

Tragverhalten von Kunststoffdübeln im ungerissenen und gerissenen Beton

Von der Fakultät für Bau- und Umweltingenieurwissenschaften
der Universität Stuttgart
genehmigte Abhandlung zur Erlangung der Würde eines
Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

Vorgelegt von
Thilo Pregartner
aus Bruchsal

Hauptberichter: Prof. Dr.- Ing. R. Eligehausen

Mitberichter: Prof. Dr.- Ing. P. Eyerer

Tag der mündlichen Prüfung: 21.Mai 2003

Institut für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart

2003

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Werkstoffe im Bauwesen der Universität Stuttgart.

Herrn Prof. Dr.-Ing. R. Eligehausen gilt mein herzlicher Dank für die Betreuung dieser Arbeit, seine wertvollen und stets hilfreichen Ratschläge und Anregungen sowie die Übernahme des Hauptberichts.

Herrn Prof. Dr.-Ing. P. Eyerer danke ich für das meiner Arbeit entgegengebrachte Interesse und die Übernahme des Mitberichts.

Weitere wertvolle Hilfe, für die ich meinen Dank aussprechen möchte, erhielt ich von Herrn M. Yazici, der als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Kunststofftechnik der Universität Essen für mich numerische Studien mit dem Programm 3D-defmod durchführte. Dank für die Zusammenarbeit gebührt natürlich ebenfalls dem Institutsleiter Herrn Prof. Dr.-Ing. E. Schmachtenberg.

Zum Gelingen dieser Arbeit trugen auch die Hilfsbereitschaft und die Unterstützung zahlreicher Kollegen und Freunde bei. Besonderer Dank gilt den Herren M. Bruckner, S. Lettow und J. Hofmann für die gewährten Hilfestellungen bei Fragen zu sämtlichen FE-Problemen und Ringintegralen. Weiterhin möchte ich meinen Kollegen M. Rößle, T. Sippel, A. Meyer und K. Krausz für die fruchtbaren Diskussionen und Anregungen danken. Herrn Dr.-Ing. habil. J. Ožbolt danke ich für die Unterstützung bei den numerischen Untersuchungen. Weiterer Dank gebührt meinen Diplomanden und studentischen Hilfskräften C. Zimmerer, R. Wagner, M. Waiblinger, R. Böhme und M. Fischer. Für die Hilfe bei meinen zahlreichen experimentellen Untersuchungen möchte ich mich herzlich bei den Technikern des IWB P. Scherf, E. Lindenmaier, L. Washington und M. Langenfeldt bedanken. Für die großzügige Förderung meiner Forschungsarbeit mit Material gebührt der Firma Ejot großer Dank. Besonders danken möchte ich den in einer Forschungskoooperation am IWB zusammengeschlossenen Firmen fischerwerke, Hilti und Würth für die Unterstützung meiner Arbeiten mit finanziellen Mitteln und Material sowie dem Deutschen Institut für Bautechnik.

Schließlich danke ich meiner Lebensgefährtin Anke Brünemann und meiner Familie für das Verständnis, den Rückhalt und die moralische Unterstützung während meiner Arbeit und meines gesamten Studiums. Meiner engsten vierbeinigen Arbeitskollegin während meines letzten Jahrs am Institut danke ich für die Bewachung meines Büros.

Inhaltsverzeichnis

1	Problemstellung	9
2	Maßgebende Eigenschaften der Kunststoffe	12
2.1	Chemischer Aufbau und Zusammensetzung	12
2.2	Mechanische Eigenschaften von Polyamid PA6 und PA66	14
2.2.1	Kurzzeiteigenschaften	14
2.2.2	Langzeiteigenschaften (Retardation und Relaxation)	22
2.2.3	Verhalten unter zyklischer Belastung	26
2.3	Vergleich der mechanischen Eigenschaften von Polyethylen und Polypropylen mit Polyamid	27
2.3.1	Kurzzeiteigenschaften	27
2.3.2	Langzeiteigenschaften	29
2.4	Grundlagen des viskoelastischen Verformungsverhaltens	30
2.4.1	Lineare Viskoelastizität.....	32
2.4.2	Nichtlineare Viskoelastizität.....	34
2.4.3	Beschreibung des viskoelastischen Verhaltens durch numerische/empirische Ansätze	34
3	Stand der Forschung zum Tragverhalten von Kunststoffdübeln in Beton	36
3.1	In Deutschland verwendete Dübelssysteme.....	36
3.2	Tragverhalten in ungerissenem Beton.....	38
3.2.1	Kurzzeitverhalten	38
3.2.2	Langzeitverhalten.....	43
3.3	Tragverhalten in gerissenem Beton.....	50
3.4	Bemessungskonzept für Kunststoffdübel in Beton.....	52
3.5	Oberflächenrauigkeit von Bohrlöchern in Beton.....	56
4	Theoretische Untersuchungen zum Tragverhalten von Kunststoffdübeln in Beton	58
4.1	Montage	59
4.2	Tragverhalten von Kunststoffdübeln in ungerissenem und gerissenem Beton (3D-Finite-Element-Untersuchungen an Dübelabschnitten).....	65
4.2.1	Das 3D-Finite-Element-Programm (MASA3) und Beschreibung des Microplane-Modells für Beton	69
4.2.2	Kalibrierung des Materialverhaltens des Kunststoffes	72
4.2.3	Prinzipielles Vorgehen bei den Berechnungen	75
4.2.3.1	Untersuchte Dübelgeometrien.....	76
4.2.3.2	Bestimmung der Spaltkräfte und Umrechnung in Spreizkräfte.....	79
4.2.4	Ergebnisse der 3D-FEM-Studien an Dübelabschnitten.....	81
4.2.4.1	Studie an fiktiven Geometrien	81
4.2.4.2	Einfluss des Dübeltyps und der Rissbreite	90
4.2.4.3	Einfluss der Verspreizungsart (Schraubdübel und Nageldübel).....	94
4.2.4.4	Einfluss des Dübeldurchmessers	97
4.2.4.5	Einfluss des Bohrereckmaßes.....	99
4.2.4.6	Einfluss von Feuchtigkeit und Temperatur.....	100
4.2.4.7	Einfluss der Belastungsgeschichte	106
4.2.4.8	Einfluss von bewegten Rissen.....	107
4.3	Untersuchungen mit einem nicht-isothermen viskoelastischen 3D-Deformationsmodell an einem Massepunkt.....	108
4.3.1	Das Programm 3D-Defmod	108

4.3.2	Kalibrierung des Materialverhaltens des Kunststoffes	109
4.3.3	Ergebnisse der Deformationsstudien an einem Massepunkt	110
5	Tragverhalten von Kunststoffdübeln in ungerissenem Beton	112
5.1	Montage	113
5.1.1	Montage von Schraubdübeln	113
5.1.2	Montage von Nageldübeln	119
5.2	Verteilung der Spaltkraft entlang der Dübelachse (Spaltkraftmessungen in Stahllamellen)	119
5.3	Spaltkraftverlauf nach der Montage	121
5.4	Bestimmung des Spaltkraftverlaufs und des Reibkoeffizienten zwischen Dübelhülse und Beton (Vereinfachte Funktionsersatzprüfungen)	126
5.4.1	Versuchsdurchführung	126
5.4.2	Ergebnisse der vereinfachten Funktionsersatzprüfungen	128
5.4.2.1	Einfluss des Dübeltyps	128
5.4.2.2	Einfluss der Konditionierung	132
5.4.2.3	Einfluss der Zeitdifferenz zwischen Dübelmontage und Dübelbelastung	134
5.5	Modellversuche zum Verschiebungsverhalten von Dübelhülse und Spreizelement bei verschiedenen Versagensarten	137
5.5.1	Versuchsdurchführung	137
5.5.2	Versuchsergebnisse	138
5.5.2.1	Versagensart Herausziehen der Hülse aus dem Bohrloch	138
5.5.2.2	Versagensart Herausziehen des Spreizelementes aus der Hülse	142
5.6	Tragfähigkeit von Einzeldübeln bei zentrischer Zugbelastung (Kurzzeit-Versuche)	144
5.6.1	Versuchsdurchführung	144
5.6.2	Einfluss des Dübeltyps, des Dübeldurchmessers und der Verankerungstiefe.....	146
5.6.3	Einfluss des Bohrereckmaßes	151
5.6.4	Einfluss der Konditionierung	153
5.6.5	Einfluss der Temperatur	156
5.6.6	Einfluss des Belastungszeitpunktes	159
5.6.7	Einfluss des Überdrehens der Dübelschraube bei der Montage auf die Herausziehlasten	164
5.7	Tragfähigkeit von Dübelgruppen bei zentrischer Zugbelastung (Kurzzeit-Versuche)	167
5.7.1	Versuchsdurchführung	167
5.7.2	Versuche in der Fläche	170
5.7.3	Versuche mit Rand- oder ECKEINFLUSS	175
5.8	Tragfähigkeit von Einzeldübeln bei zentrischer Dauerlast	178
5.8.1	Versuchsdurchführung der Kriechversuche	179
5.8.2	Festlegung eines Versagenskriteriums für Kunststoffdübel unter zentrischer Zugbelastung	181
5.8.3	Einflussfaktoren auf den Kriechverlauf	187
5.8.3.1	Einfluss des Dübeltyps, der Temperatur und der Belastungshöhe.....	187
5.8.3.2	Einfluss des Überdrehens der Schraube bei der Montage.....	190
5.8.4	Extrapolation der Kriechkurven und Überprüfung des Versagenskriteriums	192
5.9	Tragfähigkeit bei Querbelastung senkrecht zum Bauteilrand und in der Fläche...	195
5.9.1	Versuchsdurchführung	195
5.9.2	Versuche mit Einzeldübeln	197
5.9.3	Versuche mit Dübelpaaren	200
5.9.4	Betonausbruch auf der lastabgewandten Seite („Pryout“)	201

6	Tragverhalten von Kunststoffdübeln in gerissenem Beton	203
6.1	Spaltkraftmessungen (Funktionsersatzprüfungen)	203
6.1.1	Versuchsdurchführung	203
6.1.2	Berechnung der Spreizkräfte aus den gemessenen Spaltkräften in Hauptspreizrichtung	204
6.1.3	Spaltkraftverläufe	205
6.1.3.1	Einfluss des Dübeltyps und der Rissbreite	205
6.1.3.2	Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts.....	208
6.1.3.3	Einfluss der Temperatur	211
6.1.4	Reibkoeffizienten.....	213
6.1.4.1	Einfluss des Dübeltyps und der Rissbreite	213
6.1.4.2	Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts.....	216
6.1.4.3	Einfluss der Temperatur	217
6.1.5	Zusammenfassende Betrachtung der FEP II/III-Versuche	218
6.1.5.1	Einfluss der Rissbreite.....	218
6.1.5.2	Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts.....	219
6.2	Tragverhalten von Einzeldübeln bei zentrischer Zugbelastung.....	221
6.2.1	Versuchsdurchführung	221
6.2.2	Einfluss des Dübeltyps, der Spreizrichtung, des Durchmessers und der Verankerungstiefe	222
6.2.3	Einfluss der Rissbreite.....	226
6.2.4	Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts der Dübelhülse.....	229
6.2.5	Einfluss der Temperatur	233
6.2.6	Einfluss der Zeitdifferenz zwischen Rissöffnung und Dübelbelastung	236
6.3	Tragverhalten in bewegten Rissen	240
6.3.1	Versuchsdurchführung	240
6.3.2	Versuchsergebnisse.....	242
7	Sicherheitskonzept zum Tragverhalten von Kunststoffdübeln in Beton.....	245
7.1	Sicherheitskonzept der bauaufsichtlichen Zulassungen für Kunststoffdübel mit globalen Sicherheitsfaktoren	245
7.1.1	Auswertung der Versuchsergebnisse nach dem bisherigen Sicherheitskonzept mit globalen Sicherheitsfaktoren	246
7.2	Neues Sicherheitskonzept des ETAG-Entwurfs für Kunststoffdübel mit Teilsicherheitsfaktoren	248
7.2.1	Auswertung der Versuchsergebnisse nach dem ETAG-Entwurf für Kunststoffdübel mit Teilsicherheitsfaktoren.....	250
7.2.2	Vorschlag für ein verändertes Versuchsprogramm bzw. Auswerteverfahren für Zulassungsverfahren nach ETAG.....	255
7.2.2.1	Versuchsdurchführung	255
7.2.2.2	Versuchsprogramm und Auswertekriterien für die ETAG „Kunststoffdübel“	256
8	Grundzüge eines Bemessungskonzepts.....	260
9	Zusammenfassung.....	263
10	Englische Zusammenfassung- Summary.....	266
11	Weiterführende Arbeiten und offene Fragen.....	270
	Literaturverzeichnis.....	272
	Anhang	280

Bezeichnungen und Abkürzungen

Formelzeichen werden in der vorliegenden Arbeit entsprechend der üblichen Bezeichnungsweise der jeweiligen Thematik verwendet. Deshalb treten einige Formelzeichen mehrfach auf. Die Bedeutung der Symbole ist jedoch durch den Kontext eindeutig gegeben.

Allgemeine Bezeichnungen

A	Querschnittsfläche
E	Elastizitätsmodul
m	Verhältnis der Druckfestigkeit zur Zugfestigkeit
r	Radius
t	Zeit
Δt	Zeitdifferenz
T	Temperatur
ε	Dehnung
$\dot{\varepsilon}$	Dehnungsrate
φ	Drehwinkel
σ	Spannung
σ_{ZB}	Zugfestigkeit
σ_{DB}	Druckfestigkeit
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Hauptnormalspannungen
μ	Querdehnzahl

Bezeichnungen aus der Kunststofftechnik

E_c	Kriechmodul
E_r	Relaxationsmodul
E_t	Zugmodul
f	Feuchtegehalt des Polyamids
J(t)	Nachgiebigkeit (Kehrwert des Kriechmoduls)
k	Zeit-Temperatur-Verschiebungsfaktor
m	Verhältnis der Druck- zur Zugfestigkeit von Kunststoffen
PA	Polyamid
PE	Polyethylen
PP	Polypropylen
ε_0	Anfangsdehnung
ε_e	Elastischer Dehnungsanteil
ε_p	Plastischer Dehnungsanteil
ε_{Ref}	Referenzwert der Dehnung
η	Viskosität
σ_V	Versagensspannung
σ_0	Anfangsspannung
τ_{Rel}	Relaxationszeit (Quotient aus Viskosität und E-Modul)

Bezeichnungen aus der Rauigkeitsmessung

P_t	Maximale Rautiefe
R_{max}	Maximale Rautiefe
R_T	Glättungstiefe
R_a	Mittenrauwert

Bezeichnungen aus der Wärmelehre und der Tribologie

c	Spezifische Wärmekapazität
N	Normalkraft
Q	Wärmemenge
v	Reibgeschwindigkeit
α	Wärmeübergangskoeffizient
λ	Wärmeleitfähigkeit
μ	Reibkoeffizient

Bezeichnungen der Finite-Element-Methode

A_f	Fläche unter der lokalen Spannungs-Dehnungslinie
G_F	Bruchenergie von Beton auf Zug
G_c	Bruchenergie von Beton auf Druck
h	Elementgröße bzw. Breite des Rissbandes
$\Delta \varepsilon_r$	Dehnungsinkrement

Bezeichnungen aus der Befestigungstechnik

c	Randabstand
c_1	Randabstand in 1-Richtung
c_2	Randabstand in 2-Richtung
$c_{cr,N}$	Charakteristischer Randabstand bei Zugbelastung
d_{cut}	Bohrereckmaß des Hartmetallbohrers (Index max: maximal, min: minimal, m: Mittel)
d_{Kern}	Kerndurchmesser der Dübelhülse
d_{nom}	Nenndurchmesser eines Befestigungselements
d_{Spreiz}	Kerndurchmesser des Spreizelementes
f_U	Zugfestigkeit von Stahl
h	Bauteildicke
h_{ef}	Verankerungstiefe eines Befestigungselements
h_{ef}'	Mit dem CC-Verfahren korrigierte Verankerungstiefe eines Kunststoffdübels
h_{KS}	Dicke der Kunststoffhülse
l_0	Radiale Anfangsverformung, die durch das Spreizelement verursacht wird
l_f	Wirksame Lasteinleitungslänge bei Querbelastung des Befestigungselementes
p	Spreizrichtung parallel zum Riss
s	Spreizrichtung senkrecht zum Riss
s_1	Achsabstand einer Dübelgruppe in 1-Richtung
s_2	Achsabstand einer Dübelgruppe in 2-Richtung
$s_{cr,N}$	Charakteristischer Achsabstand einer Dübelgruppe bei Zugbelastung
$s(t)$	Dübelverschiebung
s_0	Dübelverschiebung beim Aufbringen der Dauerlast
$s_{u,cr}$	Kritische Dübelverschiebung beim Übergang ins tertiäre Kriechen
$s_{u,adh}$	Verschiebung bei Erreichen der Adhäsionsversagenslast von Verbunddübeln
$s_{u,cr,slip}$	Verschiebung bei Erreichen der kritischen Gleitlast von Kunststoffdübeln
t_{inst}	Zeitdifferenz zwischen Montagebeginn und Anliegen des Schraubenkopfes
v_c	Linear ermittelte Kriechgeschwindigkeit
$v_{i-h-k-h}$	Linear ermittelte Kriechgeschwindigkeit zwischen den Zeitpunkten i und k Stunden
w	Rissbreite
Δw	Rissbreitendifferenz
A_{c,N_0}	Projizierte Fläche des Betonausbruchkörpers bei Zugbelastung
$A_{c,N}$	Projizierte Fläche des Betonausbruchkörpers der Einzelbefestigung bei Zugbelastung
$A_{c,V}$	Projizierte Fläche des Betonausbruchkörpers auf der Bauteilseite bei Querbelastung
A_{c,V_0}	Projizierte Fläche des Betonausbruchkörpers der Einzelbefestigung bei Querbelastung
A_S	Schraubenquerschnittsfläche
C_{abs}	Idealisierte Kontaktfläche zwischen Dübelhülse und Beton
C_r	Bezogene idealisierte Kontaktfläche
C_{Zyl}	Fläche eines Zylinders
HSR	Hauptspreizrichtung
NSR	Nebenspreizrichtung
N	Zuglast
N_U	Zentrische Herausziehllast eines Befestigungselementes oder einer Befestigungsgruppe
$N_{U,adh}$	Adhäsionsversagenslast von Verbunddübeln bei zentrischer Zugbelastung
$N_{U,cr,slip}$	Kritische Gleitlast von Kunststoffdübeln bei zentrischer Zugbelastung
N_{U,c_0}	Betonbruchlast bei Zugbelastung
N_{U,c_0}	Betonbruchlast eines Einzeldübels bei Zugbelastung
$N_{U,p}$	Herausziehllast eines Einzeldübels bei Zugbelastung
$N_{U,S}$	Stahlbruchlast bei zentrischer Zugbelastung
N_p	Dauerlast bei Versuchen in bewegten Rissen und bei Kriechversuchen
$N_{5\%}$	5%-Fraktile der Herausziehllast
R	Reibkraft
Sp_a	Spaltkraft

$Sp_{a,max}$	Maximale Spaltkraft direkt nach dem Verspreizen
$Sp_{a,RÖ}$	Spaltkraft direkt vor der Rissöffnung
$Sp_{a,min}$	Minimale Spaltkraft direkt nach der Rissöffnung
$Sp_{a,1200}$	Spaltkraft zum Zeitpunkt $t= 1200$ Sekunden
Sp	Spreizkraft
Sp_{max}	Maximale Spreizkraft direkt nach dem Verspreizen
$Sp_{RÖ}$	Spreizkraft direkt vor der Rissöffnung
Sp_{min}	Minimale Spreizkraft direkt nach der Rissöffnung
$Sp_{300/1200}$	Spreizkraft zum Zeitpunkt $t= 300$ bzw. 1200 Sekunden
T_{Inst}	Eindrehmoment
T_M	Festdrehmoment
T_U	Versagemoment
V	Querlast
$V_{U,c,0}$	Betonkantenbruchlast bei Querbelastung
$V_{U,c}$	Betonkantenbruchlast eines Einzeldübels bei Querbelastung
$V_{U,s}$	Stahlbruchlast bei Querbelastung
$V_{U,cP}$	Betonbruchlast bei Querbelastung und Versagensart Pryout
$V_{U,cP,0}$	Betonbruchlast eines Einzeldübels bei Querbelastung und Versagensart Pryout
α	Faktor zur Umrechnung zwischen zentrischer Stahlzugfestigkeit und Schubfestigkeit
$\beta_{W,200}$	Würfeldruckfestigkeit des Betons (Würfel mit Kantenlänge 200 mm)
ϵ_{radial}	Radiale Kunststoffdehnung, die durch das Spreizelement verursacht wird
$\Delta\epsilon_{Riss}$	Dehnungsdifferenz bei Rissöffnung
φ_U	Drehwinkel bei Erreichen des Versagemoments
φ_{Inst}	Drehwinkel bei Anliegen des Schraubenkopfes
σ_{Sp} o. p_i	Spreizdruck eines Kunststoffdübels bzw. Innendruck
$\Delta\sigma_{Riss}$	Spannungsdifferenz bei Rissöffnung
$\Delta\sigma_{Relax}$	Spannungsdifferenz durch Relaxation
μ	Reibkoeffizient zwischen Kunststoff und Beton
$\psi_{h,V}$	Faktor zur Berücksichtigung der Bauteildicke bei Querbelastung
$\psi_{s,V}$	Faktor zur Berücksichtigung der Bauteilecke bei Querbelastung
$\psi_{s,N}$	Faktor zur Berücksichtigung einer Bauteilkante bei Zugbelastung

Bezeichnungen aus der Sicherheitstheorie

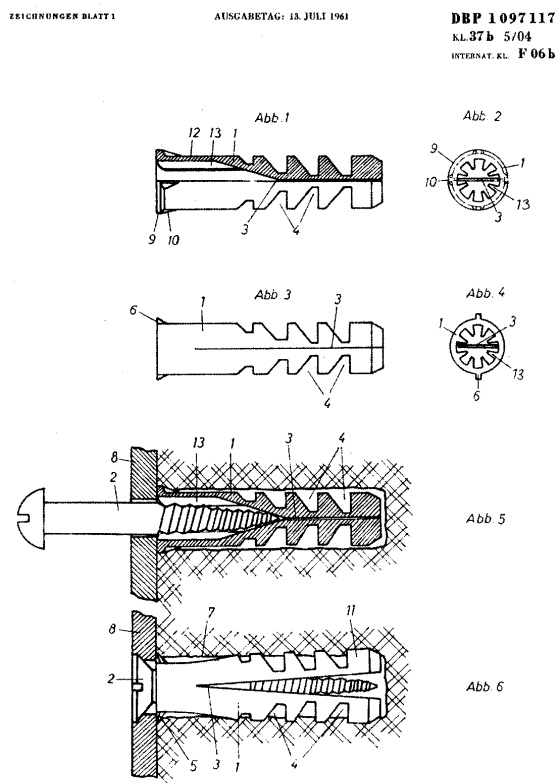
G	Ständig wirkende Last
R	Beanspruchbarkeit
S	Beanspruchung
Q	Verkehrslast
$zulF$	Zulässige Last nach bauaufsichtlichen Zulassungen des DIBt
α	Quotient aus Mittelwert bzw. Fraktilwert von Eignungsversuchen und Referenzversuch
$vorh\alpha$	Vorhandener Quotient (aus den Versuchen ermittelt)
$req\alpha$	Minimaler Wert des Quotienten ohne Abminderung des charakteristischen Wertes
α'	Abminderungsfaktor der charakteristischen Last
γ	Sicherheitsbeiwert
γ_M	Teilsicherheitsbeiwert des Materialwiderstandes
γ_C	Teilsicherheitsbeiwert für Beton unter Druckbeanspruchung
γ_1	Teilsicherheitsbeiwert zur Berücksichtigung der Streuung von Beton unter Zugbeanspruchung
γ_2	Montagesicherheitsbeiwert

Wichtige Indizes

c	Beton
cr	Charakteristischer Wert
d	Bemessungswert
k	Charakteristischer Wert
m	Mittelwert

1 Problemstellung

Das Prinzip des Kunststoffdübels basiert auf dem Grundgedanken, Kunststoff gegen eine zylindrische Bohrlochwand zu pressen, um so durch Reibung zwischen Kunststoff und Bohrlochwand einen Ausziehwiderstand zu erreichen. Dieser „Spreizdübel aus Kunststoff“ wurde von Artur Fischer entwickelt und 1958 zum Patent angemeldet. In Bild 1.1 sind Zeichnungen des S-Dübel aus der Patentschrift von 1961 dargestellt. 1976 erfolgte die erste bauaufsichtliche Zulassung für einen Kunststoffdübel durch das damalige Institut für Bautechnik (*Beton (1976), Zulassungsnummer Z-1.2.1-46/74*). Seither wurde der Kunststoffdübel bereits vielfach für leichte Befestigungen eingesetzt. Heutzutage werden Kunststoffdübel millionenfach im privaten und im bauaufsichtlich relevanten Bereich verwendet. Der Einsatzbereich reicht von Befestigungen von Rohrleitungen und abgehängten Decken bis zur Verankerung von Fassadenunterkonstruktionen. Haupteinsatzgebiet von bauaufsichtlich zugelassenen Kunststoffdübeln sind Befestigungen von Unterkonstruktionen von Fassaden. Dies ist streng genommen auch der einzige durch das Deutsche Institut für Bautechnik (DIBt) bauaufsichtlich zugelassene Anwendungsfall, da Kunststoffdübel nur als Mehrfachbefestigungen (redundante und gleichartige statische Systeme) für Fassadenkonstruktionen zugelassen sind. Bild 1.2 zeigt Beispiele von typischen Fassadenunterkonstruktionen. In privaten Haushalten werden Kunststoffdübel ebenfalls häufig eingesetzt, da die einfache Montage und der günstige Preis Befestigungen in nahezu allen Untergründen mit einfachsten Hilfsmitteln erlauben.



Kunststoffdübel bestehen in der Regel aus einer Dübelhülse aus Kunststoff und einem Spreizelement aus Stahl. Das Spreizelement aus Stahl wird bei der Montage durch Einschrauben (Schraubdübel) oder Einschlagen (Nageldübel) in die Kunststoffhülse eingetrieben. Beim Eintreiben des Spreizelementes wird Kunststoff verdrängt und die Kunststoffhülse dadurch gegen die Bohrlochwand gedrückt. Der durch den verdrängten Kunststoff entwickelte Druck wird als Spreizdruck bezeichnet. Belastet man einen Kunststoffdübel durch eine zentrische Zugkraft, wird er in der Regel aus dem Bohrloch herausgezogen, ohne den umliegenden Beton zu beschädigen. Die Tragfähigkeit eines Kunststoffdübels unter zentrischem Zug wird daher wesentlich durch die beiden Parameter Spreizdruck und Reibkoeffizient zwischen Dübelhülse und Beton beeinflusst. In Versuchen wird in der Regel nicht der Spreizdruck sondern die Spaltkraft von Kunststoffdübeln gemessen. Die Spaltkraft ist die resultierende Kraft des Spreizdrucks in eine Koordinatenrichtung.

Bild 1.1 Der S-Dübel des Erfinders Artur Fischer in der Patentschrift DBP 1097117 aus dem Jahre 1961, aus *Reinhardt (1994)*

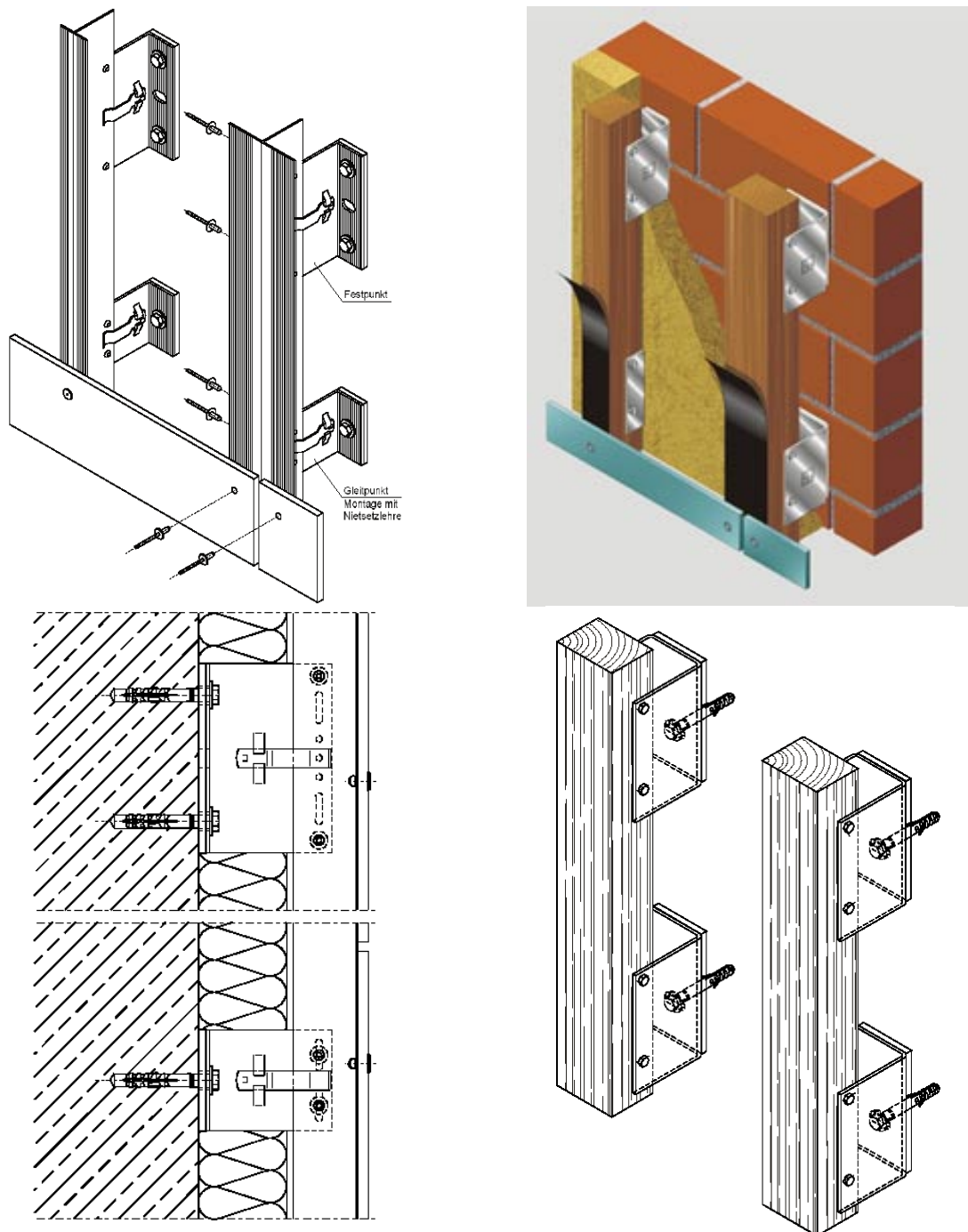


Bild 1.2 Beispiele für Unterkonstruktionen vorgehängter hinterlüfteter Fassaden, links: Fassade mit Aluminium-Unterkonstruktion, rechts: Fassade mit Holz-Unterkonstruktion, aus *BWM (2002)*.

Das Tragverhalten von Kunststoffdübeln mit einer Schraube als Spreizelement in ungerissenem Beton wurde bisher mehrfach untersucht und in einigen Veröffentlichungen erörtert (z.B. *Ehrenstein (1976/1)*, *Ehrenstein (1976/2)*, *Eligehausen/Mallée/Rehm (1997)*). Hier werden Untersuchungen zum Spaltkraftverlauf und zum Reibkoeffizienten zwischen Kunststoff und Beton beschrieben. Weiterhin werden unterschiedlichste festigkeitsmindernde Einflüsse auf das Tragverhalten von Kunststoffdübeln anhand der Ergebnisse von Ausziehversuchen diskutiert. Über das Tragverhalten von Kunststoffdübeln im gerissenen Beton liegen bisher nur wenige Veröffentlichungen vor (*Eligehausen/Mallée (2000)*). Zum Verformungsverhalten von Kunststoffdübeln in bewegten Rissen gibt es keine Hinweise in der Literatur. Auch Ergebnisse von Versuchen mit Nageldübeln sind bisher nicht veröffentlicht.

Kunststoff reagiert auf äußere Belastungen viskoelastisch, d.h. Spannungen und Dehnungen des Kunststoffdübels passen sich mit einer gewissen Zeitverzögerung an sich ändernde Bedingungen an. Die beiden Grundprinzipien des zeitabhängigen Verformungsverhaltens werden als Relaxation und Retardation (auch Kriechen) bezeichnet. Relaxation ist die Spannungsabnahme bei konstanter Dehnung, während Retardation die Dehnungszunahme bei gleichbleibender Spannung bezeichnet. Diese beiden zeitabhängigen Prozesse beeinflussen Spreizdruck und Reibkoeffizient von Kunststoffdübeln maßgeblich. Daher verändern sich die Herausziehlasten im gerissenen und ungerissenen Beton mit zunehmender Zeitdifferenz zwischen der Montage und der Belastung des Dübels. Weiterhin zeigen Kunststoffdübel unter Dauerlast eine zeitabhängige Zunahme der Verschiebung. Weitere festigkeitsmindernde Einflüsse auf das Spannungs-Dehnungsverhalten von Kunststoff sind Temperatur, Feuchtigkeit und Dehnungsrate.

Im Rahmen dieser Arbeit wird das Tragverhalten von Kunststoffdübeln in ungerissenem und gerissenem Beton unter zentrischer Zugbelastung untersucht. Dabei werden in numerischen und experimentellen Studien die beiden Komponenten Spreizkraft und Reibkraft getrennt betrachtet und ihr Einfluss auf das Tragverhalten verdeutlicht. Hauptaugenmerk liegt hierbei auf zeitabhängigen Prozessen infolge des viskoelastischen Kunststoffverhaltens.

Im theoretischen Teil dieser Arbeit wird der Einfluss der Dübelgeometrie auf die Spreizkraft anhand von nichtlinearen 3D-Finite-Element-Parameterstudien untersucht. Dabei wird sowohl das zeitabhängige Kunststoffverhalten als auch der Spreizkraftverlauf nach der Rissöffnung simuliert. Diese Studien erlauben Rückschlüsse auf das reale Verhalten komplexer Dübelgeometrien und die entscheidenden Einflussparameter auf das Tragverhalten in Beton. Mit Hilfe eines nicht-isothermen viskoelastischen Rechenmodells, das an der Universität Essen entwickelt wurde, soll der Einfluss der Verspreizungsart bzw. der Erwärmung des Kunststoffes bei der Montage auf den Spreizkraftverlauf verdeutlicht werden.

Mit Hilfe eines Spaltkraft-Relaxationsprüfstandes wird die Verteilung der Spaltkraft entlang der Dübelachse von verschiedenen Dübeltypen bestimmt. Durch Messungen der Spaltkraft von Kunststoffdübeln in zerteilten Betonwürfeln und gleichzeitiger Belastung durch eine Zugkraft (Methode der Funktionsersatzprüfung) wird der Reibkoeffizient zwischen Dübelhülse und Beton unter verschiedenen Einflüssen ermittelt. Während dieser Messungen kann auch eine Rissöffnung durchgeführt werden. Aus den Ergebnissen der Spaltkraftmessungen wird die Spreizkraft verschiedener Dübeltypen berechnet. Die Spreizkraft entspricht dem Integral des Spreizdrucks über den Dübelumfang. Durch die Korrelation der Ergebnisse aus den numerischen Studien und den Spaltkraftmessungen mit den Ergebnissen aus zentrischen Ausziehversuchen im gerissenen und ungerissenen Beton wird das Tragverhalten von Kunststoffdübeln in Beton erläutert und durch die Möglichkeit der getrennten Betrachtung von Reibkoeffizient, Spaltkraft bzw. Spreizkraft und Herausziehlasterlast in seine Einzelkomponenten zerlegt.

Aus Untersuchungen zum Verhalten von Kunststoffdübeln unter Dauerlast wird ein Versagenskriterium für Kunststoffdübel abgeleitet und eine Methode zur Auswertung von Kriechversuchen vorgeschlagen.

Durch zentrische Ausziehversuche mit Dübelgruppen wird untersucht, ob Kunststoffdübel unter Zugbelastung einen Betonausbruch verursachen können. In Querlastversuchen am Rand und ohne Randeinfluss wird gezeigt, dass das für Metaldübel hergeleitete CC-Verfahren auch für Kunststoffdübel angewendet werden kann. Aus diesen Versuchsergebnissen wird ein mögliches Bemessungskonzept für Kunststoffdübel in Beton abgeleitet.

Weiterhin werden die Ergebnisse zahlreicher zentrischer Ausziehversuche in umfassenden Diagrammen ausgewertet und damit die aus der Literatur bekannten Diagramme zum Einfluss von Feuchtigkeit, Temperatur und Bohrereckmaß erweitert. Abschließend sollen Auswertungen nach dem derzeit gültigen ETAG-Entwurf für Kunststoffdübel bzw. nach bisherigen Zulassungsrichtlinien das Sicherheitsniveau von Kunststoffdübeln verdeutlichen.

2 Maßgebende Eigenschaften der Kunststoffe

In den folgenden Abschnitten wird hauptsächlich auf die Kunststoffe eingegangen, die für die Herstellung von Kunststoffdübeln geeignet sind bzw. aus denen nach derzeitigem Kenntnisstand Dübelhülsen gefertigt werden. Bei den diskutierten Eigenschaften wird der Schwerpunkt auf Parameter gelegt, die für das Tragverhalten von Kunststoffdübeln von Bedeutung sind.

2.1 Chemischer Aufbau und Zusammensetzung

Für die Herstellung von Dübelhülsen bauaufsichtlich zugelassener Kunststoffdübel sind in Deutschland nur spezielle Kunststoffarten verschiedener Kunststofflieferanten vom Deutschen Institut für Bautechnik (DIBt) zugelassen. Die zugelassenen Kunststoffe gehören zur Gruppe der Polyamide und sind Polyamide PA6 oder PA66. In anderen europäischen Ländern werden auch Kunststoffdübel mit Dübelhülsen aus Polyethylen oder Polypropylen verwendet.

In der vorliegenden Arbeit werden handelsübliche Kunststoffdübeltypen untersucht, die in der Regel in Deutschland zugelassen sind und eingesetzt werden. Aus diesem Grund wird in diesem Abschnitt in erster Linie der chemische Aufbau und die mechanischen Eigenschaften der Polyamide und speziell der Polyamide PA6 bzw. PA66 erläutert. Die Eigenschaften von Polyethylen und Polypropylen werden an einigen Stellen als Vergleich zu Polyamid herangezogen.

Die Nomenklatur der Polyamide ergibt sich aus der Abkürzung PA und der Anzahl an Kohlenstoffatomen des oder der jeweiligen Monomere. Hat die Bezeichnung des Polyamids zwei Ziffern, so bedeutet die erste Ziffer die Anzahl der Kohlenstoffatome des Diamins, die zweite Ziffer die Anzahl der Kohlenstoffatome der Dicarbonsäure.

Polyamid kann durch Polykondensation hergestellt werden. Unabhängig vom strukturellen Aufbau zeichnen sich Polyamide durch eine hohe Festigkeit, Steifigkeit und Härte, eine hohe Formbeständigkeit unter Wärmeeinfluss, einen hohen Verschleißwiderstand, eine hohe Beständigkeit gegen Lösemittel, Kraftstoffe, Schmiermittel und durch gesundheitliche Unbedenklichkeit aus (*Domininghaus (1998)*).

Polyamid ist ein teilkristallines Thermoplast, d.h. es besteht aus kristallinen und nicht kristallinen (amorphen) Bereichen (*Bottenbruch/Binsack (1998)*). Die Eigenschaften des Formteils werden entscheidend durch die Eigenschaften und Ausbildung der kristallinen bzw. der nicht kristallinen Bereiche bestimmt (Volumenanteil, Größe, Form, Orientierung und Perfektion der Kristalle bzw. Größe, Orientierung, Homogenität und Dichte der amorphen Bereiche). Bild 2.1 zeigt die molekulare Struktur von Polyamid PA6 und PA66. Einen entscheidenden Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften der Polyamide hat die Ausbildung von Wasserstoffbrücken zwischen den Molekülketten. Bei Polyamiden wirkt die NH-Gruppe als Protonendonator (Wasserstoffatom) und die CO-Gruppe als Protonenakzeptor (Sauerstoffatom) der Wasserstoffbrücke. Durch die Anordnung der Gruppen kann in PA66 jede funktionelle Gruppe ohne Deformation der Molekülketten eine Wasserstoffbrücke bilden, während bei PA6 nur jede zweite Gruppe eine Brückenbildung zulässt (vgl. Bild 2.1). Daher hat PA66 beispielsweise eine größere Steifigkeit und eine höhere Schmelztemperatur. Polyamid hat in der Regel einen Kristallinitätsgrad von etwa 30% bis 45%.

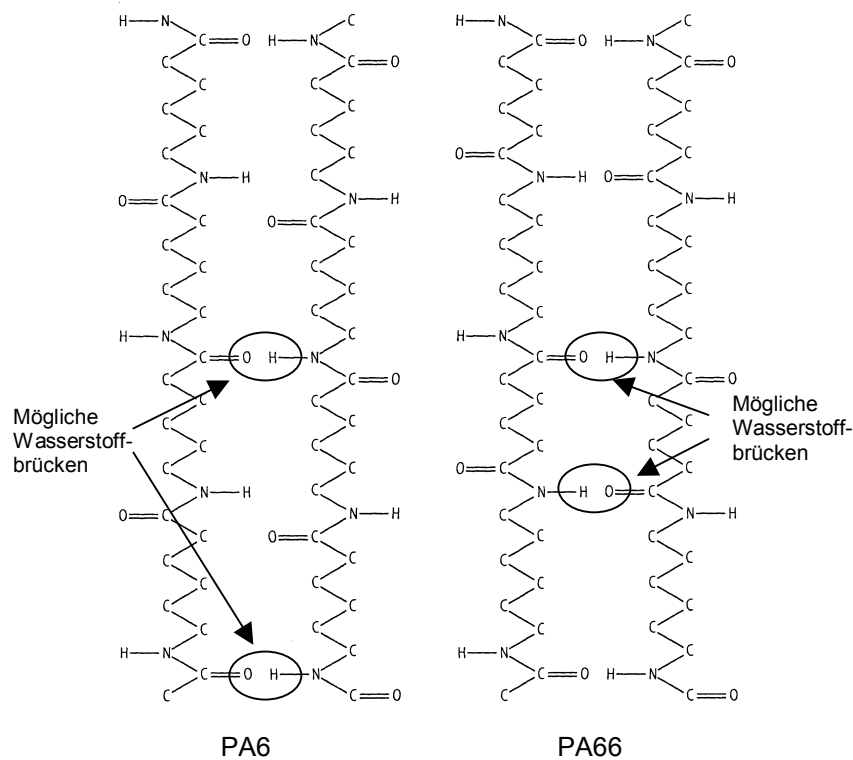


Bild 2.1 Molekulare Struktur von Polyamid PA6 und PA66, aus *Domininghaus (1998)*

Polyethylen (PE) und Polypropylen (PP) sind ebenfalls teilkristalline Thermoplaste. Sie gehören zur Gruppe der Polyolefine und werden durch Polymerisation von Ethylen bzw. Propylen erzeugt. Die molekulare Struktur der beiden Thermoplaste PE und PP ist in Bild 2.2 dargestellt. Polyethylen besteht aus einer Verkettung vieler (CH₂)-Gruppen, während bei Polypropylen jeder vierte Substituent aus einer Methylgruppe (CH₃) besteht. An der molekularen Struktur ist zu erkennen, dass Polyethylen und Polypropylen keine Wasserstoffbrücken bilden können. Als Nebervalenzbindungen (physikalische Bindungen) können daher nur van-der-Waals'sche Kräfte (Dispersionskräfte) wirken (*Ehrenstein (1999)*).

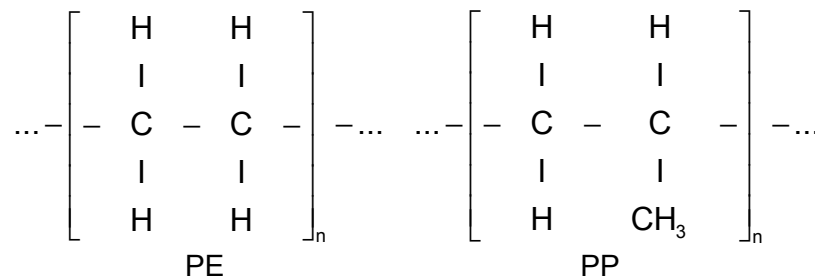


Bild 2.2 Molekulare Struktur von Polyethylen (PE) und Polypropylen (PP), aus *Ehrenstein (1999)*.

Je nach Polymerisationsart können sich bei Polyethylen Ketten mit wenigen Verzweigungen und Ketten mit vielen Verzweigungen bilden. Dadurch werden Rohdichte und mechanische Eigenschaften beeinflusst. Für die Fertigung von Kunststoffdübeln wird in der Regel Polyethylen mit wenig verzweigten Ketten und dadurch hoher Dichte verwendet. Dieses Polyethylen wird mit der Erweiterung HD für „high density“ gekennzeichnet. Bei Polypropylen kann zwischen isotaktischer, ataktischer und syndiotaktischer Anordnung der Methylgruppe unterschieden werden (*Domininghaus (1998)*). Bei isotaktischem Polypropylen liegen die CH₃-Gruppen alle auf der gleichen Seite der Molekülkette. Durch die regelmäßige Struktur ergibt sich ein hoher Ordnungsgrad, was in einem hohen Kristallinitätsgrad resultiert. Je höher der Kristallinitätsgrad ist, um so größer sind Festigkeit, Steifigkeit und Härte. Daher wird für die Herstellung von Kunststoffdübeln isotaktisches Polypropylen verwendet. Bei ataktischer Anordnung folgen die Methylgruppen in ihrer räumlichen Lage keiner Regel, während

sie bei syndiotaktischer Anordnung alternierend zur Polymerkette stehen. Polyethylen und Polypropylen haben in der Regel einen Kristallinitätsgrad von etwa 60% bis 80%.

Teilkristalline Polymere bestehen aus verschiedenen morphologischen Bauelementen: Lamellenkristalle (auch Faltkristalle genannt), Nadelkristalle und amorphe Phase. Bei dem für Kunststoffdübel üblichen Formgebungsverfahren (Spritzgießverfahren) kristallisieren Polyamide als Lamellenkristalle. Dabei ordnen sich die Makromoleküle linienförmig parallel zueinander in Faltblöcken (Bild 2.3, links). Zwischen den Makromolekülen wirken Nebervalenzkräfte (Wasserstoffbrücken oder van-der-Waals'sche Kräfte).

Die Lamellenkristalle ordnen sich in ruhenden und unterkühlten Schmelzen radial um Kristallisationskeime an. Die radialen Molekülstrukturen der Lamellenkristalle werden Sphärolite genannt (Bild 2.3, rechts). Ihr Durchmesser beträgt 0,1 mm bis 1 mm. Die amorphe Phase der teilkristallinen Polymere bildet sich an den Grenzflächen der Lamellenkristalle aus und ist in Bild 2.3 auf der linken Seite als Schlaufen am Lamellenkristall dargestellt. Die amorphen Bereiche ergeben sich aus den Faltungsblöcken der in die Kristallite zurücklaufenden Ketten, aus von Kristallit zu Kristallit durchlaufenden Ketten oder aus freien Kettenenden (*Ehrenstein (1999)*). Der Sphärolitdurchmesser hat einen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften von Formteilen aus Polyamid mit vergleichbarer Kristallinität. Der Einfluss wird jedoch mit steigendem Wassergehalt und steigender Temperatur geringer. Nadelkristalle bilden sich aus strömenden, übersättigten Lösungen.

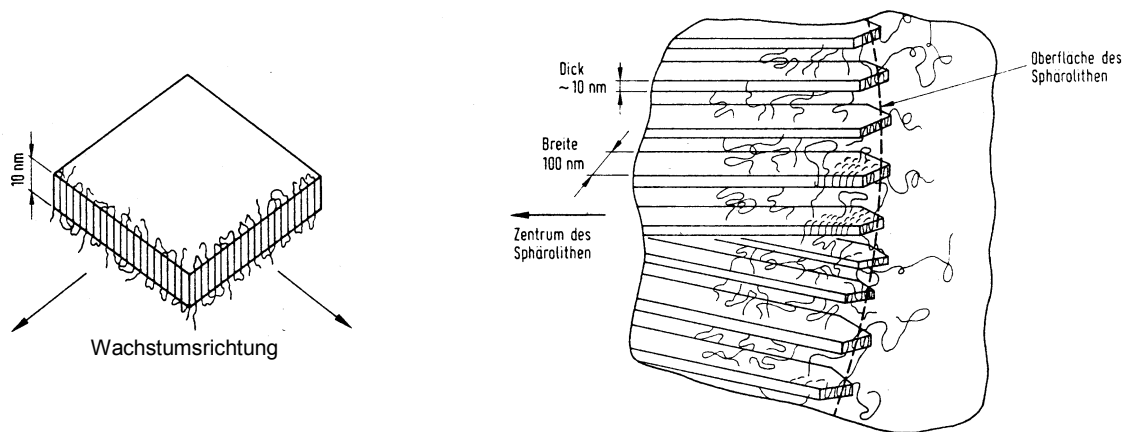


Bild 2.3 Schema eines Lamellen- bzw. Faltkristalls (links) und schematische Darstellung der Wachstumsfront eines Sphärolithen (rechts), aus *Bottenbruch/Binsack (1998)*

2.2 Mechanische Eigenschaften von Polyamid PA6 und PA66

Die Darstellung wird auf die Polyamidarten PA6 (z.B. Ultramid B3L[®] (Hersteller BASF)) und PA66 (z.B. Zytel XA382[®] (Hersteller Du Pont)) eingeschränkt, da nur diese beiden Kunststoffe zur Herstellung der untersuchten Kunststoffdübel verwendet werden.

2.2.1 Kurzzeiteigenschaften

Die mechanischen Kurzzeiteigenschaften der Polyamide werden stark durch den Einfluss von Temperatur und die Möglichkeit Wasser reversibel aufzunehmen bestimmt. Aber auch die Verarbeitung des Kunststoffes, wie zum Beispiel der Kristallinitätsgrad, beeinflussen die mechanischen Eigenschaften von Polyamiden.

Mit steigendem Kristallinitätsgrad steigen Steifigkeit, Festigkeit, Härte und Abriebfestigkeit des Polyamids, während ein größerer amorpher Anteil größere Flexibilität und eine größere Wasseraufnahme bedeutet (*Bottenbruch/Binsack (1998)*). Über den Einfluss des Kristallinitätsgrads auf die Eigenschaften der Polyamide wird hier nicht weiter berichtet, da dieser bereits durch die Herstellung der Kunststoffdübel bestimmt wird.

Polyamid ist ein hygroskopisches Material, d.h. es kann Wasser reversibel in den amorphen Bereichen der teilkristallinen Polymerstruktur einlagern. Die Bereitschaft von Polyamid Wasser aufzunehmen, ist durch die Polarität seines Aufbaus begründet. Die Wasseraufnahme bewirkt eine Erweichung der amorphen Bereiche der teilkristallinen Struktur, wodurch die amorphen Bereiche nicht mehr als festgefügte Blöcke unterstützend wirken können. Der genaue Vorgang der Wassereinlagerung in Kunststoffen ist jedoch bisher nicht ausreichend geklärt (Tome (2000)). Nach Sarabi (1984) stört das Wasser die Nebenvalenzbindungen in den amorphen Bereichen. Es lagert sich zwischen den Wasserstoffbrücken des amorphen Bereichs ein.

Die Feuchtigkeitsaufnahme eines Kunststoffformteils hängt von den Umgebungsbedingungen (Temperatur und relative Luftfeuchte) ab. Bei einer relativen Luftfeuchte von 50% beträgt die Feuchtigkeitsaufnahme von Ultramid B3[®] ca. 2,5% bis 3,0% (Bild 2.4). Dieser Feuchtegehalt wird Ausgleichsfeuchtegehalt oder „luftfeucht“ genannt, da er sich unter Standardbedingungen einstellt. In Bild 2.5 ist die Wasseraufnahme von Ultramid B3[®] in Abhängigkeit der Konditionierbedingung dargestellt. Bei Lagerung eines 2 mm dicken Formteils unter Wasser (T= 20°C) muss die Konditionierung ca. 40 bis 50 Tage durchgeführt werden, um eine Wassersättigung zu erreichen. Dieser Konditionierungszustand wird weiterhin als „nass“ bezeichnet. Die Wasseraufnahme kann durch eine Erhöhung der Umgebungstemperatur wesentlich beschleunigt werden. Im Normklima bei einer Temperatur von 23°C und 50% relativer Luftfeuchte braucht ein Formteil aus Polyamid (Dicke: 2 mm) ca. 200 bis 250 Tage, um den Ausgleichsfeuchtegehalt zu erreichen. Um den Ausgleichsfeuchtegehalt von Polyamid schneller zu erreichen, kann die Konditionierung nach DIN ISO 1110 durchgeführt werden. Hierbei wird in einem Klima von 70°C und 70% relativer Luftfeuchte konditioniert. Dieses Klima kann zum Beispiel in einem Exsikator über einer gesättigten Kaliumjodid-Lösung bei einer Temperatur von T= 70°C hergestellt werden. Durch Trocknen eines Formteils bis zur Massekonstanz wird der Konditionierungszustand „trocken“ erreicht. Der Wassergehalt des Formteils ist dann kleiner als 0,5%. Die Wasseraufnahme von Polyamid führt zu einer Quellung des Formteils um ca. 0,9% des Volumens je Prozent Wasseraufnahme (Tome (2000)).

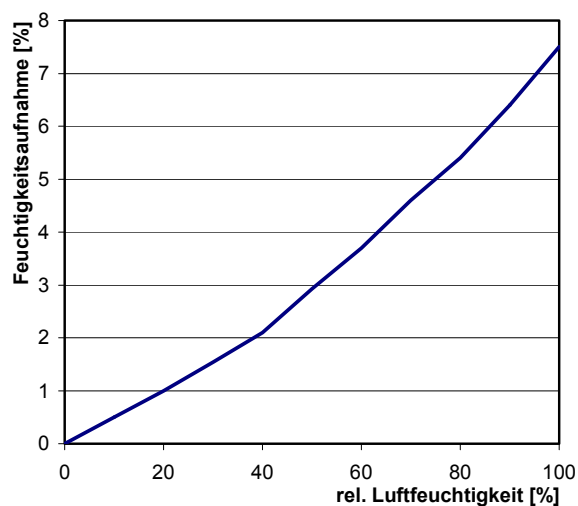


Bild 2.4 Feuchtigkeitsaufnahme von Ultramid B3[®] in Abhängigkeit der relativen Luftfeuchte, Temperaturbereich 10°C bis 70°C, Daten aus BASF (2001/1)

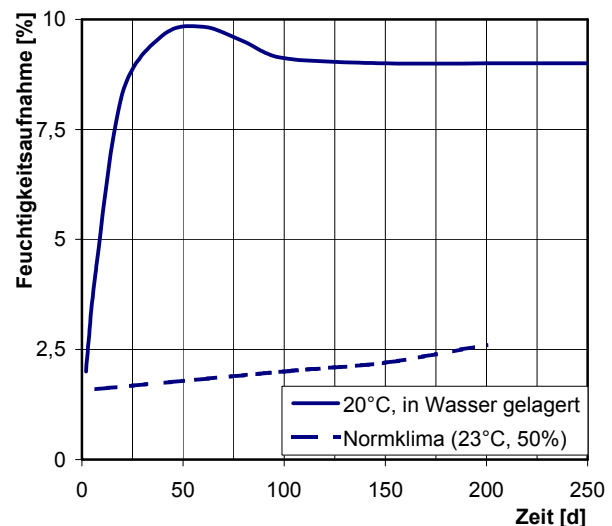


Bild 2.5 Wasseraufnahme von Ultramid B3[®] in Abhängigkeit von der Lagerzeit und den Konditionierbedingungen (Dicke 2 mm), Daten aus BASF (2001/1)

Der Glasübergangsbereich (auch Erweichungs-/ Einfrierungsbereich genannt) ist der Temperaturbereich, bei dem der Kunststoff vom energieelastischen in den entropieelastischen Zustand übergeht. Der Temperaturbereich heißt Glasübergangsbereich, da die amorphen Bereiche in teilkristallinen Thermoplasten unterhalb dieses Bereichs einen glasartig spröden Zustand aufweisen. Oberhalb der Glasübergangstemperatur sind die amorphen Bereiche in einem zähen Zustand. Die kristallinen Bereiche des Thermoplasts bleiben bis zum Auf-

schmelzen fest bzw. hart, da in den Kristallen die physikalischen Bindekräfte optimal wirken. Die physikalischen Bindungen werden erst beim Erreichen der Schmelztemperatur aufgelöst. Die Glasübergangstemperaturen von PA6 und PA66 sind in Tabelle 2.2 dargestellt. Liegt die Prüftemperatur unterhalb der Glasübergangstemperatur, bildet der Werkstoff in Spannungs-Dehnungskurven eine deutliche Streckgrenze aus, da die amorphen Bereiche spröde versagen. Bei einer Prüftemperatur oberhalb des Glasübergangs versagt der Werkstoff bei sehr großen Dehnungen zäh und duktil (vgl. z.B. Bild 2.7). Im energieelastischen Zustand (spröde) verformen sich Polymerwerkstoffe bei Belastung durch reversible Änderungen der Atomabstände und der Valenzwinkel von chemischen Bindungen. Die Atome schwingen nur wenig (infolge von Wärme) um ihre Ruhelage. Ganze Kettenteile werden nur selten umgelagert, was Voraussetzung für viskose Verformungen wäre. Mit steigender Temperatur fällt der Elastizitätsmodul (E-Modul) infolge der Wärmedehnung (Abstandvergrößerung der Atome). Im entropieelastischen Zustand (zäh) hängt der Elastizitätsmodul nur noch wenig von der Temperatur ab. Die Rotations- und Umlagerungsmöglichkeit von Kettensegmenten und Seitenketten (Mikrobrown'sche Bewegungen) erlauben es den Molekülen im entropieelastischen Zustand, unter Belastung eine gestreckte Gestalt anzunehmen. Infolge der Wärmebewegung streben die Molekülketten jedoch eine geknäuelte Form an. Dadurch entsteht eine elastische Rückstellkraft. Viskoses Fließen ist in diesem Zustand möglich (*Ehrenstein (1999)*).

Glasübergangstemperatur		PA6	PA66
trocken	[°C]	78°C	90°C
luftfeucht	[°C]	28°C	39°C
wassergesättigt	[°C]	-8°C	-6°C

Tabelle 2.1 Glasübergangstemperaturen von Polyamid PA6 und PA66, nach *Ehrenstein (1999)*.

In Bild 2.6 ist der Einfluss des Konditionierungszustandes und der Temperatur auf den Elastizitätsmodul von Ultramid B3L[®] (PA6) dargestellt. Der Elastizitätsmodul nimmt in allen Konditionierungszuständen mit zunehmender Temperatur ab. Im Temperaturbereich zwischen ca. 15°C und 30°C ist die Abnahme des E-Moduls in luftfeuchtem Zustand sehr ausgeprägt, da dies der Glasübergangsbereich von PA6 ist. Er fällt von ca. 1.800 N/mm² auf 1.200 N/mm². Dies ist der Temperaturbereich, in dem die meisten Ausziehversuche unter Laborbedingungen durchgeführt werden. In trockenem Zustand beginnt die starke Abnahme des Elastizitätsmoduls wegen der höheren Glasübergangstemperatur erst bei etwa 40°C. Der Einsatzbereich von Kunststoffdübeln liegt in der Regel zwischen 0°C und 80°C. In nassem Konditionierungszustand ändert sich der Elastizitätsmodul in diesem Temperaturbereich nur wenig, da das Polyamid bereits bei Temperaturen unter 0°C in den entropieelastischen Zustand übergeht. Der Elastizitätsmodul in trockenem Zustand bei einer Temperatur von T= 20°C ist in etwa gleich groß wie der Elastizitätsmodul in luftfeuchtem Zustand bei 0°C. Er beträgt etwa 3.000 N/mm². Bei 20°C ist der E-Modul des Polyamids in nassem Konditionierungszustand etwa gleich groß wie im luftfeuchten Zustand bei einer Temperatur von ca. 50°C (ca. 700 N/mm²).

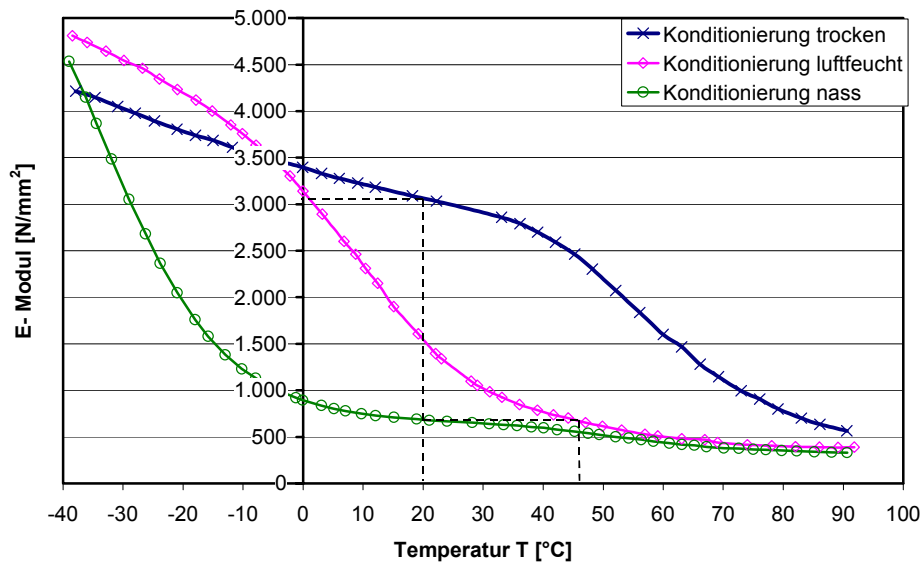
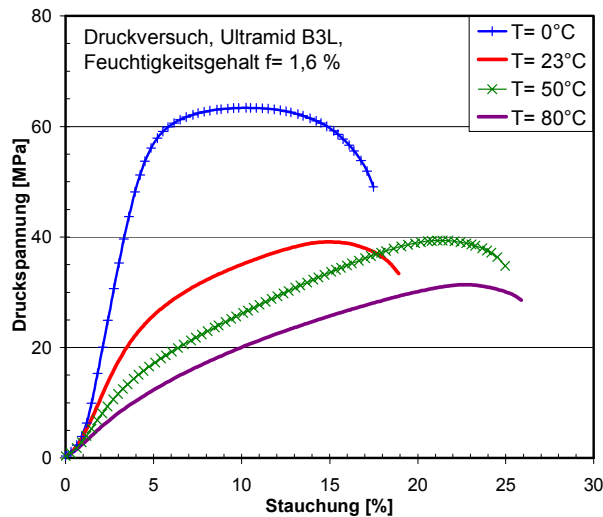


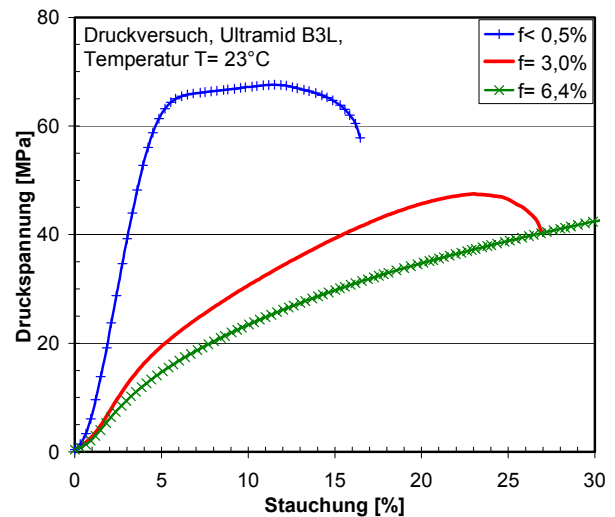
Bild 2.6 Einfluss von Feuchtigkeit und Temperatur auf den Elastizitätsmodul von Ultramid B3L[®], Daten aus BASF (2001/2).

Bild 2.7 und Bild 2.8 zeigen den Einfluss von Temperatur und Feuchtigkeit auf das Spannungs-Dehnungsverhalten unter Druckbeanspruchung von Ultramid B3L[®] (PA6, Bild 2.7) und Zytel XA382[®] (PA66, Bild 2.8). Die dargestellten Kurven sind über die Dehnung gemittelte Spannungs-Dehnungskurven aus mindestens 3 Einzelversuchen. Die Versuche wurden nach DIN EN ISO 604 durchgeführt (IKP (2001)). Die Spannungs-Dehnungskurven wurden bis zum Erreichen sehr großer Stauchungen ermittelt, da beim Verspreizen von Kunststoffdübeln dem Polyamid ebenfalls sehr große Stauchungen aufgeprägt werden. Die Prüfungen wurden an schmalen Kunststoffplatten durchgeführt, die zum Ausknicken neigen. Daher fallen die Spannungs-Dehnungskurven beim Versagen auch in den zähen Materialzuständen (nass oder Temperaturen über 23°C) bei relativ geringen Dehnungen ab.

Es ist zu erkennen, dass die Fließspannung und der Elastizitätsmodul mit zunehmender Feuchtigkeit bzw. mit zunehmender Temperatur bei beiden Kunststoffen abnehmen, während die Spannungs-Dehnungskurven wesentlich duktiler werden. In trockenem Zustand und bei einer Temperatur von 0°C verhalten sich beide Polyamide spröde. Die maximale Spannung und die Steifigkeit der Spannungs-Dehnungskurven sind für beide Einflüsse etwa vergleichbar. Bei einer Temperatur von $T = 50^{\circ}\text{C}$ und in nassem Zustand ist die Steigung der Spannungs-Dehnungskurven der beiden untersuchten Kunststoffe ähnlich. Polyamid ist jedoch in nassem Zustand noch wesentlich zäher als bei 50°C. Die Dehnung beim Versagen (Ausknicken) ist in nassem Zustand größer als 30%.

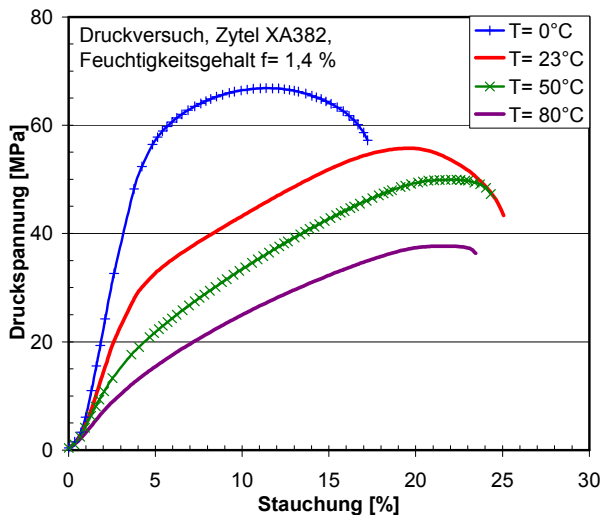


(a) Einfluss der Temperatur

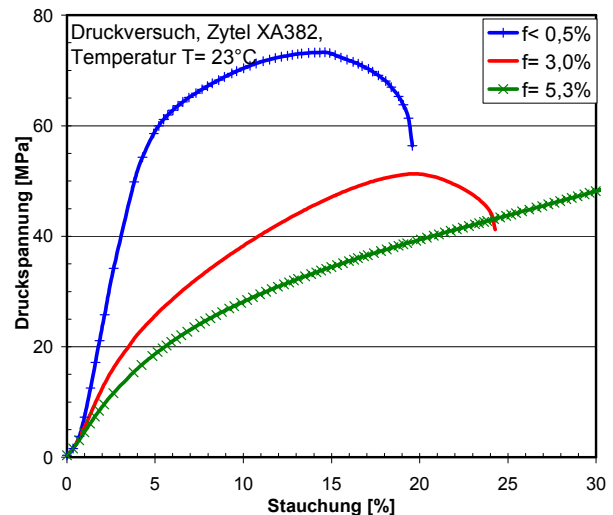


(b) Einfluss der Feuchtigkeit

Bild 2.7 Einfluss von Temperatur und Feuchtigkeit auf das Spannungs-Dehnungsverhalten von Ultramid B3L® (PA6), Mittelwertkurven aus Druckversuchen, *IKP (2001)*.



(a) Einfluss der Temperatur



(b) Einfluss der Feuchtigkeit

Bild 2.8 Einfluss von Temperatur und Feuchtigkeit auf das Spannungs-Dehnungsverhalten von Zytel XA382® (PA66), Mittelwertkurven aus Druckversuchen, nach *IKP (2001)*.

In der Literatur wird das mechanische Verhalten bei der Ermittlung der Kunststoffeigenschaften in der Regel durch Zugversuche bzw. Zugeigenschaften charakterisiert. Das Verhalten des Kunststoffes unter Druckbeanspruchung wird nur selten angegeben, da die Versuche schwer durchzuführen sind und die Ergebnisse stark von der Probenvorbereitung (planparallele Flächen) und der Probengeometrie (Randeinflüsse, Knicken) abhängen. Für das Tragverhalten von Kunststoffdübeln jedoch ist das Verhalten unter Druckbeanspruchung von Bedeutung, da dem Kunststoff beim Eintreiben des Spreizelementes große Stauchungen aufgeprägt werden, die plastische Verformungen des Kunststoffes bewirken. Der Zusammenhang zwischen dem Spannungs-Dehnungsverhalten der untersuchten Polyamide unter Zug- bzw. Druckbeanspruchung ist in Bild 2.9 dargestellt. Die Zugversuche wurden nach DIN EN ISO 527 an Schulterstäben durchgeführt. Die Spannungs-Dehnungskurven der untersuchten Polyamide steigen bei Druckbeanspruchung steiler an und die maximale Spannung ist größer als bei Zugbeanspruchung. Die Proben der Druckversuche versagen wegen des Ausknickens spröder als die der Zugversuche. Das Verhältnis Druckfestigkeit zu Zugfestigkeit beträgt etwa 1,35 beim Polyamid PA6 bzw. 1,40 beim Polyamid PA66. Dies deckt sich mit Angaben aus der Literatur.

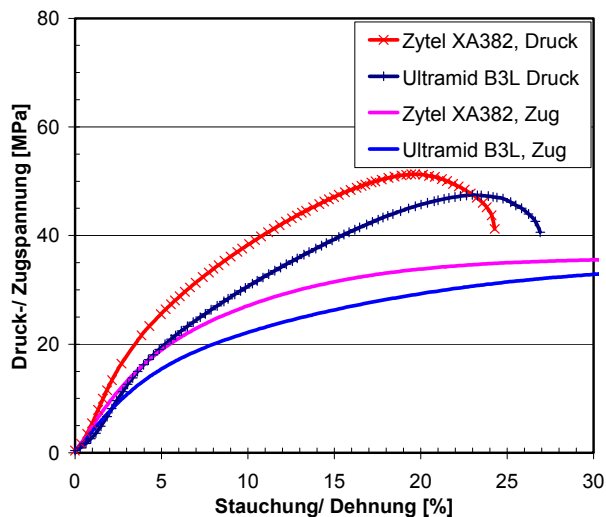


Bild 2.9 Spannungs-Dehnungsverhalten von Zytel XA382 (PA66) und Ultramid B3L (PA6), Vergleich Zug- und Druckversuche, nach *IKP (2001)*.

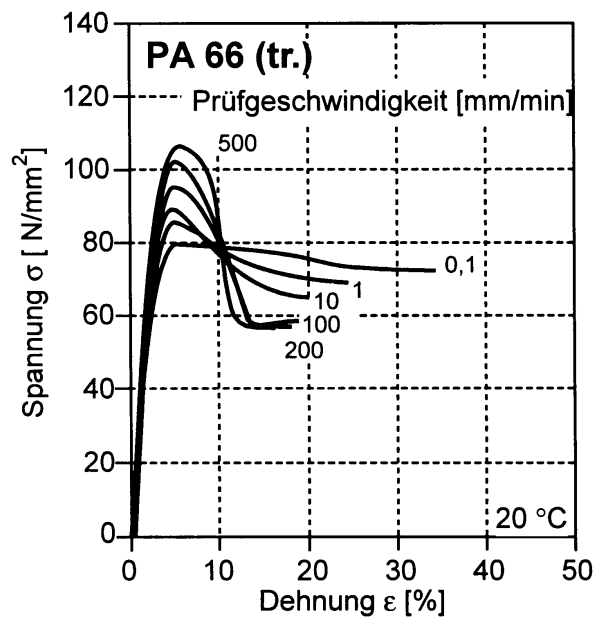


Bild 2.10 Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit auf das Spannungs-Dehnungsverhalten von PA66 (trocken), aus *Ehrenstein (1999)*.

Bild 2.10 zeigt den Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit auf das Spannungs-Dehnungsverhalten von Polyamid PA66. Mit zunehmender Dehngeschwindigkeit nimmt die Festigkeit des Polyamids zu und das Versagen wird spröder. Bei Belastung reagieren die Makromoleküle von Kunststoffen nicht nur spontan, sondern die Molekülketten versuchen durch Umlagerungen der Ketten die aufgeprägte Belastung zeitlich verzögert bis zu einem Gleichgewichtszustand abzubauen. Verläuft die Beanspruchung verglichen zur molekularen Umlagerungszeit schnell, so verhält sich der Kunststoff spröde und hart. Haben die einzelnen Molekülketten während der Beanspruchung genügend Zeit zur Einstellung eines Gleichgewichtswertes für die jeweilige Belastung, zeigen Kunststoffe ein zähes Verhalten. Ähnliche Vorgänge kommen bei der Einwirkung von Temperatur zum Tragen. Bei tiefen Temperaturen ist die Beweglichkeit der Molekülketten nicht ausreichend, um diese umzulagern. Der Kunststoff versagt spröde. Bei hohen Temperaturen sind die Molekülketten wesentlich beweglicher. Es ergeben sich daher bei hohen Temperaturen duktile Spannungs-Dehnungsbeziehungen (*Ehrenstein (1999)*).

Temperatur und Deformationsrate haben einen vergleichbaren Einfluss auf das Spannungs-Dehnungsverhalten von Polymeren. Aus der Literatur sind zwei Ansätze bekannt, die eine Umrechnung zwischen Deformationsrate $\dot{\epsilon}$ und Temperatur T ermöglichen. Mit Hilfe des Arrhenius-Ansatzes kann die Zeit-Temperatur-Verschiebung in Gleichung (2.1) angegeben werden. Voraussetzung zur Anwendung dieser Gleichung ist, dass keine Umwandlungsprozesse innerhalb des Werkstoffs stattfinden. Daher darf zum Beispiel nicht die Glasübergangstemperatur durchlaufen werden. Die Temperatur des Zielpunktes T und die Temperatur des Referenzpunktes T_{Ref} sollten nicht weiter als 15 Kelvin und die Dehngeschwindigkeit des Zielpunktes $\dot{\epsilon}$ und die Dehngeschwindigkeit des Referenzpunktes $\dot{\epsilon}_{\text{Ref}}$ nicht weiter als eine Zehnerdekade auseinander liegen. Bei konstantem $\dot{\epsilon}$ kann in Gleichung (2.1) anstelle der Dehngeschwindigkeit die Zeit umgekehrt proportional eingesetzt werden. Der Zeit-Temperatur-Verschiebungsfaktor k ist eine Werkstoffkonstante und von der Aktivierungsenergie abhängig. Er wird bis zu den Gefügeumwandlungstemperaturen als annähernd konstant angenommen. Der Faktor k kann durch Messung einer zeit- und temperaturabhängigen Werkstoffeigenschaft für mehrere Dehngeschwindigkeiten und Temperaturen ermittelt werden. Der Ansatz zeigt, dass sich bei Kunststoffen für eine definierte Beziehung zwischen Temperatur und Zeit ein vergleichbares Werkstoffverhalten ergibt. Die Anwendung des Prinzips ist auf alle charakteristischen Kennwertfunktionen von Kunststoffen möglich. Die Aus-

wertung von Kriechversuchen zeigt zum Beispiel, dass man bei hohen Temperaturen innerhalb kurzer Zeit die gleichen Dehnungen erhält wie bei tiefen Temperaturen innerhalb langer Zeit (*Schöche (1997), Schwarzl (1990)*).

Blaese (2000) wendet das Zeit-Temperatur-Verschiebungsprinzip zur Abschätzung der Lebensdauer von Kunststoffbauteilen an. Er rechnet mit der Arrhenius-Gleichung Zeitanteile nicht konstanter Temperaturgeschichten auf eine Referenztemperatur um und bestimmt mit Hilfe der Palmgren-Miner-Regel Schädigungsanteile des Bauteils. Dadurch kann eine realistische Lebensdauerbemessung von Kunststoffbauteilen durchgeführt werden. In der Arbeit von *Blaese* wird die Vorgehensweise auch auf wechselnde Alterungsmechanismen und wechselnde mechanische Belastungen erweitert.

Der zweite Ansatz zur Umrechnung zwischen Deformationsrate und Temperatur gilt für Schmelzen. Er wird nach seinen Erfindern Williams, Landel und Ferry WLF-Ansatz genannt. Im Rahmen dieser Arbeit wird auf diesen Ansatz nicht weiter eingegangen.

$$\frac{\dot{\epsilon}_{\text{Ref}}}{\dot{\epsilon}} = 10^{k \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_{\text{Ref}}} \right)} \quad (2.1)$$

mit $(T_{\text{Ref}}, \dot{\epsilon}_{\text{Ref}})$: Temperatur und Dehngeschwindigkeit eines bekannten Referenzpunktes
 $(T, \dot{\epsilon})$: Temperatur und Dehngeschwindigkeit eines Zielpunktes
 k : Werkstoffkonstante [K]

Der Einfluss der Temperatur auf die Querkontraktionszahl μ ist in Bild 2.11 dargestellt. Auch hier wird deutlich, dass sich im Bereich der Glasübergangstemperatur die Werkstoffeigenschaften entscheidend verändern. Die Querdehnzahl steigt von 0,33 bei Raumtemperatur auf ca. 0,45 bei 60°C. Bei höheren Temperaturen nähert sich die Querkontraktionszahl dem Wert 0,5 asymptotisch.

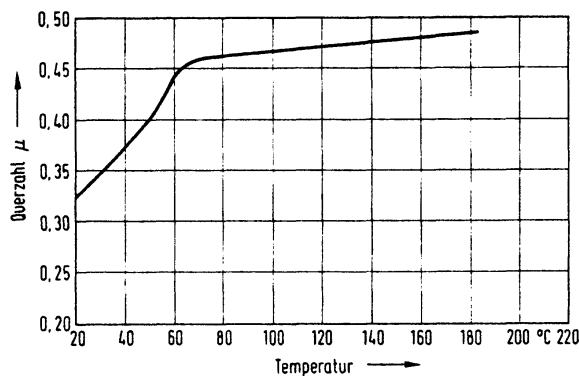


Bild 2.11 Abhängigkeit der Querkontraktionszahl von der Temperatur, aus *Bottenbruch/Binsack (1998)*.

Ein weiterer Einfluss auf das Verformungsverhalten von Kunststoffen ist die Belastungsgeschichte. Dieser Einfluss wird auch als „Memory-Effekt“ bezeichnet. In Bild 2.12 ist der Einfluss verschiedener Spannungsverläufe auf die Dehnungsantwort eines Thermoplasten (PE-HD) dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Dehnungsantworten des Werkstoffs stark unterschiedlich sind, obwohl die Spannung nach 30 Minuten den gleichen Wert erreicht. Die Dehnung in Fall B ist etwas größer als die in Fall A, da die Belastung schneller aufgebracht wurde und länger einwirkte. Durch die größere kurzzeitige Belastung in Fall C wird eine große Dehnung hervorgerufen, die jedoch bei Entlastung nur wenig zurück geht. Auch die Temperaturgeschichte kann einen Einfluss auf die Werkstoffantwort haben (Bild 2.13).

Ein Formteil aus Kunststoff (PMMA) wird mit unterschiedlichen Temperaturverläufen von 60°C auf 20°C abgekühlt. Dabei ergibt sich bei der langsamsten Abkühlung (Fall A) die geringste Wärmespannung, da in diesem Fall die Relaxation infolge der langsamen Abkühlrate stärker ausgeprägt ist. Die schnellere Abkühlrate im Fall B induziert eine höhere Wärmespannung. Fall C zeigt wegen der Abkühlung auf 0°C eine wesentlich höhere Maximalspannung, die auch nach der Erwärmung auf 20°C noch deutlich oberhalb der Fälle A und B liegt (*Schöche (1997)*). Gemäß dem linearen Superpositionsprinzip (Boltzmann'sches Superpositionsprinzip) ist zu erwarten, dass die Spannung nach 90 Minuten in allen drei Fällen gleich ist. Aufgrund des nichtlinearen viskoelastischen Verhaltens von Thermoplasten ist dies jedoch

nicht der Fall. Auf Details des viskoelastischen Verhaltens und des Superpositionsprinzips wird in Abschnitt 2.4.1 näher eingegangen.

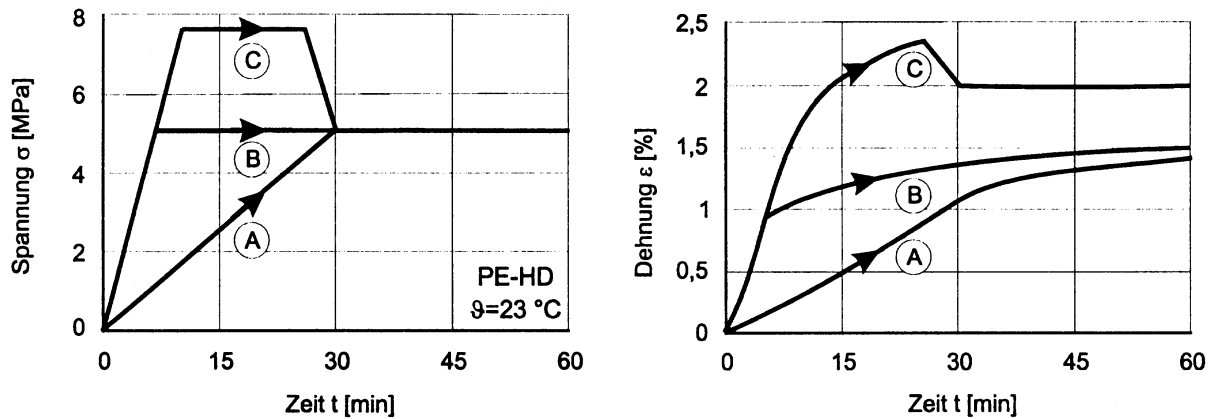


Bild 2.12 Einfluss der Belastungsgeschichte auf die Werkstoffantwort von PE-HD, aus Schöche (1997).

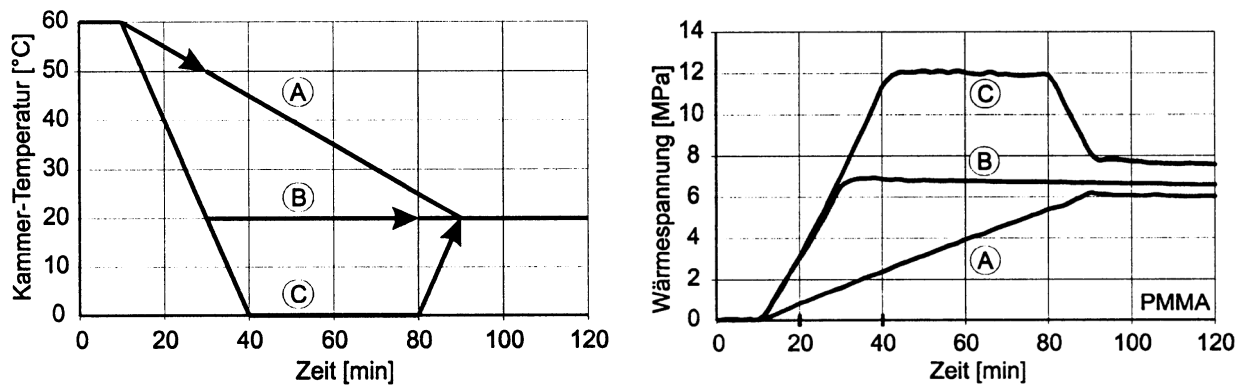


Bild 2.13 Einfluss der Temperaturgeschichte auf den Wärmespannungsverlauf von PMMA, aus Schöche (1997).

Das Verhalten von Kunststoffen unter mehrachsiger Beanspruchung ist in Bild 2.14 in Form von Versagenskurven dargestellt. Für Kunststoffe wird in der Literatur ein parabolisches bzw. ein konisches Versagenskriterium angegeben. Die Versagensspannung σ_V wird nach Gleichung (2.2) für das parabolische und nach Gleichung (2.3) für das konische Versagenskriterium berechnet. Abhängig vom Faktor m , der das Verhältnis der Druck- zur Zugfestigkeit darstellt, können Kunststoffe unter kombinierter Druck- und Zugbeanspruchung deutlich größere Spannungen ertragen als unter einachsiger Belastung. Das Verhältnis m von Polyamid wird in Bild 2.14 mit kleiner 1,0 angegeben, was den Ergebnissen der durchgeführten einaxialen Zug- und Druckversuche mit Ultramid B3L[®] (Bild 2.9) widerspricht. Für die beiden untersuchten Kunststoffe wurde ein Verhältnis der Druckfestigkeit zur Zugfestigkeit m von etwa 1,35 bis 1,40 ermittelt.

$$\sigma_V = \frac{m-1}{2 \cdot m} \cdot (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \pm \sqrt{\frac{(m-1)^2}{4 \cdot m^2} \cdot (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)^2 + \frac{1}{2 \cdot m} \left[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right]} \quad (2.2)$$

$$\sigma_V = \frac{1}{2 \cdot m} \cdot \left[(m-1) \cdot (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) - \frac{1+m}{\sqrt{2}} \cdot \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \right] \quad (2.3)$$

mit m : Verhältnis Druckfestigkeit zu Zugfestigkeit $m = \sigma_{dB} / \sigma_{zB} < 3$
 $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$: Hauptnormalspannungen

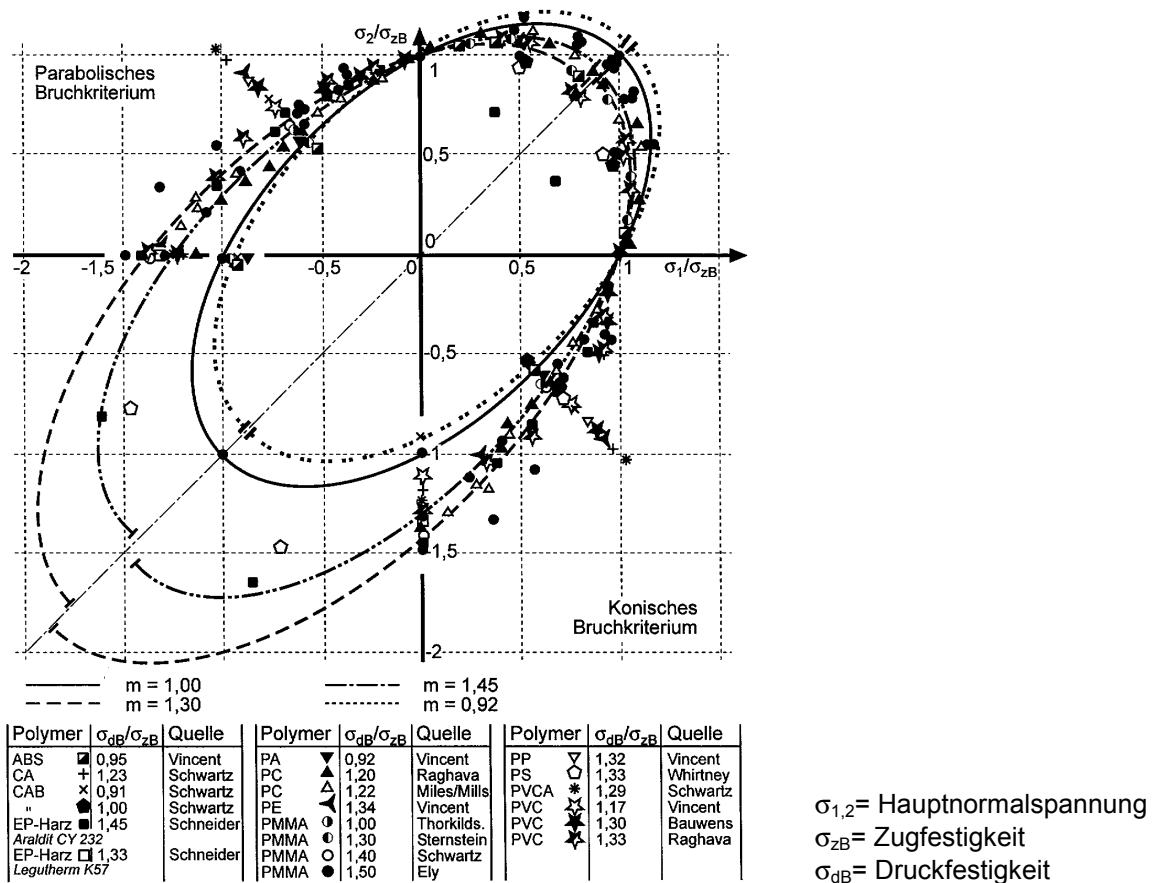


Bild 2.14 Experimentell bestimmte Versagenswerte und berechnete Bruchkurven für verschiedene Kunststoffe unter einachsiger und zweiachsiger Beanspruchung, aus *Ehrenstein (1999)*.

2.2.2 Langzeiteigenschaften (Retardation und Relaxation)

Ehrenstein (1999) unterscheidet bei der Verformung von Kunststoffen unter äußerer Belastung drei Verformungsanteile. Durch spontane Abstandsänderung von Atomen und durch Valenzwinkelverzerrung entstehen elastische Verformungen, die spontan reversibel sind. Viskoelastische oder relaxierende Verformungen entstehen durch zeitabhängige Umlagerungen der Molekülketten. Diese Verformungen sind zeitabhängig reversibel. Der dritte Verformungsanteil ist ein viskoser Anteil, der zeitabhängig irreversibel ist.

Durch Aufbringen einer konstanten Dehnung wird eine Spannung induziert, die sich aber aufgrund von Umlagerungen der Molekülketten bis zu einem Gleichgewichtszustand zeitabhängig abbaut. Dieser Vorgang wird Relaxation genannt. Wird dem Werkstoff hingegen eine konstante Spannung aufgeprägt, führt diese Spannung zu einer Spontandehnung bei Lastaufbringung und zu einer zeitabhängigen Zunahme der Dehnung. Dieser Vorgang wird Retardation oder Kriechen genannt.

In Bild 2.15 ist ein typischer Verlauf der Dehnung und der Dehngeschwindigkeit eines Polymerwerkstoffs in Abhängigkeit von der Belastungszeit dargestellt. *Sarabi (1984)* unterteilt den Verlauf in 3 Bereiche. Im Primärbereich fällt die Deformationsgeschwindigkeit mit zunehmender Zeit asymptotisch ab. Im sekundären Bereich ist die Deformationsänderung innerhalb des Kriechprozesses sehr klein und die Dehngeschwindigkeit nahezu konstant. Die Moleküle haben Zeit, sich langsam gegeneinander zu verschieben; die Struktur des Polymer wird daher zunehmend orientierter, und die mechanischen Eigenschaften werden mit zunehmender Zeit stabiler. Im Anschluss an den sekundären Bereich kommt der Werkstoff in einen Schädigungsbereich, der durch eine überproportionale Steigerung der Deformation und der Deformationsgeschwindigkeit gekennzeichnet ist, der sog. Tertiärbereich. Durch Spannungsspitzen an Fehlstellen werden Mikrorisse im Material größer und führen letztend-

lich zum Versagen des Werkstoffs. Dieser Bereich wird nur erreicht, sofern die Belastung ausreichend hoch gewählt wurde.

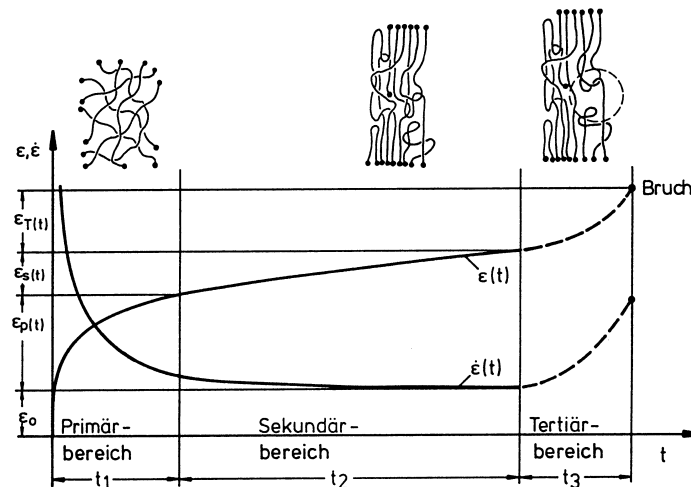


Bild 2.15 Schematische Darstellung der Kriechdeformation und der Deformationsgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Zeit, aus *Sarabi (1984)*.

Eine Modellvorstellung für die Verformung teilkristalliner Thermoplaste mit Lamellenstrukturen unter Zugebelastung zeigt Bild 2.16. Es wird angenommen, dass sich unter Zugbelastung zuerst die weicheren amorphen Bereiche verformen (Bild 2.16, b). Sind diese Bereiche verstreckt, so beginnen sich die Lamellen so zu verschieben, bis sich ihre Ketten in Richtung der Belastung orientieren (Bild 2.16, c). Wird die Last weiter gesteigert, so ziehen sich einzelne Faltungsblöcke aus den Lamellen heraus (Bild 2.16, d). Es bilden sich einzelne getrennte Fibrillen, die noch zusammenhängen können (Bild 2.16, e). Die Auflösung der Lamellen in Mikrofibrillen wird häufig nicht bestätigt und für wenig wahrscheinlich gehalten (*Ehrenstein (1999)*).

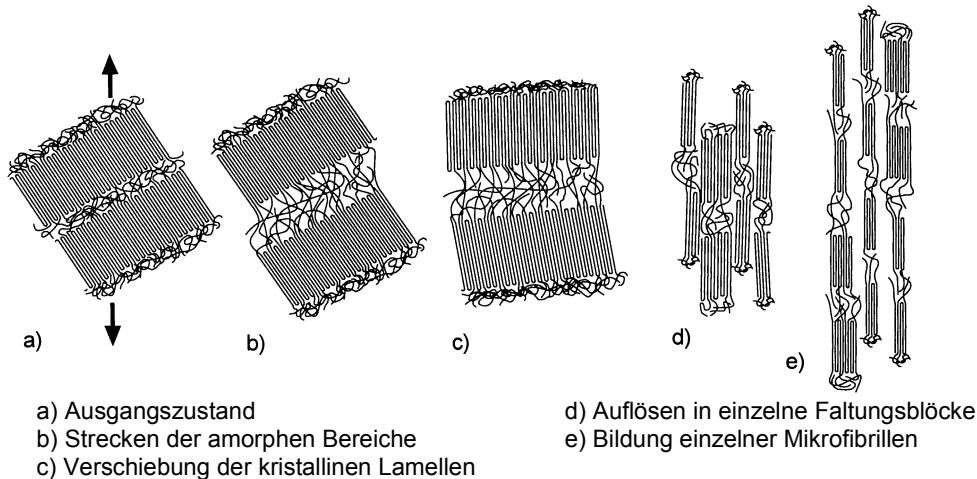


Bild 2.16 Modellvorstellung der Verformung von Lamellen mit zwischengelagerten amorphen Bereichen, aus *Ehrenstein (1999)*

Bild 2.17 zeigt den Einfluss der Belastungshöhe auf den Verlauf von Kriechkurven aus Polyamid PA6 (luftfeucht konditioniert). Die Darstellung zeigt die Verläufe im doppelt-logarithmischen Maßstab. Die Verformungen nehmen mit zunehmender Belastungsdauer deutlich zu. Eine größere Spannung bewirkt eine größere Anfangsdehnung bei Lastaufbringung. Die Dehnungszunahme bzw. die Deformationsgeschwindigkeit wird im gleichen Zeitintervall mit zunehmender Dauerlast größer. In Bild 2.18 sind Relaxationskurven von trockenem Polyamid PA66 dargestellt. Die Spannung nimmt mit zunehmender Belastungsdauer

ab. Die Anfangsspannung, die sich bei der Belastung des Werkstoffs einstellt, und die Abnahme der Spannung infolge Relaxation nimmt mit zunehmender Dehnung deutlich zu.

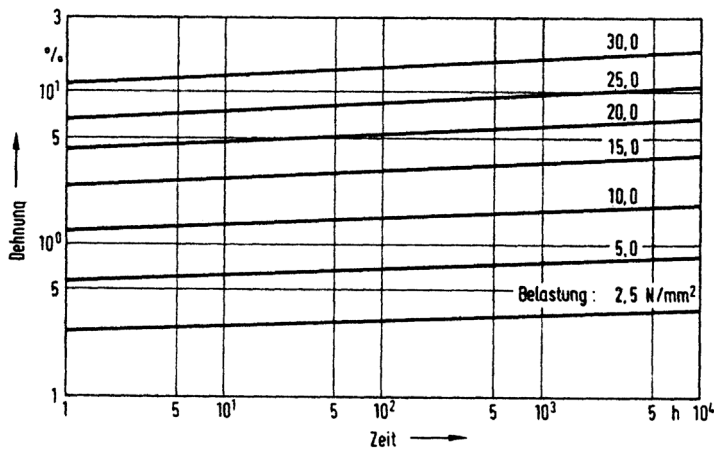


Bild 2.17 Zeit-Dehnlagen (Zug) von PA6 (luftfeucht) im Zeitstandversuch unter verschiedenen Belastungen, aus *Bottenbruch/Binsack (1998)*.

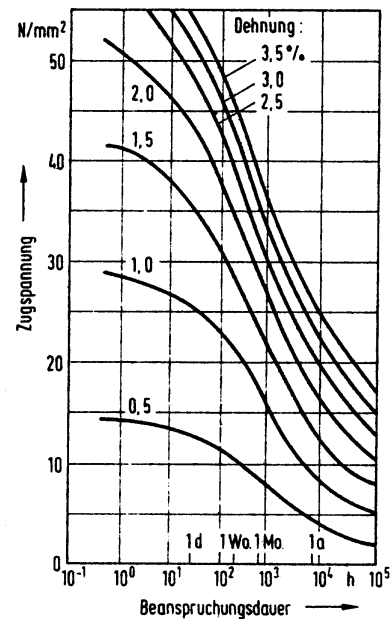


Bild 2.18 Zeit-Spannungslagen von PA66 (trocken) bei 23°C, 50% relativer Feuchte, aus *Bottenbruch/Binsack (1998)*

Das unterschiedliche Kriechverhalten von Polyamid unter Zug- und Druckbelastung zeigt Bild 2.19. Bei Druckbeanspruchung ist die Anfangsdehnung bei Lastaufbringung und die zeitliche Zunahme der Dehnung etwas größer als unter gleich großer Zugbelastung.

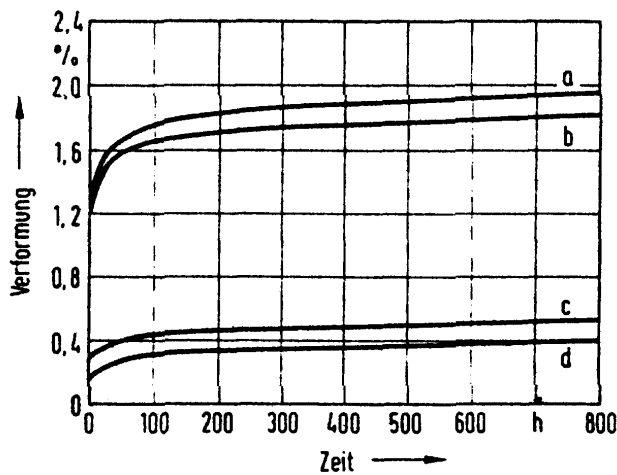


Bild 2.19 Kriechverhalten von PA66 (luftfeucht) bei Zug- und Druckbelastung, a: Druck 12,7 N/mm², b: Zug 12,7 N/mm², c: Druck 3,3 N/mm², d: Zug 3,3 N/mm², aus *Bottenbruch/Binsack (1998)*.

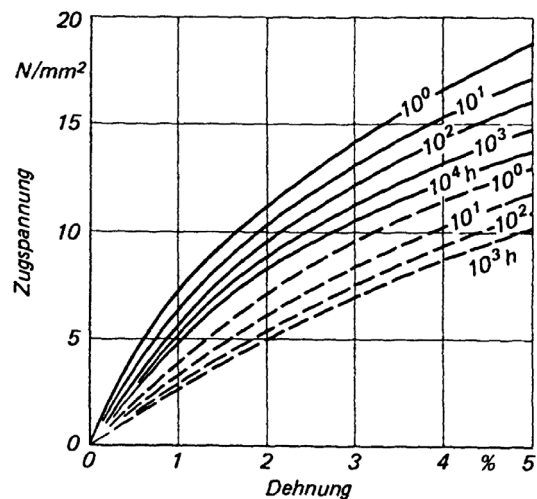


Bild 2.20 Isochrone Spannungs-Dehnungslagen von PA6, durchgezogene Linien bei Normklima (23°C, 50% rel. Feuchte), Strichlinien bei 100°C, aus *Domininghaus (1998)*.

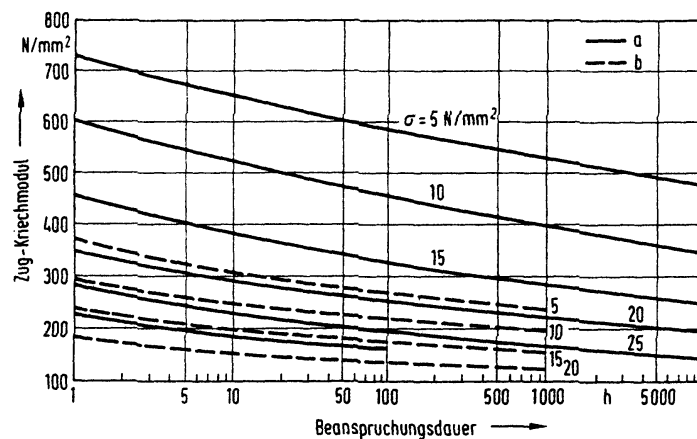


Bild 2.21 Zug-Kriechmodul von PA6 bei verschiedenen Beanspruchungen und Temperaturen, a: Normklima 23°C, 50% rel. Feuchte, b: 100°C, aus *Bottenbruch/Binsack (1998)*

Mit zunehmender Temperatur wird die Verformungszunahme bei Kriechversuchen an Kunststoffen wegen der zunehmenden Beweglichkeit der Molekülketten größer. In Bild 2.20 sind isochrone Spannungs-Dehnungslinien von PA6 bei Normklima und bei $T = 100^\circ\text{C}$ dargestellt. Isochrone Spannungs-Dehnungslinien werden aus mehreren Kriechexperimenten mit unterschiedlichen Lastniveaus gewonnen, indem Wertepaare von Spannung und Dehnung zu gleichen Zeitpunkten (isochron) als Kurve dargestellt werden. Es ist zu erkennen, dass bei gleichem Lastniveau und gleicher Belastungsdauer die

Dehnung bei 100°C deutlich größer ist als bei Versuchen im Normklima. In der isochronen Darstellung ist ebenfalls zu erkennen, dass die Verformung bei gleichem Lastniveau mit zunehmender Zeitdifferenz zunimmt. Aus der Steigung der isochronen Spannungs-Dehnungslinien kann der zeitabhängige Kriechmodul E_c nach Gleichung (2.4) ermittelt werden. Bei Relaxationsversuchen kann entsprechend ein Relaxationsmodul E_{rel} ausgewertet werden. Der Kehrwert des Kriechmoduls $E_c(t)$ wird als Nachgiebigkeit $J(t)$ bezeichnet (*Menges (1990)*).

Zur realen Beschreibung von Kunststoffen genügt die Festlegung einer Relaxations- bzw. Retardationszeit nicht. Kunststoffe besitzen Verteilungen der Relaxations- bzw. Retardationszeit, sogenannte Relaxations- bzw. Retardationszeitspektren. Diese Spektren haben mehrere Übergangsbereiche. Die Approximation der Spektren findet über Integralgleichungen statt. Gleichung (2.5) gibt eine Beziehung zwischen Relaxationsmodul und Retardationsmodul für harte Kunststoffe im Glaszustand an (*Menges (1990)*). Bild 2.21 zeigt typische Kriechmodulkurven in Abhängigkeit von der Zeit, die aus Zugkriechversuchen mit Polyamid PA6 bei Normklima und bei einer Temperatur von 100°C ermittelt wurden. Der Zug-Kriechmodul nimmt mit zunehmender Beanspruchungsdauer ab, da bei konstanter Spannung die Verformung zunimmt. Bei einer Temperatur von 100°C ergibt sich bei gleichem Lastniveau ein kleinerer Modul als bei 20°C , da bei gleicher Spannung und zum gleichen Zeitpunkt die Kriechverformung bei der höheren Temperatur größer ist.

Bild 2.22 zeigt Kriechmodulkurven eines Polyamids bei verschiedenen Konditionierungszuständen (trocken und luftfeucht). Im luftfeuchten Zustand sind die Kriechverformungen des Kunststoffes bei gleicher Spannung größer als im trockenen Zustand. Dadurch ergibt sich ein kleinerer Kriechmodul im luftfeuchten Zustand. Die Proben im dargestellten Bild wurden konditioniert belastet und anschließend im Normklima gelagert. Die trocken konditionierten Proben nehmen in diesem Klima mit zunehmender Zeit Wasser aus der Umgebung auf. Dadurch werden zusätzlich zu den Kriechdehnungen Verformungen durch die Längenänderung infolge Wasseraufnahme gemessen. Weiterhin vergrößert sich durch die Wasseraufnahme die Kriechneigung des Polyamids. Die Kriechmodulkurven fallen daher ab 100 h sehr stark ab (*Bayer (2000/1)*).

$$E_c(t) = \frac{\sigma}{\varepsilon(t)} \quad \text{bzw.} \quad E_{rel}(t) = \frac{\sigma(t)}{\varepsilon} \quad (2.4)$$

$$E_{rel}(t) \cdot J(t) \approx 1 \quad \Rightarrow \quad E_{rel}(t) \approx E_c(t) \quad (2.5)$$

mit

$E_c(t)$:	Kriechmodul
$E_{rel}(t)$:	Relaxationsmodul
$J(t)$:	Nachgiebigkeit
$\sigma(t), \varepsilon(t)$:	zeitabhängige Spannung bzw. Dehnung

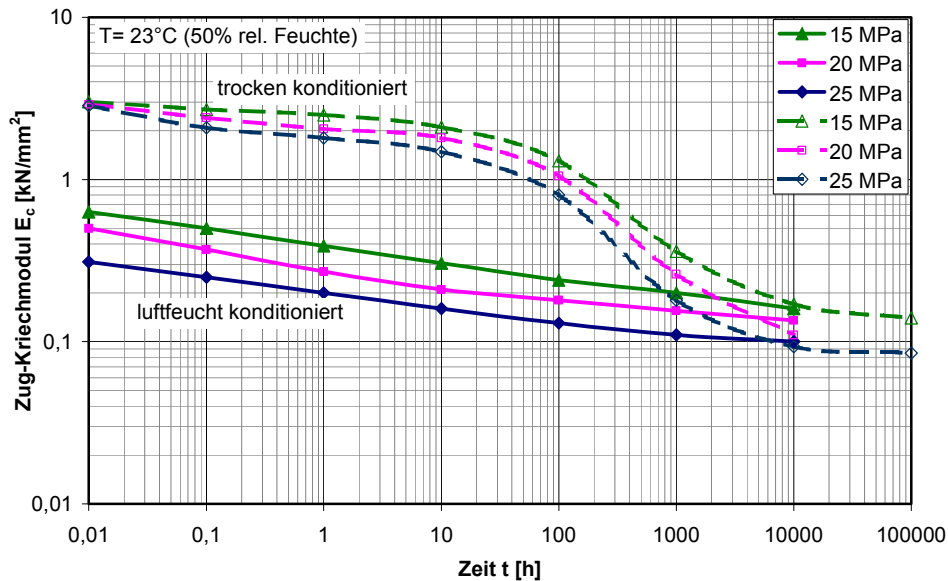


Bild 2.22 Zug-Kriechmodul von PA6 (Durethan B®) bei verschiedenen Beanspruchungen und Wassergehalten, Daten aus Bayer (2000/1).

2.2.3 Verhalten unter zyklischer Belastung

Das Verformungsverhalten von Kunststoffen unter zyklischer Belastung ist beispielhaft am Verhalten einer glasfaserverstärkten Polypropylenprobe (PP-GF30) in Bild 2.23 dargestellt. Das Bild zeigt fünf Hystereseschleifen aus einem kraftgeregelten Laststeigerungsversuch. Bei diesen Versuchen wird ausgehend von einem niedrigen Lastniveau die Belastung nach einer festgelegten Anzahl von Schwingspielen stufenweise bis zum Bruch der Probe gesteigert. Die Versuche wurden mit einer Frequenz von 3 Hz und einer Niveaudauer von 500 Schwingspielen durchgeführt.

Es ist zu erkennen, dass sich die Kurve der maximalen Spannungen an eine duktile Hüllkurve annähert, die der Form der Spannungs-Dehnungskurve des Kurzzeitzugversuchs ähnelt. Weiterhin nimmt die Neigung der Hystereseschleifen mit zunehmender Dehnung ab. Dies zeigt, dass der Entlastungsmodul und der Wiederbelastungsmodul von Kunststoffen mit zunehmender Dehnung abnehmen.

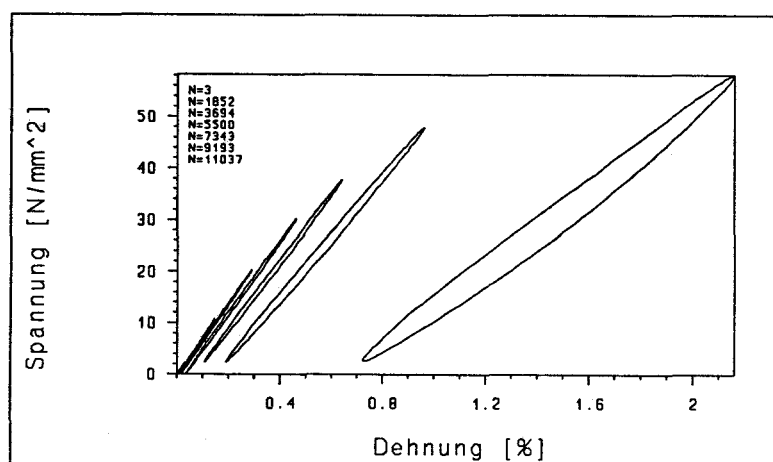


Bild 2.23 Hystereseschleifen im kraftgeregelten Laststeigerungsversuch (Zug) von PP-GF30, aus Ehrenstein (1993).

2.3 Vergleich der mechanischen Eigenschaften von Polyethylen und Polypropylen mit Polyamid

Der Vergleich der drei Thermoplaste wird zuerst anhand einer allgemeinen Stoffbeschreibung nach *Dominghaus (1998)* durchgeführt. Als kennzeichnende Eigenschaften des Polyethylens (PE) werden von *Dominghaus (1998)* folgende Punkte hervorgehoben:

- Niedrige Dichte im Vergleich zu anderen Kunststoffen
- Hohe Zähigkeit und Reißdehnung
- Sehr geringe Wasseraufnahme
- Hohe Beständigkeit gegen den Angriff von Chemikalien

Polypropylen (PP) charakterisiert *Dominghaus (1998)* anhand einiger Unterschiede zum verwandten Polyethylen:

- Niedrigere Dichte
- Höhere Glasübergangstemperatur
- Höhere Formbeständigkeit in der Wärme
- PP neigt kaum zur Bildung von Spannungsrissen

Bei Polyamiden (PA) hebt *Dominghaus (1998)* folgende Eigenschaften hervor:

- Hohe Festigkeit, Steifigkeit und Härte
- Hohe Formbeständigkeit unter Wärmeeinfluss
- Starke Aufnahme von Wasser (Veränderung der Eigenschaften und der Formteilabmessungen)
- Hohe Beständigkeit gegen Lösemittel, Kraftstoffe und Schmiermittel

2.3.1 Kurzzeiteigenschaften

Die wichtigsten mechanischen Eigenschaften aus Kurzzeitversuchen (Zug) und die wichtigsten thermischen Eigenschaften der drei Polymerarten Polyethylen (PE-HD), Polypropylen (PP) und Polyamid (PA6) sind in Tabelle 2.2 zusammengefasst.

Einen Vergleich der Spannungs-Dehnungskurven und der Abhängigkeit des Elastizitätsmoduls von der Temperatur zeigt Bild 2.24. Beim Vergleich der drei Thermoplaste kann festgestellt werden, dass die Elastizitätsmoduln unter Standardbedingungen etwa gleich groß sind. Beim Polyamid ist der Elastizitätsmodul im Gegensatz zu den anderen Thermoplasten zusätzlich zur Temperatur vom Feuchtegehalt abhängig. Der E-Modul nimmt zwischen 0°C und 80°C bei Polyethylen etwa linear mit zunehmender Temperatur ab. Bei 75°C beträgt der E-Modul etwa 400 N/mm². Bei Temperaturen über 75°C strebt der E-Modul von Polyethylen schnell gegen Null, da die Schmelztemperatur zwischen 125°C und 135°C liegt. Polypropylen zeigt nahe 0°C eine starke Abnahme des E-Moduls, da in diesem Bereich der Glasübergang stattfindet. Ab einer Temperatur von etwa 15°C ist die Abnahme nahezu linear mit zunehmender Temperatur. Der E-Modul beträgt bei 75°C ungefähr 600 N/mm². Bei Temperaturen über 75°C strebt der E-Modul von PP ebenfalls schnell gegen Null. Die Schmelztemperatur ist jedoch größer als bei Polyethylen (ca. 160°C). Polyamid PA6 hat seinen Glasübergang in luftfeuchtem Zustand bei etwa 20°C bis 30°C. Bei 75°C beträgt der E-Modul von PA6 in luftfeuchtem Zustand etwa 400 N/mm². Der Elastizitätsmodul bleibt jedoch bei Temperaturen über 75°C nahezu konstant (vgl. auch Bild 2.6). PA6 hat eine Schmelztemperatur von 225°C bis 235°C und ist damit gegenüber den beiden anderen Polymeren wesentlich beständiger gegen Temperatureinwirkung. Beim Vergleich der Spannungs-Dehnungskurven der drei Polymere fällt auf, dass die Zugfestigkeit von Polyethylen geringer ist als die Zugfestigkeit von Polyamid und Polypropylen. Weiterhin ist die Spannungs-Dehnungskurve von Polyamid in luftfeuchtem Zustand deutlich duktiler als die Kurven von PE und PP, die bereits bei ca. 10% Dehnung einen Abfall der Spannung aufweisen. Die σ - ϵ -Kurve von Polyamid zeigt dagegen in luftfeuchtem Zustand bis fast 40% keinen Spannungsabfall.

		PA6 (lf)	PE-HD	PP
E-Modul (Zug)	[N/mm ²]	1.000	1.000÷1.400	1.450
Rohdichte	[g/cm ³]	1,12÷1,15	0,95	0,895÷0,92
Glasübergangstemperatur	[°C]	28°C	<-100°C	0÷20°C
Schmelztemperatur	[°C]	225÷235°C	125÷135°C	160÷165°C
Zugfestigkeit	[N/mm ²]	38	25	35
Streckdehnung	[%]	20	9	10
Bruchdehnung	[%]	>50	>100	>100

Tabelle 2.2 Vergleich der Materialeigenschaften von Polyamid PA6 (luffeucht), Polyethylen PE-HD und Polypropylen PP (isotaktisch), nach Ehrenstein (1999) und Campus®-Datenbank (UltramidB3L®).

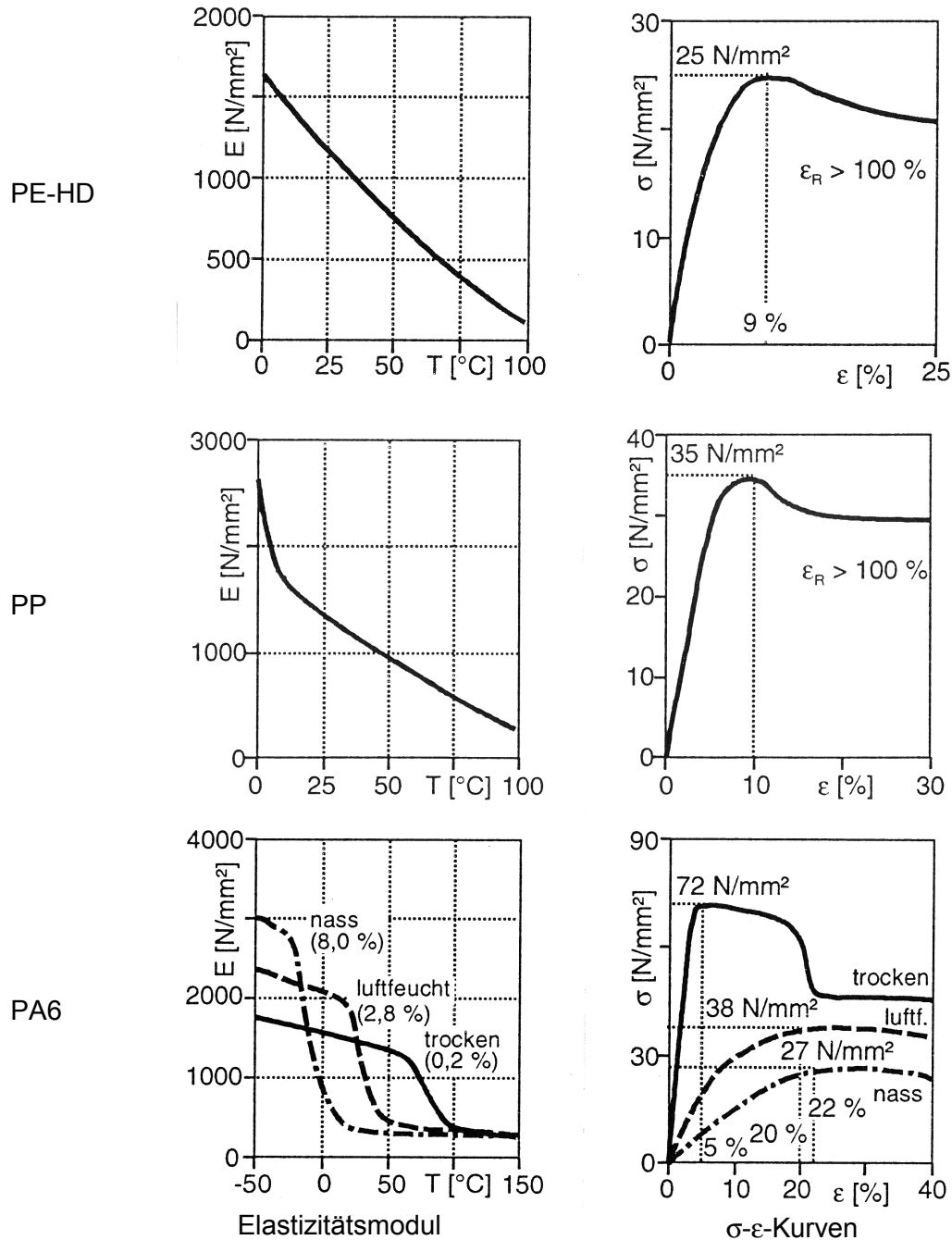


Bild 2.24 Vergleich der mechanischen Kurzzeiteigenschaften (Zug) von Polyethylen (PE-HD), Polypropylen PP (isotaktisch) und Polyamid PA6, aus Ehrenstein (1999).

2.3.2 Langzeiteigenschaften

In Bild 2.25 sind Kriechkurven von Polyamid PA66 (Konditionierung luftfeucht) und Polyethylen (PE-HD) einander gegenübergestellt. Die Belastung beträgt bei beiden Werkstoffen 25% der Streckspannung. Es ist zu erkennen, dass beide Thermoplaste bei Lastaufbringung etwa gleich große Spontanverschiebungen aufweisen. Dies ist auf die Elastizitätsmoduli zurückzuführen, die bei beiden Kunststoffen annähernd gleich groß sind. Die Zunahme der Kriechdeformationen des Polyethylens ist jedoch trotz gleichen Lastniveaus deutlich größer als die Zunahme der Verformungen des Polyamids.

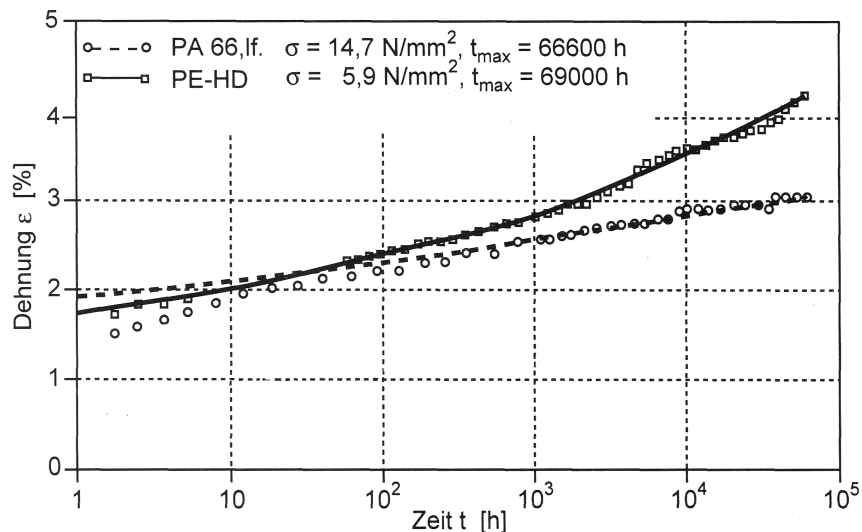


Bild 2.25 Kriechkurven von Polyamid PA66 (luftfeucht) und Polyethylen PE-HD mit logarithmischer Zeitachse bei einer Belastungshöhe von 25% der Streckgrenze, aus Ehrenstein (1999).

Bild 2.26 zeigt isochrone Spannungs-Dehnungskurven der drei Kunststoffe Polyamid (PA6), Polyethylen (PE-HD) und Polypropylen (PP) bei einer Temperatur von $T = 23^\circ\text{C}$ (links) und $T = 60^\circ\text{C}$ (rechts). Die Materialeigenschaften der in Bild 2.26 verglichenen Kunststoffe entsprechen etwa den in Tabelle 2.2 aufgeführten Werten. Es ist zu erkennen, dass die Kriechneigung des Polyethylens bei 23°C deutlich größer ist als die der beiden anderen Kunststoffe. Bei einer Belastungsdauer von 10 h ist die Kurve des Polyethylens flacher als die Kurven der beiden anderen Kunststoffe. Polyamid PA6 und Polypropylen haben bei einer Temperatur von 23°C und kurzen Belastungszeiten (10 h) etwa vergleichbare Kriechdehnungen. Bei 1000 h Kriechdauer ist die Dehnung des Polypropylens jedoch deutlich größer als die des Polyamids.

Bild 2.26 zeigt auf der rechten Seite die isochronen Spannungs-Dehnungslinien der gleichen Kunststoffe bei einer Temperatur von $T = 60^\circ\text{C}$. Allerdings liegen die isochronen Kurven des Polyamids nur in trockenem Zustand vor. Man kann jedoch davon ausgehen, dass Polyamid bei dauerhaftem Einsatz bei einer Temperatur von 60°C schnell austrocknet, so dass die Kurven dennoch verglichen werden können. Bei 60°C weisen Polyethylen und Polypropylen annähernd gleiche Kriechdeformationen auf, während die Verformungen des trockenen Polyamids bei gleichem Lastniveau und gleicher Belastungsdauer deutlich geringer sind. Die Dehnungen des Polyethylens sind bei einer 10-stündigen Belastung etwas größer als die des Polypropylens, während die Tendenz nach 1.000 h Kriechdauer genau entgegengesetzt ist.

Abschließend ist anzumerken, dass Polyamid auf Grund der besseren mechanischen lang- und kurzzeitigen Eigenschaften bei hohen Temperaturen als Material zur Fertigung von Kunststoffdübeln bevorzugt wird, obwohl Polyamid durch die Wasseraufnahmefähigkeit einen deutlichen Nachteil gegenüber den beiden anderen Kunststoffen aufweist. Ein weiterer Vorteil von Polyamid, der bei Kunststoffdübeln von Bedeutung ist, ist die hohe Zähigkeit in luftfeuchtem und nassem Zustand. Allerdings ist Polyamid als hochwertiger technischer Kunststoff deutlich teurer als die beiden anderen Massenkunststoffarten.

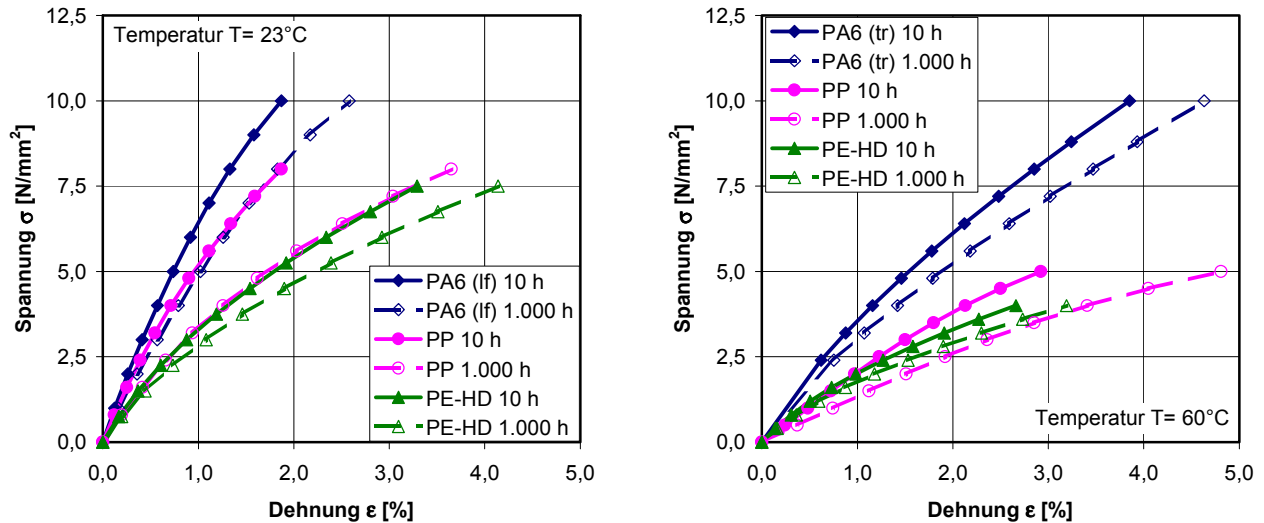


Bild 2.26 Vergleich von isochronen Spannungs-Dehnungskurven bei $T = 23^\circ\text{C}$ (links) und $T = 60^\circ\text{C}$ (rechts) von Polyamid PA6 (luffeucht, Ultramid B3L[®]), Polyethylen PE-HD (Lupolen 5031L[®]) und Polypropylen (Novolen 1100H[®]), Daten aus *Campus[®]-Datenbank*.

2.4 Grundlagen des viskoelastischen Verformungsverhaltens

Das Verformungsverhalten von Kunststoffen kann im Gegensatz zu dem von Metallen nicht als ideal-elastisch oder elasto-plastisch betrachtet werden. Die Verformung von Kunststoffen setzt sich aus verschiedenen Deformationsanteilen zusammen. Kunststoffe kombinieren in weiten Temperaturbereichen die Eigenschaften eines elastischen Festkörpers mit den Eigenschaften einer viskosen Schmelze. Das Verhalten wird daher durch den Begriff „Viskoelastizität“ gekennzeichnet. Belastungen bewirken eine elastische Verformung des Werkstoffs, wobei die aufgebrauchte Arbeit vom Material gespeichert wird. Durch relative Verschiebungen der molekularen Strukturen kann der Kunststoff in Abhängigkeit der eingebrachten Arbeit fließen. Die Arbeit wird dabei teilweise in Wärme umgesetzt und es entstehen plastische Verformungen. Das mechanische Verhalten viskoelastischer Stoffe ist daher vom inneren energetischen Zustand abhängig. Das Werkstoffverhalten wird von der Höhe der Spannung bzw. Dehnung, der Belastungsgeschichte, der Temperatur im Werkstoff und der Temperaturgeschichte beeinflusst (*Schmachtenberg (1987)*).

Ehrenstein (1999) gibt an, dass sich Kunststoffe bei Dehnungen zwischen 0,1% und 1,0% näherungsweise linear und spontan elastisch verhalten. Bei Dehnungen über 1,0% beeinflusst verstärkt das viskoelastische Verformungsverhalten der Kunststoffe die zeitabhängigen Spannungs-Dehnungsbeziehungen. *Menges (1990)* führt den Begriff der kritischen Dehnung ein. Bei Belastung eines Formteils aus Kunststoff oberhalb der kritischen Dehnung bilden sich im Material Mikrorisse, die zu irreversiblen Verformungsanteilen führen. Mikrorisse entstehen im Sphärolithgefüge an den Grenzen benachbarter Sphärolithe (Bild 2.27). In der Kunststofftechnik werden Bereiche mit Mikrorissen auch als Fließzonen oder „crazes“ bezeichnet. Aufgrund der irreversiblen Verformungsanteile endet bei der Grenzdehnung der Bereich der linearen Viskoelastizität. *Menges* gibt die Grenzdehnung für weiche teilkristalline Thermoplaste mit 2,0% und für harte teilkristalline Thermoplaste mit 0,5% an. Die Grenzdehnung hängt von der Temperatur und der Belastungsgeschwindigkeit ab. Das Überschreiten der Grenzdehnung bei Belastung eines Bauteils führt nicht zum Versagen. Es bedeutet jedoch, dass ausgedehnte Fließvorgänge und Schädigungen im Kunststoff beginnen. *Menges* schlägt die kritische Dehnung daher als Bemessungsgrenze für Kunststoffbauteile vor.

Bei Kunststoffen unter Langzeitbelastung finden andere strukturelle Reaktionsmechanismen statt als bei gleichem Lastniveau in Kurzzeitversuchen. Aus diesem Grund hält *Sarabi (1984)* die Übertragung einer Schädigungsgrenze (kritische Dehnung oder Bruchdehnung) aus Kurzzeitversuchen auf Langzeitversuche für kritisch und ungenau.

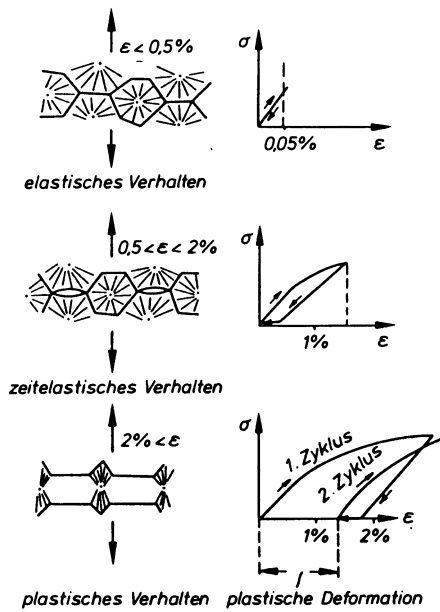


Bild 2.27 Modellvorstellung der Mikrorissbildung und des Übergangs zum Weißbruch bei teilkristallinen Thermoplasten, aus Menges (1990).

Die Deformation von Kunststoffen kann unter der Einwirkung äußerer Lasten in drei Verformungsanteile zerlegt werden (Bild 2.28). Die spontan elastische Verformung ist reversibel und auf Abstandsänderungen von Atomen und Valenzwinkelverzerrung der chemischen Bindungen zurückzuführen. Die zeitabhängigen viskoelastischen oder relaxierenden Verformungsanteile sind zeitabhängig reversibel. Sie entstehen durch Umlagerung von Molekülketten. Der dritte Verformungsanteil sind zeitabhängige viskose Verformungen, die nicht reversibel sind. Das Verformungsverhalten von viskoelastischen Werkstoffen kann mit rheologischen Modellen beschrieben werden, die sich aus elastischen Federn (Federsteifigkeit E_0) und viskosen Dämpfern (Viskosität η) zusammensetzen. Bild 2.28 zeigt, wie die unterschiedlichen Verformungsanteile in einem rheologischen Modell veranschaulicht werden können (Ehrenstein (1999)). Das dargestellte 4-Parameter-Modell (Burgers-Modell) wird häufig zur Darstellung des viskoelastischen Verhaltens herangezogen.

Es setzt sich aus einem Maxwell-Modell (eine Feder und ein Dämpfer in Reihe) und einem Kelvin-Voigt-Modell (eine Feder und ein Dämpfer parallel) zusammen, die in Reihe geschaltet sind. Das viskoelastische Verhalten von Kunststoffen wird in zwei Grundmechanismen der Werkstoffantwort auf vorgegebene Belastungen sichtbar. Bei der Spannungsrelaxation wird ein Prüfkörper aus Kunststoff mit einer konstanten Dehnung beaufschlagt. Es ergibt sich zu Beginn des Versuchs spontan eine Anfangsspannung, die mit zunehmender Zeit kleiner wird. Die Spannung fällt degressiv ab und strebt einem Gleichgewichtswert zu. Wird die Probe hingegen mit einer konstanten Spannung belastet, so nimmt die Dehnung mit zunehmender Zeit zu (Retardation). Kriechdeformationen setzen sich aus allen drei oben erwähnten Verformungsanteilen zusammen, so dass sich bei einer Entlastung der Probe Verformungsanteile spontan und zeitverzögert rückbilden, während sich ein plastischer Anteil der Verformungen nicht zurückbildet.

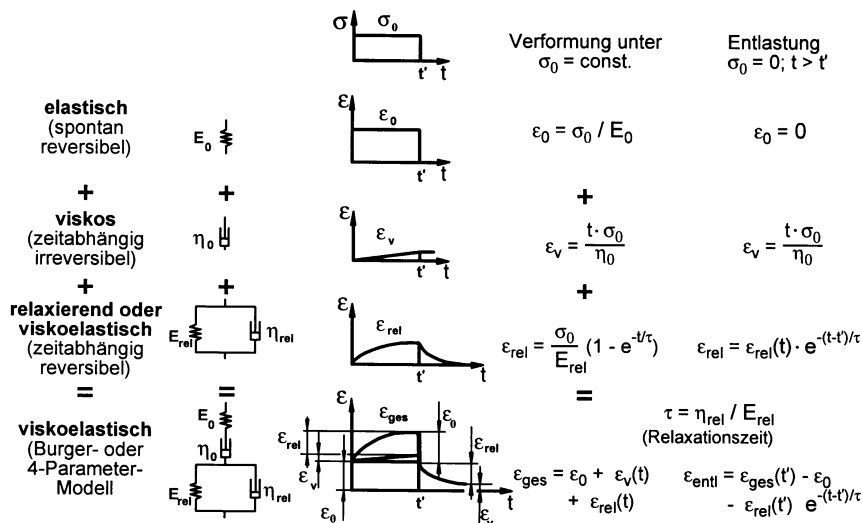


Bild 2.28 Beschreibung des viskoelastischen Verformungsverhaltens von Kunststoffen mit dem 4-Parameter-Modell, Index: 0= elastisch, v= viskos, rel= relaxierend, entl= Entlastung, aus Ehrenstein (1999).

Zur Charakterisierung der beiden Vorgänge Relaxation und Retardation werden die Kennwerte der Relaxationszeit τ_{rel} bzw. Retardationszeit τ_c in Anlehnung an die Feder-Dämpfer-Modelle als Quotient aus Viskosität und Federsteifigkeit definiert (Gleichung (2.6)). Dabei wird die Relaxation mit Hilfe eines einfachen Maxwell-Elementes dargestellt, während das Kriechen durch ein Kelvin-Voigt-Modell charakterisiert wird. Die Relaxationszeit bezeichnet die Zeit, in der die Spannung auf e^{-1} ihres Anfangswertes abgeklungen ist (*Retting (1991)*).

$$\tau_{\text{rel}} = \frac{\eta_{\text{rel}}}{E_{\text{rel}}} \text{ bzw. } \tau_c = \frac{\eta_c}{E_c} \quad (2.6)$$

mit	τ_{rel} :	Relaxationszeit
	τ_c :	Retardationszeit
	η_{rel} :	Viskosität des Dämpfers aus dem Maxwell-Modell
	η_c :	Viskosität des Dämpfers aus dem Kelvin-Voigt-Modell
	E_{rel} :	Federsteifigkeit aus dem Maxwell-Modell
	E_c :	Federsteifigkeit aus dem Kelvin-Voigt-Modell

2.4.1 Lineare Viskoelastizität

Das Verformungsverhalten von Werkstoffen wird als linear viskoelastisch bezeichnet, wenn die Kennfunktionen des Werkstoffs (Kriechmodul, Relaxationsmodul etc.) nur von der Zeit und der Temperatur abhängen und nicht von der Spannungs- bzw. Deformationsgröße (*Retting (1991)*). Diese Voraussetzung gilt nur für kleine Spannungen bzw. Dehnungen. Der Bereich wird z.B. in *Menges (1990)* bis maximal 2% Dehnung (je nach Kunststoffart) angegeben.

Die Abweichung des Verformungsverhaltens vom linear viskoelastischen Verhalten ist zum Beispiel in den isochronen Spannungs-Dehnungskurven zu erkennen. Unter der Voraussetzung, dass die Nachgiebigkeit $J(t)$ nur von der Zeit abhängt, müsste der Quotient aus Dehnung und Spannung zu gleichen Zeitpunkten konstant sein. Die isochronen Linien müssten sich als Geraden abbilden (*Schmachtenberg (1987)*). Je nach Kunststoffart sind sie jedoch deutlich nichtlinear (vgl. Bild 2.26).

Für die Theorie der linearen Viskoelastizität gelten drei Grundprinzipien. Diese drei Prinzipien sind das Boltzmann'sche Superpositionsprinzip, das Korrespondenzprinzip und das Zeit-Temperatur-Verschiebungsprinzip (*Menges (1990)*).

Das Boltzmann'sche Superpositionsprinzip besagt, dass die Summe zeitabhängiger Spannungen $\sigma_1(t)$ und $\sigma_2(t)$ die Summe der Verformungen $\varepsilon_1(t)$ und $\varepsilon_2(t)$ hervorruft, wenn die Spannung $\sigma_1(t)$ die Verformung $\varepsilon_1(t)$ und $\sigma_2(t)$ die Verformung $\varepsilon_2(t)$ hervorruft (*Menges (1990)*). Dies gilt umgekehrt auch für Dehnungen. Das Superpositionsprinzip ist in Bild 2.29 anschaulich dargestellt.

Das Korrespondenzprinzip besagt, dass die aus der Elastizitätstheorie bekannten Lösungen auch auf Aufgaben der linearen Viskoelastizität angewendet werden dürfen, wenn anstelle der Spannung σ die zeitabhängige Spannung $\sigma(t)$, anstelle der Dehnung ε die zeitabhängige Dehnung $\varepsilon(t)$ und anstelle des Elastizitätsmoduls der zeitabhängige Relaxationsmodul $E_{\text{rel}}(t)$ oder Kriechmodul $E_c(t)$ verwendet wird. Dies gilt ebenfalls für alle anderen zeitabhängigen Kennwerte des Werkstoffs (*Menges (1990)*).

Das dritte Grundprinzip der linearen Viskoelastizitätstheorie ist das Zeit-Temperatur-Verschiebungsprinzip (ZTV). Es besagt, dass sich innerhalb eines Zustandsbereichs die Relaxations- bzw. Retardationszeitspektren nicht ändern bzw. die gleiche Temperaturabhängigkeit besitzen. Solche Kunststoffe heißen thermo-rheologisch einfach. Daher kann man Modul- oder Nachgiebigkeits- bzw. Spannungs- oder Dehnungsverläufe durch eine Verschiebungsfunktion deckungsgleich ineinander umrechnen. Das ZTV-Prinzip gilt für amorphe Kunststoffe und Elastomere, aber auch für teilkristalline Thermoplaste (*Menges (1990)*).

Schöche (1997) wendet das ZTV-Prinzip auf Dehnungsrate und Temperatur an, wobei er Grenzen für den Einsatzbereich definiert. Das Zeit-Temperatur-Verschiebungsprinzip und seine Grenzen wurden bereits in Abschnitt 2.2.1 (Gleichung (2.1)) angegeben.

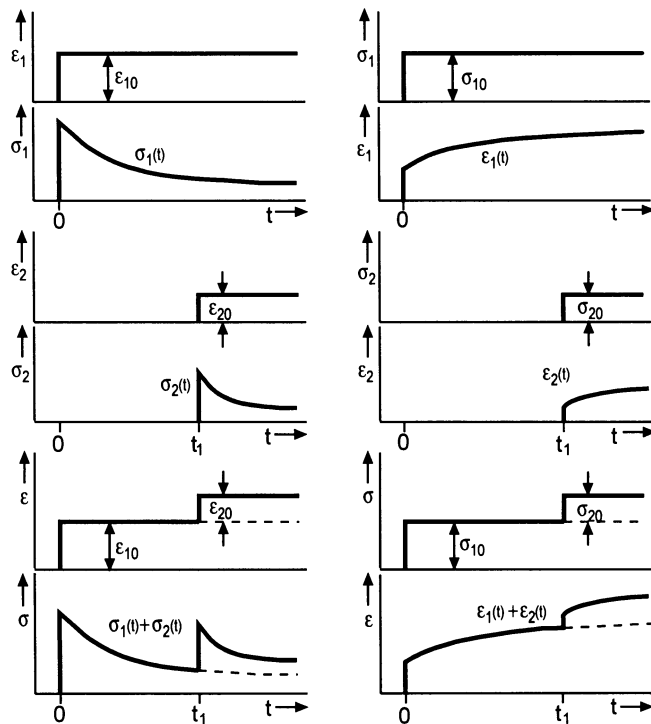


Bild 2.29 Veranschaulichung des Boltzmann'schen Superpositionsprinzips für Dehnungen (links) und Spannungen (rechts), aus Ehrenstein (1999).

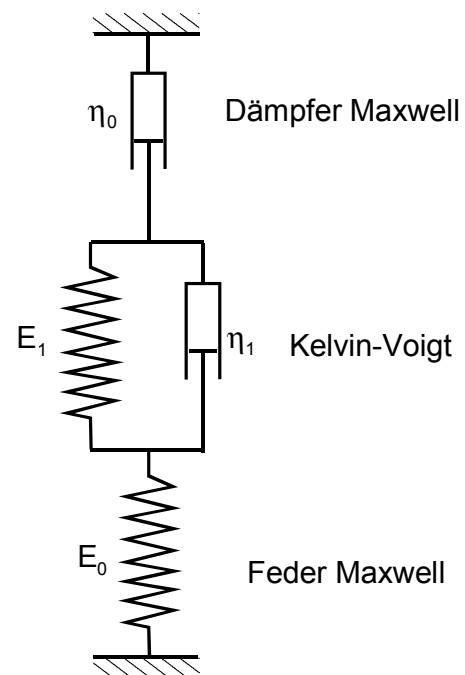


Bild 2.30 4-Parameter-Modell (Burgers-Modell).

Das linear viskoelastische Verhalten kann anschaulich mit dem rheologischen Feder-Dämpfer-Modell nach Burgers (4-Parameter-Modell) dargestellt werden (Bild 2.30). Die allgemeine Differentialgleichung dieses Systems kann man unter der Voraussetzung, dass die Spannung bzw. Kraft im Maxwell-Modell und im Kelvin-Voigt-Modell konstant ist und dass sich die Dehnung bzw. die Dehngeschwindigkeit aus der Summe der einzelnen Elemente (Maxwell-Feder und Maxwell-Dämpfer, sowie Kelvin-Voigt-Modell) zusammensetzt, herleiten. Mit Hilfe der bekannten Beziehungen für Feder (linearer Zusammenhang zwischen Dehnung und Spannung) und Dämpfer (linearer Zusammenhang zwischen Dehngeschwindigkeit und Spannung) ergibt sich die allgemeine Differentialgleichung des Systems zu Gleichung (2.7). Für das Problem einer konstanten Dehnung ($\epsilon = \text{konstant}$) wird die linke Seite zu Null (Gleichung (2.8)). Bei Behandlung eines Kriechproblems mit konstanter Spannung ($\sigma = \text{konstant}$) ergibt sich auf der rechten Seite der Wert der konstanten Spannung. Gleichung (2.9) zeigt den Lösungsansatz der Differentialgleichung für eine konstante Dehnung. Dieser Zustand ist für das Verspreizen von Kunststoffdübeln von Bedeutung. Die Integrationskonstanten werden durch die Randbedingungen nach Gleichung (2.10) bestimmt. Mit Hilfe des Boltzmann'schen Superpositionsprinzips können für beliebige zeitlich konstante Dehnungen Relaxationskurven berechnet werden.

$$\frac{\eta_0 \cdot \eta_1}{E_1} \ddot{\epsilon} + \eta_0 \dot{\epsilon} = \frac{\eta_0 \cdot \eta_1}{E_0 \cdot E_1} \ddot{\sigma} + \frac{E_0 \cdot \eta_1 + E_0 \cdot \eta_0 + E_1 \cdot \eta_0}{E_0 \cdot E_1} \dot{\sigma} + \sigma \quad (2.7)$$

$$\ddot{\sigma} + \left(\tau_0^{-1} + \frac{E_0}{\eta_1} + \tau_1^{-1} \right) \dot{\sigma} + (\tau_0^{-1} \cdot \tau_1^{-1}) \sigma = 0 \Rightarrow \ddot{\sigma} + a \cdot \dot{\sigma} + b \cdot \sigma = 0 \quad (2.8)$$

$$\sigma(t) = C_1 \cdot e^{r_1 t} + C_2 \cdot e^{r_2 t} \quad (2.9)$$

$$\text{mit } a^2 - 4 \cdot b > 0 \text{ und } r_{1/2} = 0,5 \cdot \left[-a \pm \sqrt{a^2 - 4 \cdot b} \right]$$

Randbedingungen:

$$\sigma(0) = E_0 \cdot \epsilon_0 \text{ und } \dot{\sigma}(0) = -\frac{\eta_0}{E_0} = -\tau_0 \quad (2.10)$$

2.4.2 Nichtlineare Viskoelastizität

Um das nichtlineare viskoelastische Verhalten von Kunststoffen zu berechnen, sind geschlossene Lösungen der Differentialgleichungen nicht mehr möglich. In diesem Bereich können Lösungen nur durch numerische Näherungen erreicht werden.

Schmachtenberg (1987) entwickelte ein numerisches rheologisches Modell mit n parallel geschalteten Maxwell-Elementen (Bild 2.31). In diesem Modell sind die Eigenschaften der Dämpfer lastabhängig über sogenannte Fließfunktionen definiert. Die Fließfunktionen werden dabei aus Zugversuchen bei konstanter Dehngeschwindigkeit über einen geeigneten Algorithmus ermittelt. Über die Fließfunktionen wird aus der am Dämpfer anliegenden Spannung die Fließgeschwindigkeit berechnet. Mit dem Zeit-Temperatur-Verschiebungsprinzip werden die Fließfunktionen für verschiedene Belastungsgeschwindigkeiten angepasst. Das numerische Modell kann über unterschiedliche Algorithmen sowohl Spannungsrelaxation als auch Retardation berechnen. *Schöche (1997)* erweiterte das Modell zur Berechnung von Wärmespannungen. Hierbei wurden die Fließeigenschaften der Dämpfer zusätzlich temperaturabhängig definiert. *Wanders (1999)* modifizierte das Modell zur Berechnung mehrachsiger Spannungszustände.

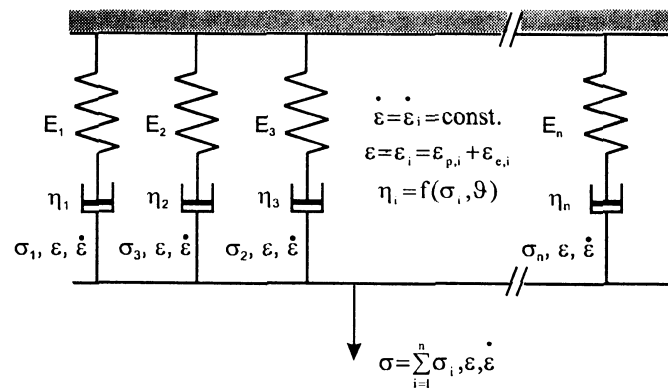


Bild 2.31 Deformationsmodell nach *Schmachtenberg (1987)*, aus *Wanders (1999)*.

2.4.3 Beschreibung des viskoelastischen Verhaltens durch numerische/empirische Ansätze

Sarabi (1984) stellt in seiner Dissertation numerische Ansätze zur Beschreibung des viskoelastischen und speziell des Kriechverhaltens von Kunststoffen vor. Neben einem allgemeinen Ansatz, den er aus dem 4-Parameter-Modell nach Burgers ableitet, stellt *Sarabi (1984)* zwei Exponentialfunktionen vor, die über einfach zu bestimmende Parameter eine Anpassung und Extrapolation von Kriechfunktionen erlauben. Die beiden Ansätze, der Findley-Ansatz (*Findley (1960)*) und der Kilcinskij-Ansatz, unterscheiden sich in der Eignung für unterschiedliche Werkstoffe. Der Kilcinskij-Ansatz ermöglicht die Beschreibung des Kriechverhaltens von verstärkten Polymerwerkstoffen. Auf diesen Ansatz wird daher nicht weiter eingegangen.

Der Findley-Ansatz ist für nicht verstärkte Kunststoffe geeignet und in Gleichung (2.11) dargestellt. Die Güte der Extrapolation wird nach *Sarabi (1984)* verbessert, wenn bei der Anpassung der Messzeitraum zwischen 0 h und 100 h nicht beachtet wird, da in diesem Bereich starke Nichtlinearitäten der Kriechgeschwindigkeit die Messwerte und damit die Extrapolation beeinflussen. Die Anpassung der Kriechfunktion mit dem Findley-Ansatz ist nur sinnvoll, solange sich der Werkstoff im Bereich des sekundären Kriechens befindet. *Tome (2000)* formt den Findley-Ansatz zur Anwendung auf Relaxationsvorgänge um (Gleichung (2.12)).

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 + m \cdot \left(\frac{t}{t_0} \right)^n \quad (2.11)$$

$$\sigma(t) = \frac{\sigma_0}{1 + m \cdot \left(\frac{t}{t_0} \right)^n} \quad (2.12)$$

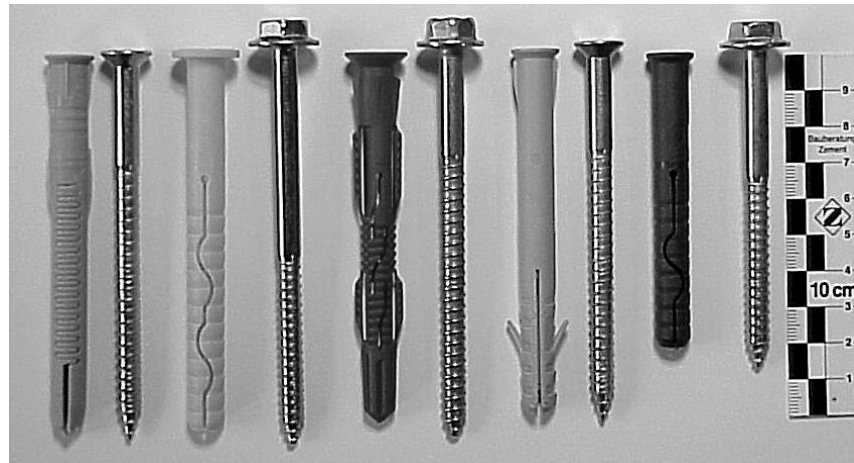
- mit $\varepsilon(t)$: Kriechdehnung
 $\sigma(t)$: (Relaxations-) Spannung
 ε_0 : Anfangsdehnung oder anzupassender Parameter
 σ_0 : Anfangsspannung oder anzupassender Parameter
 m, n : anzupassende Parameter
 t_0 : Bezugsgröße (kann zu 1 h) gesetzt werden

Numerische Ansätze zur Beschreibung des viskoelastischen Verhaltens werden in den numerischen Studien dieser Arbeit benötigt, um das Tragverhalten von Kunststoffdübeln mit Hilfe von FE-Studien zu analysieren (Abschnitt 4.2). Die empirischen Ansätze eignen sich zur Anpassung und Extrapolation von Kriechkurven (vgl. Abschnitt 5.8).

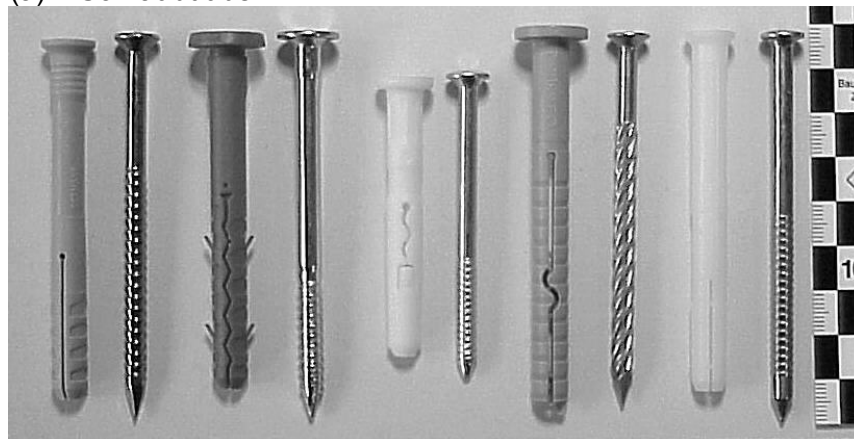
3 Stand der Forschung zum Tragverhalten von Kunststoffdübeln in Beton

3.1 In Deutschland verwendete Dübelssysteme

Kunststoffdübel bestehen aus einer Kunststoffhülse und einem Spreizelement. Als Spreizelement werden in der Regel Schrauben oder Nägel aus Stahl verwendet. Bild 3.1 zeigt einige in Deutschland gebräuchliche Kunststoffdübel. Die dargestellten Schraubdübel (oben) sind alle bauaufsichtlich zugelassen, während von den dargestellten Nageldübeln (unten) nur ein System eine bauaufsichtliche Zulassung besitzt.



(a) Schraubdübel



(b) Nageldübel

Bild 3.1 In Deutschland gebräuchliche Kunststoffdübel, Schraubdübel (a) und Nageldübel (b).

Die Dübelhülsen von Kunststoffdübeln, die vom Deutschen Institut für Bautechnik (DIBt) bauaufsichtlich zugelassen sind, bestehen aus Polyamid PA6 oder PA66. Es sind nur einige spezielle Marken dieser Kunststoffarten zur Anwendung für Dübelhülsen zugelassen. In anderen europäischen Ländern sind Dübelhülsen auch aus Polyethylen oder Polypropylen üblich. In Deutschland werden Dübel aus dem nicht zugelassenen Sortiment ebenfalls teilweise aus den preiswerteren Massenkunststoffen gefertigt.

Bei der Montage wird durch das Eintreiben des Spreizelementes in die Dübelhülse Kunststoff verdrängt und dadurch die Dübelhülse gegen die Bohrlochwand gepresst. Bei Schraubdübeln schneidet die Schraube beim Eindrehen ein Gewinde in den Kunststoff. Bei Nageldübeln wird das Spreizelement eingeschlagen. Die Verteilung und die Größe des Anpressdrucks hängen im Wesentlichen von der Konstruktion der Dübelhülse und des Spreizelementes ab. Spreizelement und Hülse sind aufeinander abgestimmt. Bauaufsichtlich zugelassene Kunststoffdübel werden daher als eine Befestigungseinheit geliefert.

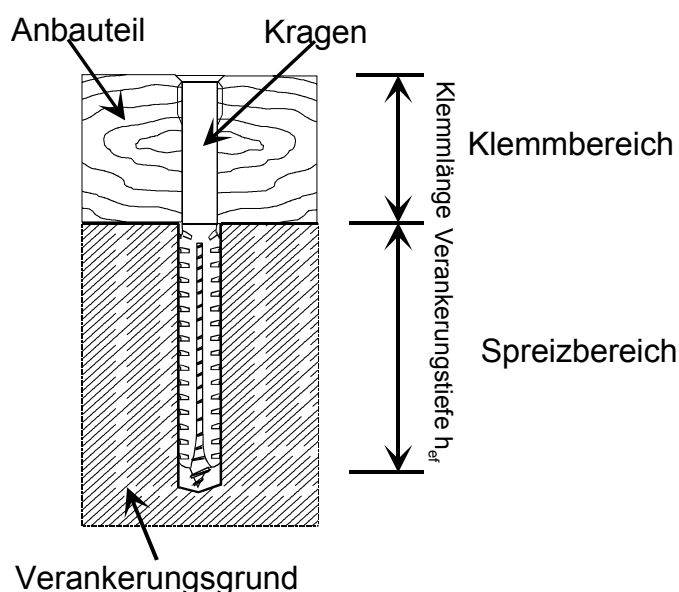


Bild 3.2 Allgemeine Bezeichnungen der Bereiche eines Kunststoffdübels

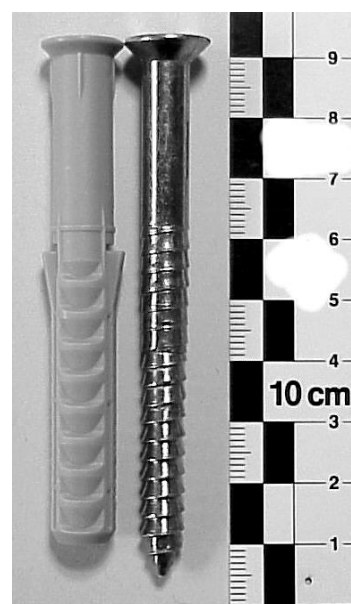


Bild 3.3 Nachspreizender Kunststoffdübel mit bauaufsichtlicher Zulassung.

Bauaufsichtlich zugelassene Kunststoffdübel werden in Durchsteckmontage montiert (vgl. Bild 3.2). Sie haben einen Klemmbereich bestehend aus Kragen mit Distanzhülse und einen Spreizbereich. Der Klemmbereich liegt nach der Montage im befestigten Bauteil (Anbauteil), während der Spreizbereich im Verankerungsgrund zu liegen kommt. Der Kragen verhindert bei der Montage das Tieferrutschen der Dübelhülse im Bohrloch. In Deutschland gibt es bauaufsichtlich zugelassene Kunststoffdübel in den Nenndurchmesser d_{nom} von 8 mm bis 14 mm. Sie haben Sollverankerungstiefen h_{ef} von 50 mm bis 70 mm für die Anwendung in Beton. Es gibt auch einige Kunststoffdübeltypen mit einer Sollverankerungstiefe von 90 mm, die allerdings speziell für die Anwendung in Mauerwerk aus Lochsteinen vorgesehen sind.

Die zulässigen Lasten von Kunststoffdübeln in Beton betragen zwischen 0,25 kN und 1,80 kN je nach Dübeltyp und Durchmesser. Kunststoffdübel sind nur für Verankerungen von redundanten Systemen zugelassen, bei denen eine Lastumlagerung zu mindestens einem benachbarten Befestigungspunkt möglich ist. Die Anwendung ist weiterhin auf die Verankerung von Unterkonstruktionen für Fassaden oder gleichartige statische Systeme beschränkt. Bei der Montage von Kunststoffdübeln sind Achs- und Randabstände einzuhalten, die den bauaufsichtlichen Zulassungen entnommen werden können.

In jüngster Zeit geht die Entwicklung zu nachspreizenden Kunststoffdübeln. In Bild 3.3 ist der erste nachspreizende Kunststoffdübel mit bauaufsichtlicher Zulassung dargestellt. Das Nachspreizverhalten dieses Dübels wird durch die besondere Form der Schraube hervorgerufen. Die Schraube mit konischen Gewindegängen bewirkt, dass bei Belastung des Dübels durch eine zentrische Zugkraft zusätzliche Spreizkräfte durch die Schraube hervorgerufen werden. Dieser Dübel zeichnet sich daher durch ein sehr gutes Tragverhalten im gerissenen Beton aus.

Die im folgenden dargestellten Erkenntnisse zum Tragverhalten von Kunststoffdübeln beziehen sich hauptsächlich auf Schraubdübel. Zum Tragverhalten von Nageldübeln in Beton liegen bisher nur wenige Erkenntnisse vor.

3.2 Tragverhalten in ungerissenem Beton

3.2.1 Kurzzeitverhalten

Beim Eintreiben der Schraube in die Kunststoffhülse eines Schraubdübels wird ein Gewinde in die Dübelhülse eingeschnitten. Angreifende Zuglasten werden von der Schraube durch das eingeschnittene Gewinde über Formschluss in die Kunststoffhülse übertragen. Von der Kunststoffhülse wird die angreifende Belastung dann über Reibung zwischen Kunststoff und Bohrlochoberfläche in den Ankergrund eingeleitet. Kunststoffdübel versagen in der Regel durch Herausziehen der Dübelhülse aus dem Beton, da die Spreizkräfte bei üblichen Kunststoffdübeln nicht ausreichen, um einen Betonausbruch hervorzurufen. Ein Herausziehen der Schraube aus der Kunststoffhülse tritt in der Regel bei korrekt installierten Schraubdübeln nicht als Versagensart auf (*Ehrenstein (1976/1)*).

Die Herausziehlasten von Kunststoffdübeln in Beton hängen bei gleichem Durchmesser und gleicher Verankerungstiefe stark vom Dübeltyp und damit von der Dübelkonstruktion ab. Durch die Konstruktion der Hülse und die Abstimmung der Schraube auf die Hülse wird die während der Montage erzeugte Spreizkraft und deren Verteilung entlang der Dübelachse beeinflusst (*Eligehausen/Mallée (2000)*).

Mit zunehmendem Dübeldurchmesser steigen die Herausziehlasten an. In Bild 3.4 sind die Herausziehlasten eines Dübelfabrikats in Abhängigkeit des Durchmessers dargestellt. Hierbei ist allerdings zu beachten, dass bei den Dübeln mit Durchmesser 12 mm und 14 mm ebenfalls die Sollverankerungstiefe ansteigt.

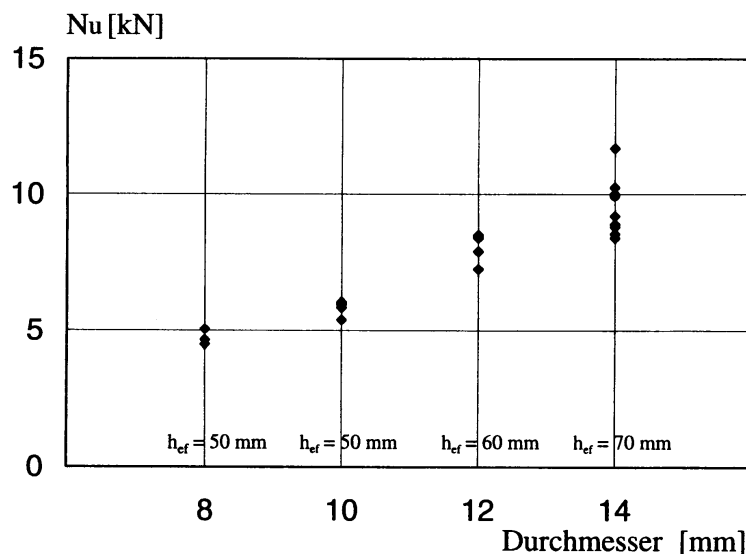


Bild 3.4 Herausziehlasten eines Kunststoffdübelfabrikats in Abhängigkeit des Dübeldurchmessers, aus *Eligehausen/Mallée (2000)*.

Die Fertigungstoleranzen von Kunststoffdübelhülsen sind sehr klein und daher ohne Einfluss auf die Dübeltragfähigkeit (*Eligehausen/Mallée (2000)*). Toleranzen beim Spreizelement (Kerndurchmesser und Gewindedurchmesser) hingegen können sich stark auf das Tragverhalten auswirken. Die Herausziehlasten nehmen mit zunehmender Durchmesserdivergenz zwischen Bohrloch und Schraubenkern deutlich ab (vgl. Bild 3.5). Daher werden bauaufsichtlich zugelassene Kunststoffdübel als Befestigungseinheit aus Dübelhülse und Spreizelement geliefert. Die bei bauaufsichtlich zugelassenen Dübeln verwendeten Schrauben haben eine geringere Toleranz als zum Beispiel Holzschrauben, bei denen keine maximalen Maßabweichungen festgelegt sind (vgl. z.B. DIN 97 oder DIN 571).

Einen weiteren entscheidenden Einfluss auf das Tragverhalten von Kunststoffdübeln hat die Einschraubtiefe der Schraube in die Hülse. Bild 3.6 zeigt die Herausziehlasten von Kunststoffdübeln in Vollziegeln in Abhängigkeit der Einschraubtiefe. Die Herausziehlasten nehmen

mit sinkender Einschraubtiefe ab (*Plank (1977)*). Die Einschraubtiefe kann beispielsweise bei der Montage durch das Tieferrutschen der Dübelhülse im Bohrloch vermindert werden. Daher müssen bauaufsichtlich zugelassene Kunststoffdübel einen Kragen aufweisen, um bei der Durchsteckmontage das Tieferrutschen der Hülse im Bohrloch zu vermeiden und die Einschraubtiefe zu garantieren.

Bild 3.5 und Bild 3.6 zeigen Ergebnisse von Versuchen in Vollziegeln. Es ist davon auszugehen, dass das Tragverhalten in anderen Vollmaterialien (z.B. Beton) qualitativ gleich ist. Der Mehrfacheinbau neuer Dübel in dasselbe Bohrloch reduziert die Herausziehlasten ebenfalls. Dies wird durch die Bestimmungen der bauaufsichtlichen Zulassungen unterbunden (*Plank (1977)*).

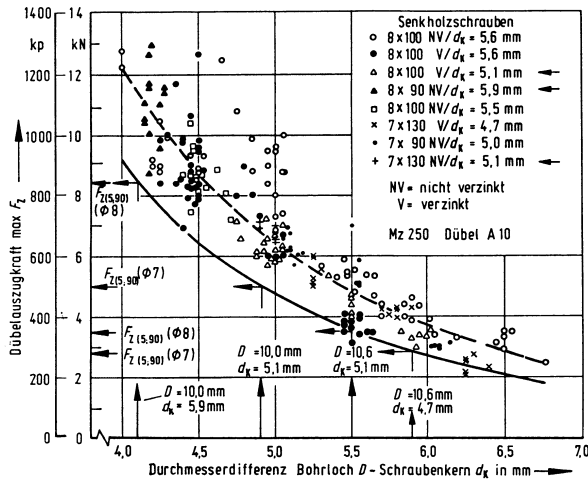


Bild 3.5 Einfluss der Durchmesserdiff. zwischen Bohrloch D und Schraubenkern d_k auf Dübelauszugskräfte in Mauerwerk aus Vollsteinen Mz250, aus *Plank (1977)*.

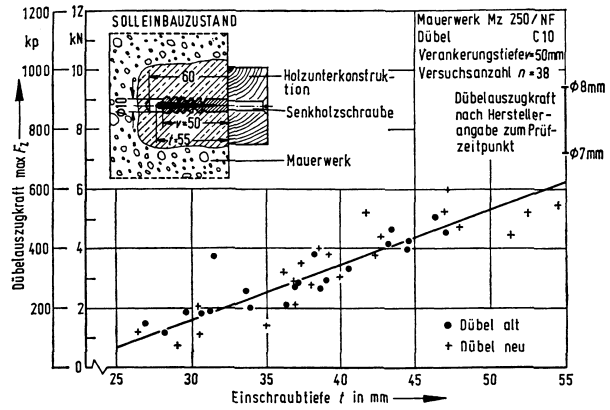


Bild 3.6 Einfluss der Einschraubtiefe auf die axiale Dübelauszugskraft bei Bauwerksversuchen in Mauerwerk aus Vollsteinen Mz250, aus *Plank (1977)*.

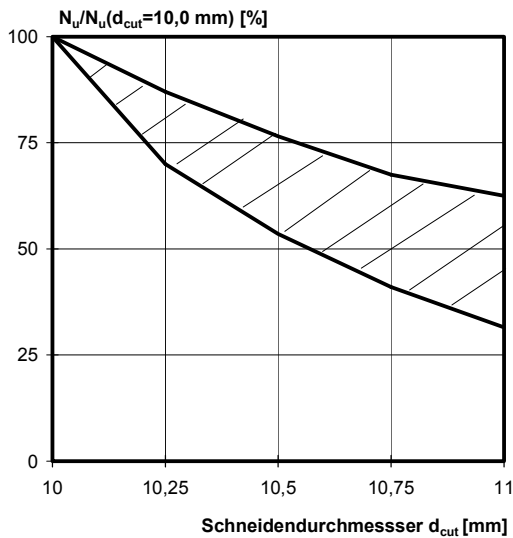


Bild 3.7 Einfluss des Schneidendurchmessers des Bohrers auf die Herausziehlasten von Kunststoffdübeln ($d=10\text{ mm}$), nach *Ehrenstein (1976/2)*, *Plank (1977)*, *Rehm/Eligehausen/Mallée (1988)*.

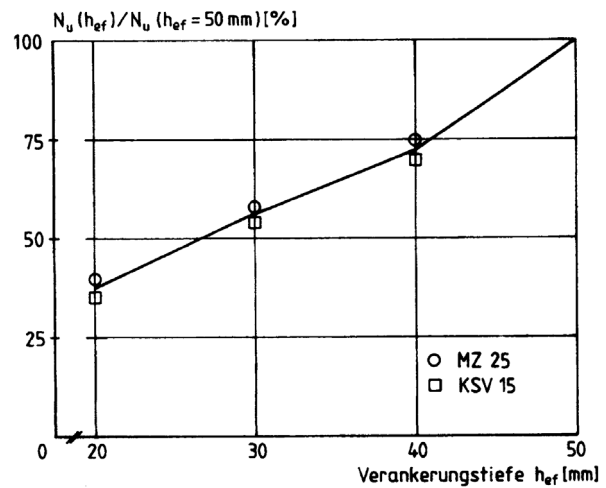


Bild 3.8 Einfluss der Verankerungstiefe auf die Herausziehlasten von Kunststoffdübeln ($d=10\text{ mm}$) in Vollsteinen, aus *Plank (1977)*.

Die Tragfähigkeit von bauaufsichtlich zugelassenen Kunststoffdübeln hängt von montagebedingten Toleranzen, wie zum Beispiel Bohrlochdurchmesser und Verankerungstiefe, ab. Bild 3.7 zeigt den Einfluss des Schneidendurchmessers d_{cut} (Bohrereckmaß) auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln. Die Herausziehlasten nehmen mit zunehmendem Schneidendurchmesser stark ab, da bei einem größeren Durchmesser des Bohrlochs die Spreizkraft des Dübels bei der Montage geringer ist. Die Herausziehlasten fallen bei Verwendung eines Bohrers mit einem Schneidendurchmesser von 11,0 mm auf bis zu 30% des Wertes ab, der bei einem Bohrlochdurchmesser von 10,0 mm gemessen wurde. Daher sind in den bauaufsichtlichen Zulassungen des DIBt Toleranzbereiche für den Schneidendurchmesser des Hartmetallbohrers angegeben. Der zulässige Bereich nach deutschen bauaufsichtlichen Zulassungen liegt zwischen dem Nenndurchmesser des Dübels d_{nom} und $d_{\text{nom}} + 0,45$ mm.

In Bild 3.8 ist der Einfluss der Verankerungstiefe auf die bezogenen Herausziehlasten eines Kunststoffdübels in Vollsteinen dargestellt. Die Verankerungstiefe wird beispielsweise reduziert, falls das zu befestigende Bauteil nicht auf die Klemmlänge des Dübelkragens abgestimmt ist oder falls bei der Planung Putzschichten nicht berücksichtigt werden. Eine Reduktion der Verankerungstiefe um 10 mm hat bereits einen Lastabfall von ca. 25% zur Folge.

Die mechanischen Eigenschaften von Polyamid werden entscheidend von Temperatur und Feuchtigkeit beeinflusst. Bild 3.9 zeigt den Einfluss der Temperatur auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln ($d = 10$ mm) in Beton. Bei Dübeln aus Ultramid B3L[®] (PA6) nehmen die Herausziehlasten mit zunehmender Temperatur ab. Durch die steigende Temperatur wird der Kunststoff weicher und wechselt vom energieelastischen in den entropieelastischen Zustand im Bereich des Glasübergangs. Dadurch ergeben sich mit zunehmender Temperatur geringere Spreizkräfte bei der Montage des Dübels und die Herausziehlasten sind ebenfalls kleiner. Bei einer Temperatur von 50°C beträgt die Herausziehlaste im Mittel noch ca. 75% des Wertes bei 20°C und bei 80°C noch ca. 55% des Referenzwertes. Bei Dübeln aus Ultramid B3S[®] (PA6) bleibt die Herausziehlaste bis ca. 80°C im Mittel konstant und fällt erst bei Temperaturen über 80°C deutlich ab.

In Bild 3.10 ist der Einfluss des Wassergehalts der Dübelhülse auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln in Beton dargestellt. Die Werte fallen mit zunehmendem Feuchtigkeitsgehalt ab, da durch die Einlagerung von Wasseratomen in den amorphen Bereichen des Polyamids die Steifigkeit und Festigkeit des Werkstoffs vermindert wird. Der prozentuale Abfall der Herausziehlasten ist bei Dübeln aus Ultramid B3L[®] im Mittel größer als bei Dübeln aus Ultramid B3S[®]. Die Herausziehlasten bei Dübeln aus Ultramid B3L[®] im nassen Zustand sind im Mittel etwa 30% geringer als bei Dübelhülsen mit Ausgleichsfeuchtegehalt (*Ehrenstein (1976/1)* und *Ehrenstein (1976/2)*).

In Bild 3.12 und Bild 3.13 ist der Einfluss von Temperatur und Feuchtigkeit auf das Last-Verschiebungsverhalten eines Kunststoffdübels mit Nenndurchmesser 14 mm dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Last-Verschiebungskurven in den spröden Zuständen des Kunststoffes ($T = 0^\circ\text{C}$ und Konditionierung trocken) steiler ansteigen als in den duktilen Zuständen. Die Verschiebung bei Maximallast ist in den spröden Zuständen deutlich geringer. Bei diesem Dübeltyp sind die mittleren Herausziehlasten im nassen Zustand nur wenig kleiner als im trockenen Zustand. Bei einer Temperatur von 80°C sind die Herausziehlasten deutlich geringer als bei 0°C (*Eligehausen et al. (2002)*).

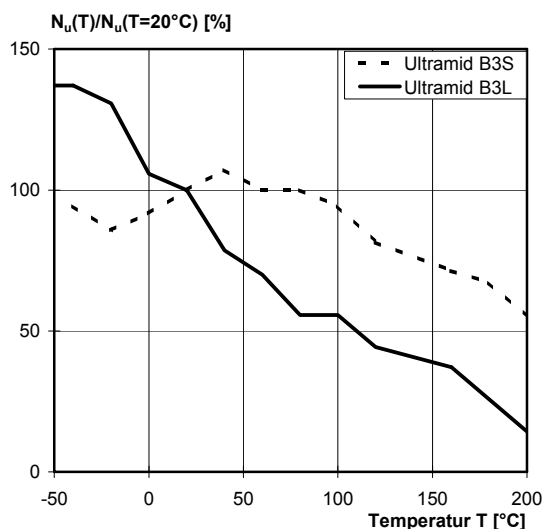


Bild 3.9 Einfluss der Temperatur auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln ($d = 10 \text{ mm}$) in Beton, nach Ehrenstein (1976/1), Ehrenstein (1976/2).

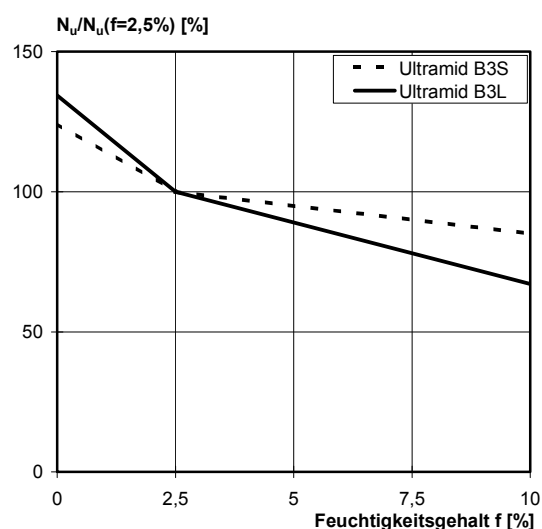


Bild 3.10 Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln ($d = 10 \text{ mm}$) in Beton, nach Ehrenstein (1976/1), Ehrenstein (1976/2).

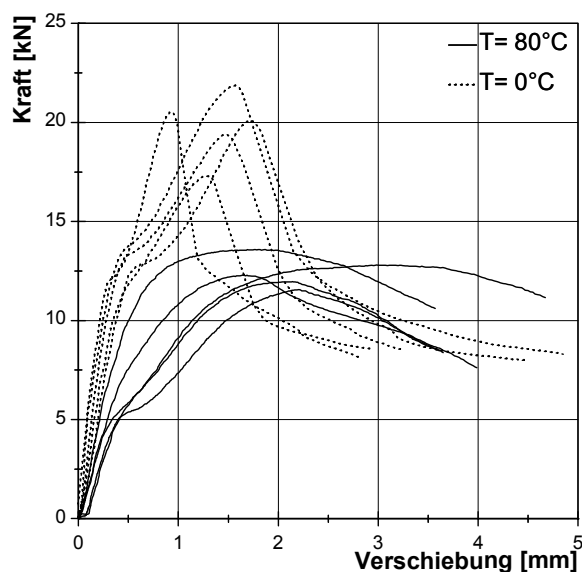


Bild 3.11 Einfluss der Temperatur des Ankergrundes auf die Last-Verschiebungskurven eines Kunststoffdübels ($d_{\text{nom}} = 14 \text{ mm}$) in Beton, aus Eligehausen et al. (2002).

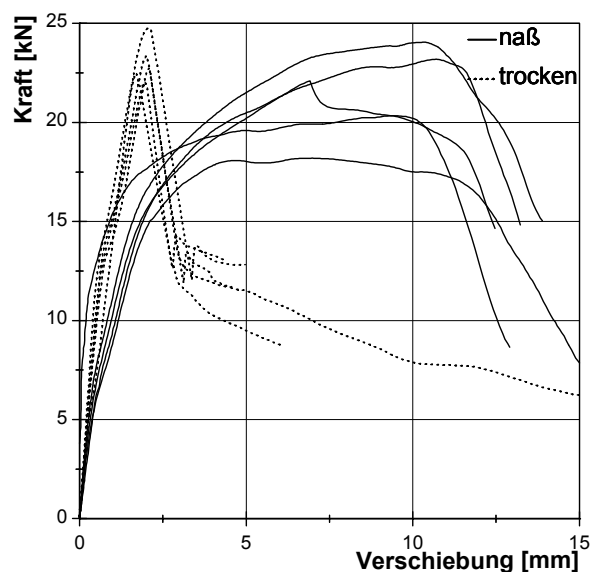


Bild 3.12 Einfluss der Feuchtigkeit der Dübelhülle auf die Last-Verschiebungskurven eines Kunststoffdübels ($d_{\text{nom}} = 14 \text{ mm}$) in Beton, aus Eligehausen et al. (2002).

Wagner-Grey (1976) untersucht den Einfluss der Eindrehdauer bzw. der Eindrehgeschwindigkeit auf das Eindrehmoment und die maximale Spreizkraft von Kunststoffdübeln aus Polyamid (PA6). Bei den Untersuchungen wurden die Schrauben von Hand mit einem Drehmomentschlüssel eingedreht und die Eindrehdauer zwischen ca. 0,2 Minuten und 2 Minuten variiert. Dabei stellte sich heraus, dass sowohl die Größe des Eindrehmoments als auch die Größe der maximalen Spreizkraft im untersuchten Bereich unabhängig von der Eindrehdauer ist. Wagner-Grey führt dies auf die Erhöhung der Temperatur der Schraube mit zunehmender Eindrehgeschwindigkeit zurück (Bild 3.13). Durch die erhöhte Temperatur wird die Relaxation des Kunststoffes beschleunigt und so die Wirkung der höheren Belastungsgeschwindigkeit kompensiert. Die Temperatur der Schraube betrug bei Wagner-Grey's Versuchen

maximal 65°C. Die Messung der Temperatur wurde direkt an der Schraube in der Mitte des Verankerungsbereichs durchgeführt. Bei Messungen an der Außenseite der Kunststoffhülse betrug die Temperaturerhöhung nur 3 K. Weiterhin stellt *Wagner-Grey (1976)* fest, dass die Temperatur der Schraube ca. 3 bis 5 Minuten nach der Montage wieder der Ausgangstemperatur entspricht. In Bild 3.14 ist der Einfluss des Eindrehmoments auf die Größe der Spreizkraft dargestellt. Die Spreizkraft steigt mit zunehmendem Eindrehmoment deutlich an. *Wagner-Grey (1976)* ermittelte auch die Verteilung des Anpressdrucks eines Dübels entlang der Dübelachse (Bild 3.15). Den größten Anpressdruck hat der untersuchte Dübel im unteren Drittel des Spreizbereichs. Die aus dem maximalen Anpressdruck berechnete örtliche Pressung des Dübels beträgt 50 N/mm².

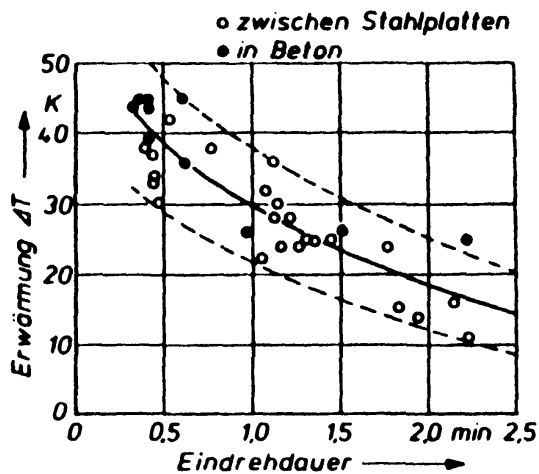


Bild 3.13 Einfluss der Eindrehgeschwindigkeit auf die Erwärmung der Schraube, Ausgangstemperatur 20°C, aus *Wagner-Grey (1976)*.

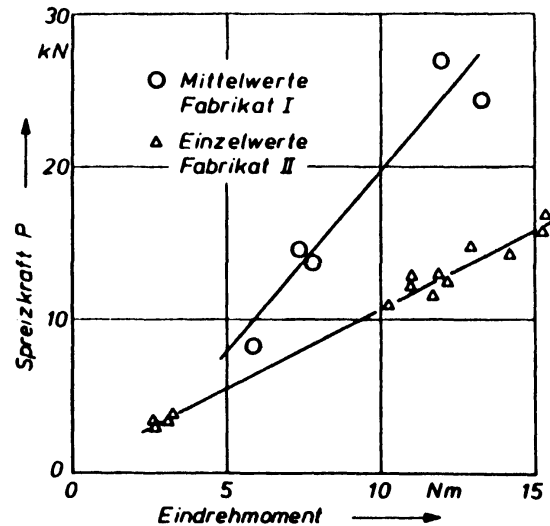


Bild 3.14 Einfluss des Eindrehmoments auf die Spreizkraft, aus *Wagner-Grey (1976)*.

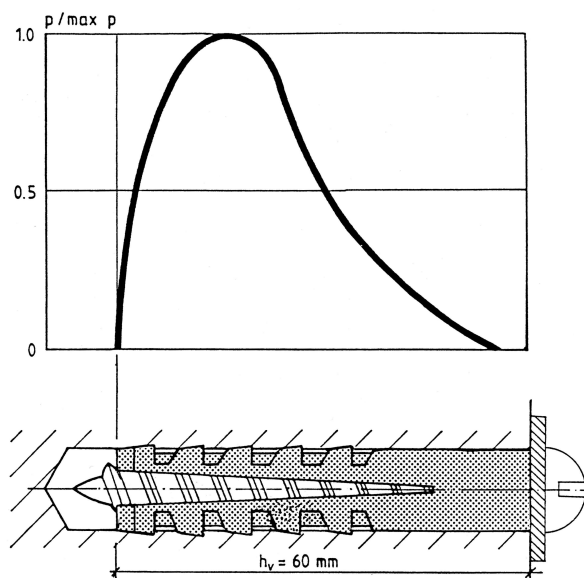


Bild 3.15 Verteilung des Anpressdrucks eines Kunststoffdübels, aus *Wagner-Grey (1976)*.

In Bild 3.16 sind Last-Verschiebungskurven eines Kunststoffdübels mit Nenndurchmesser 8 mm in ungerissem Beton dargestellt (*CEB (1994)*). Die Kurven im linken Bild wurden in Versuchen mit Dübelhülsen aus Polyamid gemessen, während bei den Versuchen im rechten Bild Hülsen aus Polyethylen verwendet wurden. Die Herausziehlasten der Versuche mit Dübelhülsen aus Polyethylen sind im Mittel deutlich geringer als die Lasten der Dübel aus Polyamid. Die Steifigkeit der Last-Verschiebungskurven ist bei den Versuchen mit Dübelhülsen aus Polyamid größer als bei den Versuchen mit PE-Dübeln. Allerdings wird in *CEB (1994)* nicht beschrieben, wie die Hülsen produziert wurden. Denn bei vergleichenden Untersuchungen ist zu beachten, dass Polyethylen nach dem Spritzen deutlich mehr schrumpft als Polyamid, so dass bei Fertigung in der gleichen Form der Außendurchmesser der Hülsen nach dem Abkühlen unterschiedlich ist.

Dadurch ergibt sich beim PE-Dübel ungeachtet der Materialeigenschaften eine geringere Spreizkraft als beim Dübel aus Polyamid. Vergleichbare Ergebnisse erhält man nur, wenn man in unterschiedlichen Formen spritzt, so dass die Hülzen nach dem Spritzen den gleichen Durchmesser aufweisen.

Werden Kunststoffdübel in Beton auf Querlast beansprucht, versagen sie bei Versuchen in der Fläche in der Regel durch Abscheren der Schraube. Bei Beanspruchung durch Querlast mit Hebelarm versagt die Schraube auf Biegung. Bei Versuchen nahe am Rand ist Betonkantenbruch möglich. Versuche unter kombinierter Zug- und Querlast sind bisher nicht bekannt (*Eligehausen/Mallée (2000)*).

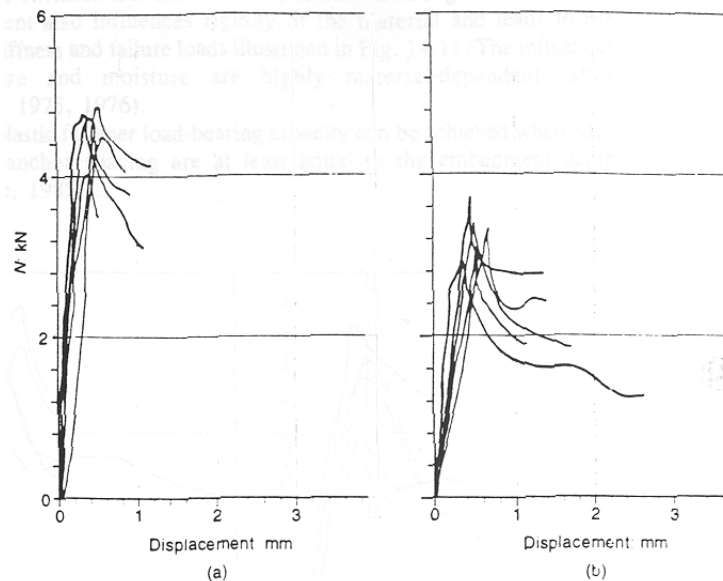


Bild 3.16 Last-Verschiebungskurven von Kunststoffdübeln (Nenndurchmesser 8 mm, Sollverankerungstief 40 mm) in ungerissemem Beton, Dübelhülsen aus Polyamid (a) bzw. aus Polyethylen (b), aus *CEB (1994)*.

3.2.2 Langzeitverhalten

Bild 3.17 zeigt die Spaltkraft eines Kunststoffdübels nach der Montage in Abhängigkeit von der Zeit. Der Anpressdruck von Kunststoffdübeln in Vollbaustoffen erreicht direkt nach dem Eintreiben des Spreizelementes ein Maximum und nimmt dann mit zunehmender Zeit infolge der Relaxation des Kunststoffes ab. Die prozentuale Abnahme der Spaltkraft ist in den ersten 10 Minuten nach dem Verspreizen sehr groß. Der Anpressdruck strebt aber bereits nach einigen Stunden einem Gleichgewichtswert zu (*Ehrenstein (1976/1)*, *Roeder (1984)*, *Rehm/Roeder (1981)*, *Wagner-Grey (1976)*). Die in den Versuchen gemessene Spaltkraft fällt innerhalb von 10 Minuten auf ca. 70% des Ausgangswertes ab. Nach 3000 h beträgt die Spaltkraft noch etwa 50% des Wertes direkt nach der Montage (Bild 3.17). Die Messungen von *Ehrenstein (1976/1)* wurden in einem Bohrloch in einem geteilten Stahlquader, der in eine servo-hydraulische Prüfmaschine eingespannt war, durchgeführt. Dabei befanden sich nur die untersten zwei Rippen des Dübels im Bohrloch. *Wagner-Grey (1976)* stellt fest, dass die prozentuale Abnahme der Spaltkraft nach der Montage von der Eindrehgeschwindigkeit der Schraube abhängt (Bild 3.18). Bei kürzerer Eindrehzeit der Schraube in die Hülse (höhere Eindrehgeschwindigkeit) ist die mittlere prozentuale Abnahme der Spaltkraft größer als bei längerer Eindrehzeit. Grund hierfür ist nach *Wagner-Grey* die größere Temperatur bei der schnelleren Montage und die dadurch verstärkte Relaxation des Kunststoffes. Auch *Wagner-Grey (1976)* führte die Spaltkraftmessungen in einem Stahlquader durch.

In Bild 3.19 ist der Reibkoeffizient μ von Polyamid auf Beton in Abhängigkeit von der Anpressdauer dargestellt (*Ehrenstein (1976/1)*). Der gemessene Reibkoeffizient zwischen Beton und Kunststoff nimmt mit zunehmender Anpressdauer bis etwa 1.000 h linear zu. Ab ei-

ner Anpressdauer von etwa 1.000 h ist der Reibbeiwert konstant ($\mu \approx 0,6$). Zum Zeitpunkt $t = 0$ h beträgt der Reibkoeffizient etwa 0,4. *Ehrenstein (1976/1)* führt die Zunahme des Reibkoeffizienten auf eine mit der Zeit zunehmende Verzahnung zwischen der Betonoberfläche und der Kunststoffoberfläche zurück. Diese zunehmende Verzahnung ergibt sich durch die Kriechneigung des Kunststoffes unter hohem Anpressdruck. Die Ergebnisse aus Bild 3.19 wurden mit einem Anpressdruck von 50 N/mm^2 auf einer gesägten Betonoberfläche (mit Trennscheibe bearbeitet) ermittelt, die mit Bohrstaub (Körnung 0,1 bis 0,3 mm) bestreut war. *Ehrenstein (1976/1)* untersucht auch die Abhängigkeit des Reibbeiwertes vom Anpressdruck. In Bild 3.20 ist zu erkennen, dass der Reibbeiwert mit zunehmendem Anpressdruck abnimmt. Er beträgt bei einem Anpressdruck von 20 N/mm^2 ca. $\mu = 0,6$ und bei 80 N/mm^2 noch $\mu = 0,4$. Die Versuche zur Ermittlung des Reibkoeffizienten sind ebenfalls in *Rehm/Roeder (1981)* beschrieben.

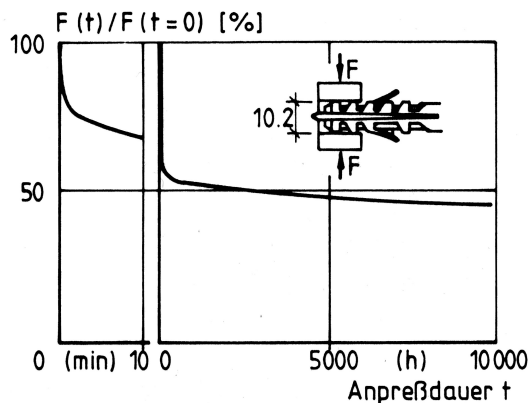


Bild 3.17 Bezogene Spaltkraft eines Kunststoffdübels in Abhängigkeit der Anpressdauer, aus *Ehrenstein (1976/1)*.

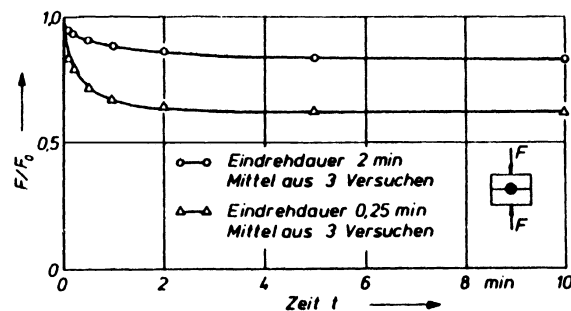


Bild 3.18 Bezogene Spaltkraft eines Kunststoffdübels in Abhängigkeit der Anpressdauer (in Stahl gemessen), aus *Wagner-Grey (1976)*.

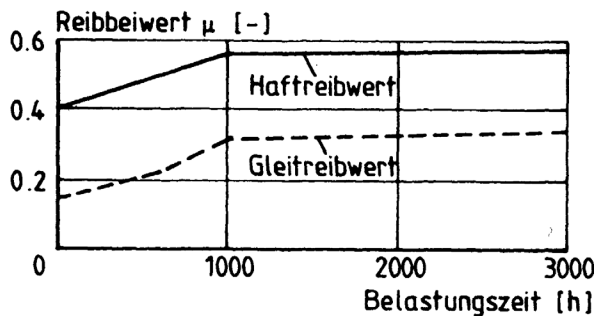


Bild 3.19 Reibbeiwert zwischen Ultramid B3S[®] und Beton in Abhängigkeit der Anpressdauer, Anpressdruck 50 N/mm^2 , aus *Ehrenstein (1976/1)*.

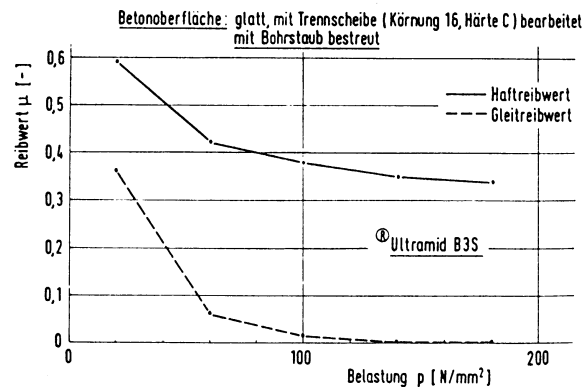


Bild 3.20 Reibbeiwert zwischen Ultramid B3S[®] und Beton in Abhängigkeit des Anpressdrucks, aus *Ehrenstein (1976/1)*.

Roeder (1984) vergleicht die Oberflächenrauigkeit der Betonoberfläche mit der Oberflächenrauigkeit der Dübelhülse nach mehrstündiger Verweilzeit des Dübels im verspreizten Zustand in einem Betonwürfel. Die Ergebnisse einer Messung sind in Bild 3.21 dargestellt. Der Kunststoff passt sich durch Kriechverformungen innerhalb kurzer Zeit der Unebenheit der Bohrlochwand an. Die Rauigkeitsverhältnisse von Bohrlochwand und Kunststoffhülse sind bereits nach 24 h Standzeit ähnlich. Extreme Vertiefungen sind dabei nicht durch Kunststoff ausgefüllt. Problematisch bei dieser Messung ist jedoch die direkte Zuordnung zwischen der gemessenen Achse an der Kunststoffoberfläche und der Bohrlochwand. *Rehm/Roeder (1981)* untersuchten ebenfalls die Kontaktflächen zwischen Dübelhülse und Bohrlochwand und stellten fest, dass Bohrstaub durch das Verspreizen des Dübels verdich-

tet und gegen die Bohrlochwand gepresst wird. Die Abdrücke wurden visuell untersucht und zum Teil vermessen. Die im Bild angegebenen Rauigkeitskennwerte werden in Abschnitt 3.5 näher erläutert.

Kunststoffdübel versagen in Beton in der Regel durch Herausziehen der Dübelhülse aus dem Bohrloch. Der Verankerungsgrund wird bei dieser Versagensart nicht oder nur wenig beschädigt. Das Tragverhalten von Kunststoffdübeln wird daher durch die Reibung zwischen Beton und Dübelhülse bestimmt. Die Reibkraft zwischen Dübelhülse und Beton ergibt sich aus dem Spreizdruck des Dübels und dem Reibkoeffizienten zwischen Dübelhülse und Beton. Das Integral des Spreizdrucks entlang des Dübelumfangs wird als Spreizkraft bezeichnet. Die Spaltkraft eines Dübels bezeichnet die resultierende des Spreizdrucks in einer Koordinatenrichtung.

Bild 3.22 zeigt eine Überlagerung der Spaltkraftkurve aus Bild 3.17 mit dem Verlauf des Reibkoeffizienten aus Bild 3.19. Beide Verläufe wurden von Ehrenstein (1976/1) gemessen. Die Überlagerung der Kurven wird unter der Voraussetzung durchgeführt, dass sich die Herausziehlast N_U (entspricht der Reibkraft R) nach dem Coulomb'schen Reibungsgesetz ($R = \mu \cdot N$) durch Multiplikation der bezogenen Spreizkraft (entspricht der Normalkraft N) mit dem bezogenen Reibkoeffizienten ergibt. Die bezogene Spreizkraft ist gleich der bezogenen Spaltkraft. Als Bezugswert wurde die Spreizkraft bzw. der Reibkoeffizient ca. 5 Minuten nach dem Setzen gewählt, da der Dübel frühestens nach etwa 5 Minuten belastet werden kann.

In Bild 3.22 ist zu erkennen, dass die Herausziehlasten theoretisch nach 100 h ca. 20% geringer sein müssen als bei Belastung direkt nach dem Setzen. Im Zeitraum zwischen 1.000 h und 2.000 h sind die Herausziehlasten etwa so groß wie direkt nach der Montage, fallen dann aber bis 5.000 h wieder auf einen bezogenen Wert von etwa 0,9 ab.

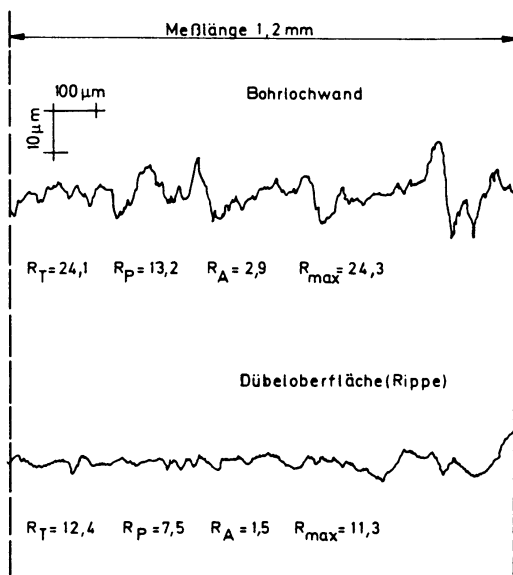


Bild 3.21 Anpassung der Dübeloberfläche (Querrippe) an die Betonoberfläche nach 24 h Standzeit, aus Roeder (1984).

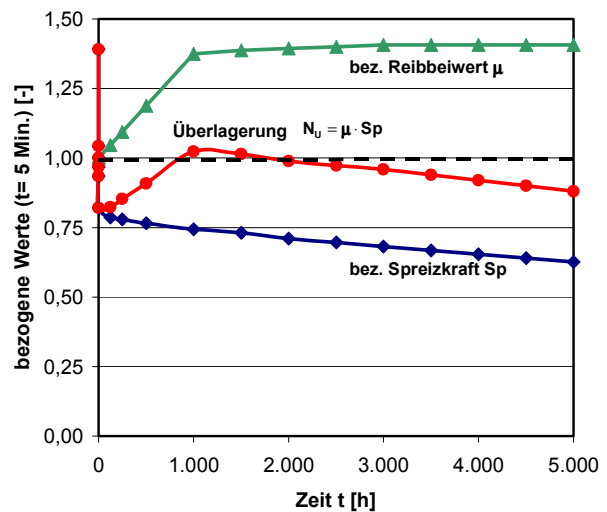


Bild 3.22 Überlagerung des Spaltkraftkurvenverlaufs (Bild 3.17) mit dem Verlauf des Reibkoeffizienten (Bild 3.19).

Die beiden gegenläufigen Prozesse der Abnahme der Spreizkraft bei gleichzeitiger Zunahme des Reibbeiwertes führen bei Kunststoffdübeln insgesamt zu einem Ansteigen der Herausziehlasten mit zunehmender Zeitdifferenz zwischen Montage und Belastung des Dübels. Bild 3.23 zeigt bezogene Herausziehlasten eines Kunststoffdübels in Abhängigkeit der Zeitdifferenz zwischen Montage und Dübelbelastung. Die Dübel waren bis zum Versuch unbelastet im Beton montiert. Es ist zu erkennen, dass die Herausziehlasten im Mittel bereits innerhalb von 150 h um etwa 8% ansteigen.

Ehrenstein (1976/1) beschreibt ebenfalls einen Anstieg der Herausziehlasten bei Dübeln, die ca. 10.000 h einer Dauerlast ausgesetzt waren. Auch bei Zug-Schwell-Belastung von Kunststoffdübeln mit einer Last, die größer als die zulässige Last war, wurde festgestellt, dass die Resttragfähigkeit nach den Zug-Schwell-Versuchen mindestens dem Wert der Kurzzeitversuche entspricht (*Ehrenstein (1976/1)*, *Ehrenstein (1976/2)*, *Eligehausen/Mallée (2000)*).

Bei einigen Dübeln kann bei kleinen Zeitdifferenzen zwischen Montage und Ausziehversuch (ca. 1 h bis 20 h) eine geringe Abnahme der Herausziehlasten beobachtet werden. Die Herausziehlasten steigen dann allerdings wieder deutlich an und haben nach etwa 24 h die gleiche Größe wie direkt nach der Montage (*Eligehausen/Mallée (2000)*). Beim Vergleich der theoretisch ermittelten Kurve aus Bild 3.22 mit den Ergebnissen aus zentrischen Ausziehversuchen (Bild 3.23) fällt auf, dass sich die Kurven nicht decken.

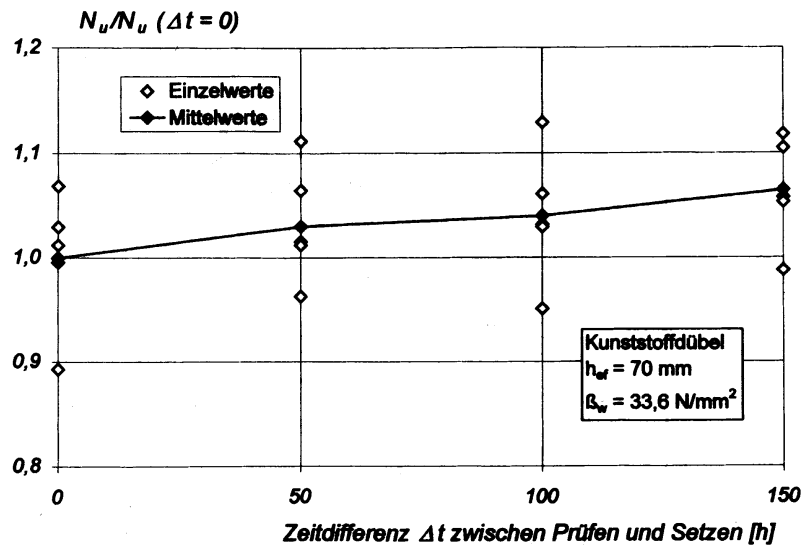


Bild 3.23 Bezogene Herausziehlasten (Bezugswert: Mittelwert bei $t = 0$ h) eines Kunststoffdübels ($d = 8$ mm, $h_{ef} = 70$ mm) in Abhängigkeit von der Zeitdifferenz zwischen Montage und Ausziehversuch, aus *Eligehausen/Mallée (2000)*.

Kunststoffdübel, die mit einer dauernden zentrischen Zugkraft belastet werden, zeigen eine Zunahme der Dübelverschiebung mit zunehmender Belastungsdauer. Die Verschiebungszunahme je Zeiteinheit ist innerhalb der ersten Stunden nach der Lastaufbringung groß, wird aber mit zunehmender Zeit geringer und geht, falls die Dauerlast nicht zu groß ist, nach mehreren 1.000 h gegen Null.

Bild 3.24 und Bild 3.25 zeigen Kriechkurven verschiedener Kunststoffdübel in Beton. Die in Kriechversuchen gemessenen zeitabhängigen Verschiebungen $s(t)$ können prinzipiell mit dem Exponentialansatz nach *Findley*, der bereits für die Anwendung bei Kriechversuchen mit Kunststoffen erläutert wurde (vgl. Abschnitt 2.4.3), angenähert werden. In Gleichung (3.1) ist der Findley-Ansatz für die Anwendung bei Versuchen mit Kunststoffdübeln modifiziert dargestellt. Bei der Anpassung der Exponentialfunktion an Versuchsergebnisse kann der Wert s_0 entweder als Anfangsverschiebung interpretiert (2-Parameteransatz) oder als freier Parameter gewählt werden (3-Parameteransatz).

Tome et al. (2000) untersuchen Extrapolationsstrategien für Kriechversuche mit Kunststoffdübeln in Beton (Schraub- und Nageldübel). Dabei wurden Daten von Kriechversuchen verwendet, die Zeiträume von bis zu 20 Jahren (170.000 h) Standzeit umfassen. Unter der Annahme, dass die Versuche nach 1.000 h, 2.000 h, 3.000 h, 5.000 h bzw. 10.000 h beendet werden, untersuchten *Tome et al. (2000)* die Abweichung der mit dem Findley-Ansatz extrapolierten Werte von den Messwerten nach 20 Jahren (Bild 3.25). *Tome et al. (2000)* erreichen mit dem 3-Parameteransatz die beste Übereinstimmung der extrapolierten Werte mit den Messwerten. Sie stellen fest, dass die Korrelation zwischen Messwert und Extrapolation mit zunehmendem Messzeitraum zunimmt und dass die extrapolierten Werte die Messwerte stets überschätzen. *Tome et al. (2000)* führen die beobachteten Tendenzen auf die zunehmende Verzahnung zwischen Bohrlochwand und Kunststoffhülse zurück, da sich hierdurch

die Kriechgeschwindigkeit verlangsamt. Bereits durch Kriechversuche mit einer Standzeit von 1.000 h können nach Meinung von *Tome et al. (2000)* bei geeigneter Wahl der Dauerlast zuverlässige Aussagen über das Zeitstandverhalten gewonnen werden, da die Abweichung zwischen Extrapolation und Messwert kleiner als 10% ist. Eine Steigerung des Beobachtungszeitraums auf 2.000 h ergibt nur einen geringen Zuwachs an Genauigkeit des extrapolierten Wertes. Weiterhin zeigen sie, dass sich die Güte der Extrapolation bei Vernachlässigung der ersten 100 h nach Versuchsbeginn verbessert (vgl. auch *Sarabi (1984)*). Die Extrapolationsstrategie wird für unterschiedliche Dübeltypen, Durchmesser, Dübelwerkstoffe und Umgebungstemperaturen untersucht. *Eligehausen/Mallée (2000)* berichten von vergleichbaren Ergebnissen bei der Auswertung von Kriechversuchen.

$$s(t) = s_0 + a \cdot t^b \quad (3.1)$$

- mit $s(t)$: Dübelverschiebung in Abhängigkeit von der Zeit t
 s_0 : Anfangsverschiebung des Dübels infolge der Lastaufbringung (2-Parameteransatz) oder freier Parameter (3-Parameteransatz)
 a, b : Konstanten zur Anpassung der Funktion

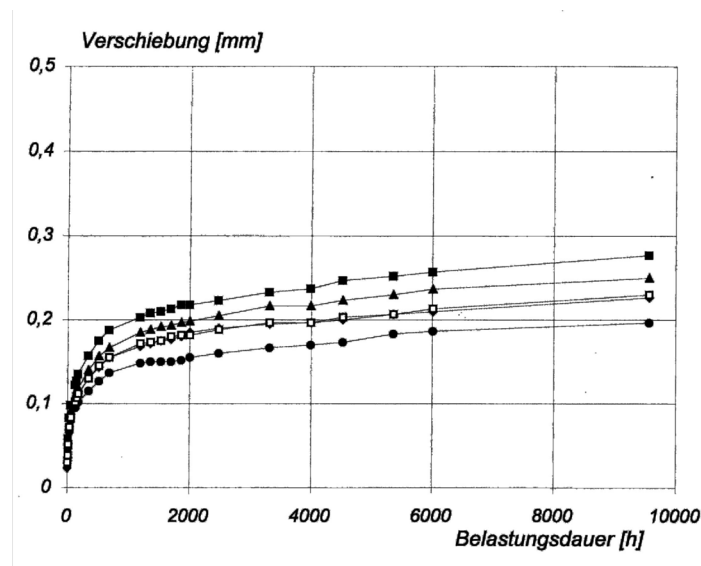


Bild 3.24 Verschiebungen von Kunststoffdübeln ($d = 10$ mm, $h_{ef} = 70$ mm) in Abhängigkeit von der Belastungsdauer (linearer Maßstab), Dauerlast $N_P = 3$ kN (ca. 1,9-fache zulässige Last), $T = 20^\circ\text{C}$, aus *Eligehausen/Mallée (2000)*.

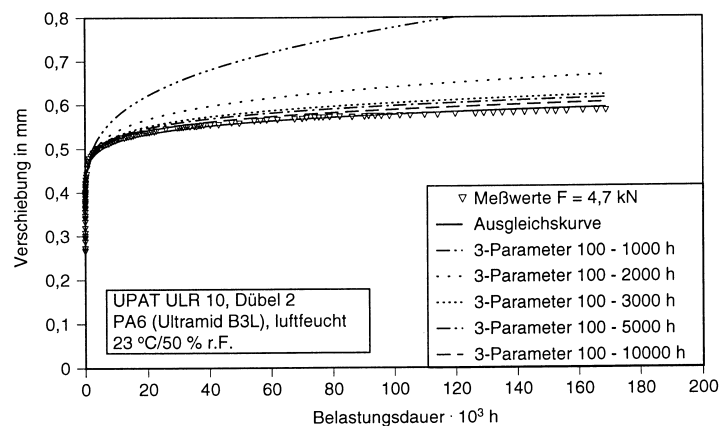


Bild 3.25 Vergleich von gemessenen Kriechkurven mit der Extrapolation (Findley-Ansatz) auf die Standzeit für verschiedene Anpassungszeiten, Durchmesser der Dübel 10 mm, Sollverankerungstiefe 50 mm, aus *Tome et al. (2000)*.

In Bild 3.26 sind Kriechkurven von Kunststoffdübeln mit Nenndurchmesser 6 mm aus verschiedenen Werkstoffen dargestellt. Die Dübel wurden jeweils mit 3 verschiedenen Dauerlasten belastet. Die Dübel aus Polyethylen versagen bei der geringsten Dauerlast von 0,5 kN innerhalb des Beobachtungszeitraums nicht, während bei einer Dauerlast von 0,75 kN Versagen nach etwa 500 h bis 1.000 h auftritt (Bild 3.26 a)). In den Kriechversuchen mit Dübeln aus Polypropylen tritt bei den Dauerlasten von 0,5 kN und 0,75 kN innerhalb von etwa 2.500 h kein Versagen auf, während die Dauerlast von 1,0 kN direkt nach dem Belasten zum Versagen führt (Bild 3.26 b)). Die Dübel aus Polyamid versagen auch bei der höchsten untersuchten Dauerlast von 1,0 kN innerhalb des Beobachtungszeitraums nicht (Bild 3.26 c)). Weiterhin ist zu erkennen, dass bei gleicher Dauerlast die Kriechverschiebungen nach 2.500 h bei PE und PP größer sind als bei Polyamid.

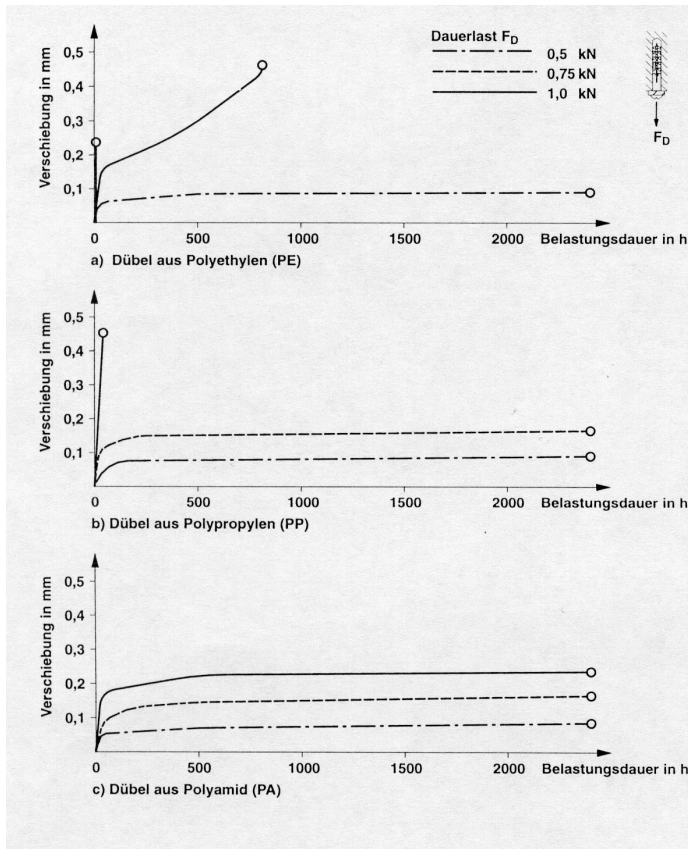


Bild 3.26 Zeitstandverhalten von Kunststoffdübeln (Nenndurchmesser 6 mm) aus verschiedenen Werkstoffen, aus *Tschositsch (1989)*.

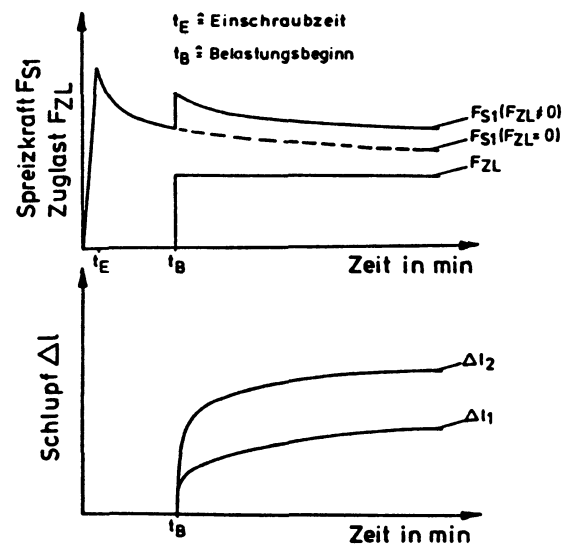


Bild 3.27 Dübelverschiebung und Spreizkraft eines Kunststoffdübels in Beton beim Aufbringen einer Dauerlast, aus *Teves/Ehrenstein (1983)*.

Kriechversuche an unterschiedlich konditionierten Kunststoffdübeln zeigen, dass die Kriechverformungen mit zunehmendem Wassergehalt der Dübelhülse bei gleicher Belastungsgröße zunehmen (*Teves/Ehrenstein (1983)*).

Teves/Ehrenstein (1983) zeigen Ergebnisse von Kriechversuchen in Beton, bei denen sie während der Versuche die Spreizkraft messen. Sie stellen fest, dass die Spreizkraft infolge der aufgetragenen axialen Zuglast ansteigt und dann auf einem höheren Niveau weiter relaxiert. Bild 3.27 zeigt den gemessenen Spreizkraftverlauf und die gemessene Kriechkurve. Bei Versuchen in einer Stahlschalung konnte keine axiale Zuglast aufgebracht werden. Die Autoren vermuten, dass der Anstieg der Spreizkraft, ähnlich wie beim Nachspreizen eines Metallspreizdübels, durch das Abgleiten des eingeschnittenen Kunststoffgewindes auf den Gewindeflanken der Schraube bewirkt wird. Eine weitere mögliche Erklärung sehen *Teves/Ehrenstein (1983)* in der Stauchung der Dübelhülse im Bohrloch infolge der Zugbelas-

tung. Weiterhin wird festgestellt, dass der in den Kriechversuchen an der Kunststoffhülse gemessene Dübelschlupf nur einen Anteil von etwa 50% am Gesamtschlupf der Verbindung hat, was darauf hindeutet, dass die Schraube aus dem Kunststoff gezogen werden könnte.

Dratschmidt/Ehrenstein (1995) und *Jacob (1996)* berichten über Versuche mit Kunststoffdübeln unter dynamischer Belastung. In beiden Veröffentlichungen werden Versuche beschrieben, die mittels des Hysteresis-Messverfahrens durchgeführt wurden. Bei diesem Prüfverfahren wird in einer ersten Versuchsreihe die dynamische Belastung in Zyklen stufenweise bis zum Versagen des Dübels gesteigert. Über eine Auswertung der dynamischen Kriechverschiebung, der dynamischen Steifigkeit und der Dämpfung kann der Schädigungsverlauf des Dübels beurteilt und daraus die dynamische Belastungsgrenze abgeleitet werden.

Weitere Informationen zum Hysteresis-Messverfahren können *Ehrenstein (1993)* entnommen werden.

In *Dratschmidt/Ehrenstein (1995)* sind Versuche mit einem Porenbetondübel, einem Metallspreizdübel in Beton und einem Kunststoffdübel in Beton beschrieben. Der Kunststoffdübel wurde mit Zug-Druck-Wechselbeanspruchung belastet. Die Dübelverschiebung des Kunststoffdübels bei Oberlast nimmt linear mit der Lastspielzahl zu, bis sich durch eine überproportionale Verschiebungszunahme das Versagen ankündigt. Die Ermüdungsfestigkeit des untersuchten Kunststoffdübeltyps beträgt etwa 53% der Kurzzeitzugfestigkeit. Die Verschiebung kurz vor dem Versagen im dynamischen Versuch ist ca. 50% der Bruchverschiebung im Kurzzeitzugversuch.

Jacob (1996) beschreibt Versuche mit unterschiedlichen Dübeltypen in Porenbeton und haufwerksporigem Leichtbeton unter dynamischer zentrischer Zugbelastung. Bei den Versuchen mit dem Kunststoffdübel in Porenbeton kann *Jacob* keine lineare Zunahme der Verschiebung mit zunehmender Lastspielzahl feststellen. Die Dübel versagen schlagartig. Die dynamische Belastbarkeitsgrenze liegt bei 60% der Kurzzeitzugfestigkeit. Das Verhältnis aus Bruchlast nach dynamischer Belastung und Kurzzeitbruchlast beträgt in der Regel 1,0. Auch bei den Versuchen mit unterschiedlichen Kunststoffdübeltypen in haufwerksporigem Leichtbeton kann *Jacob (1996)* keine signifikante Zunahme der dynamischen Kriechverschiebung mit zunehmender Lastspielzahl feststellen. Die dynamische Belastbarkeitsgrenze beträgt in haufwerksporigem Leichtbeton 30% bis 50% der mittleren Kurzzeitzugfestigkeit.

Das für Kunststoffdübel verwendete Ultramid® ist nach Laboruntersuchungen und aufgrund von Untersuchungen an Bauwerksdübeln, die 10 Jahre eingebaut waren, beständig gegen Chemikalien, die unter normalen Umweltbedingungen in Beton auftreten können (*Ehrenstein (1976/1)*). In *Tome/Ehrenstein (2000)* sind Versuche mit Kunststoffdübeln nach Bewitterung mit UV-Strahlung beschrieben. Das Polyamid der Dübelhülse versprödet mit zunehmender Bewitterungsdauer und weist Mikrorisse auf. Die Herausziehlasten bleiben bei dem untersuchten Schraubdübeltyp bis 150 h Bewitterungsdauer konstant im Vergleich zu den Versuchen ohne Bewitterung, wenn der Dübel vor den Versuchen nicht konditioniert wurde (d.h. der Wassergehalt der Dübelhülse war geringer als bei den Referenzversuchen ohne Bewitterung). Wurde der Dübel vor Belastung auf den Ausgleichsfeuchtegehalt rekonditioniert, so sind die Herausziehlasten bis 600 h Belichtungsdauer etwa gleich groß wie ohne Bewitterung, nehmen dann allerdings stark ab. Die Abnahme der Herausziehlasten ist jedoch für die Praxis nicht relevant, da Kunststoffdübel in eingebautem Zustand keiner UV-Strahlung ausgesetzt sind.

Bauaufsichtlich zugelassene Kunststoffdübel sind in der Lage, Zuglasten dauerhaft sicher zu übertragen. Dies wurde zwischenzeitlich durch zahlreiche Versuche im Rahmen von Zulassungsverfahren bestätigt (*Eligehausen/Mallée (2000)*). Kriechversuche an Kunststoffdübeln mit einer Standzeit von über 20 Jahren beweisen dies ebenfalls (*Tome et al. (2000)*). *Walt-helm (1987)* führte Ausziehversuche an 150 Kunststoffdübeln durch, die bereits mehrere Jahre durch abgehängte Decken belastet waren. Er ermittelt Sicherheitsfaktoren aus den Ausziehlasten und den tatsächlich abzutragenden Lasten jedes Dübels und stellt fest, dass das arithmetische Mittel der Sicherheitsfaktoren bei 9,5 liegt. Nur 3,5% aller untersuchter Dübel haben eine kleinere Sicherheit als 2,0.

3.3 Tragverhalten in gerissenem Beton

Bei Anwendung von Kunststoffdübeln in Stahlbetonbauteilen ist in der Regel davon auszugehen, dass während der Lebensdauer eines Kunststoffdübels Risse im Bauteil entstehen. Risse verlaufen in der Regel durch örtliche Schwachstellen eines Bauteils. Dies können Bohrlöcher von Dübeln sein. Wird ein Kunststoffdübel im ungerissenen Beton gesetzt, so reduziert sich seine Spreizkraft bei Bildung eines Risses durch das Bohrloch hauptsächlich in der Richtung senkrecht zum Rissverlauf. Die Spreizkräfte von Kunststoffdübeln sind konstruktionsbedingt nicht gleichmäßig entlang des Umfangs verteilt. Die Herausziehlasten in gerissenem Beton hängen daher von der Orientierung der Spreizhülse zum Rissverlauf und vom Dübeltyp ab.

Bild 3.28 zeigt die bezogenen Herausziehlasten eines Kunststoffdübels (Nenndurchmesser 14 mm) in Abhängigkeit der Rissbreite. Bezugswert ist die mittlere Herausziehlast im ungerissenen Beton. Die Herausziehlasten nehmen mit zunehmender Rissbreite ab und hängen von der Orientierung der Spreizhülse zum Rissverlauf ab. Die mittlere Herausziehlast beträgt bei einer Rissbreite von $w = 0,4$ mm noch ca. 40% des Mittelwertes im ungerissenen Beton.

Bild 3.29 zeigt die bezogenen Herausziehlasten eines nachspreizenden Kunststoffdübels (Nenndurchmesser 10 mm) in Beton in Abhängigkeit der Rissbreite. Bezugswert ist die mittlere Herausziehlast im ungerissenen Beton. Im gerissenen Beton beträgt die mittlere Herausziehlast bei einer Rissbreite von 0,4 mm etwa 60% der mittleren Herausziehlast im ungerissenen Beton. Durch die konusförmige Ausbildung der Schraube entwickelt der Dübel bei Belastung zusätzliche Spreizkräfte. Durch diese Steigerung der Spreizkraft ist die Abnahme der Herausziehlasten im gerissenen Beton wesentlich geringer als bei Schraubdübeln ohne konusförmige Schraube.

Ein Vergleich der mittleren Herausziehlast der beiden Kunststoffdübel aus Bild 3.28 und Bild 3.29 zeigt, dass der nachspreizende Kunststoffdübel trotz geringerer Verankerungstiefe und kleineren Nenndurchmessers durch seine Funktionsweise nur 13% kleinere Herausziehlasten im ungerissenen Beton aufweist.

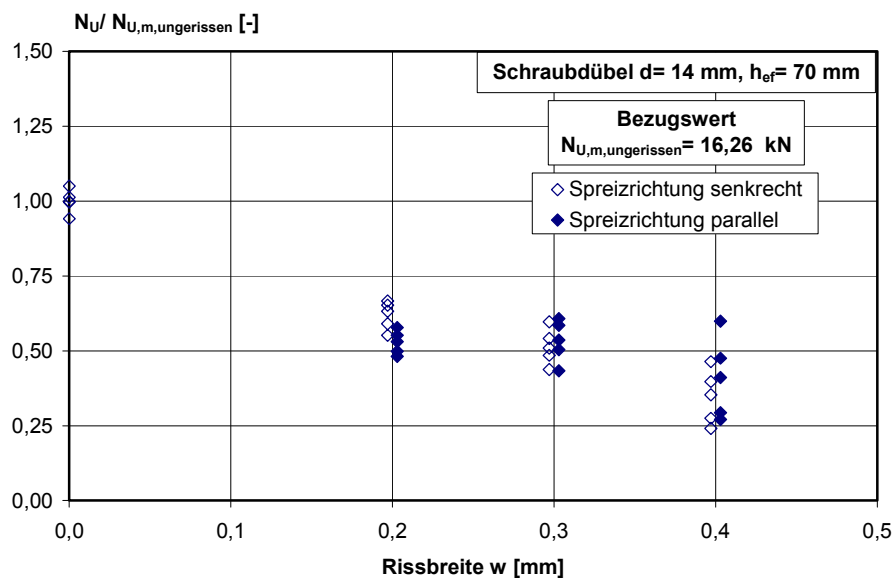


Bild 3.28 Bezogene Herausziehlasten eines Kunststoffdübels ($d = 14$ mm, $h_{ef} = 70$ mm) in Abhängigkeit von der Rissbreite, aus *Eligehausen et al. (2002)*.

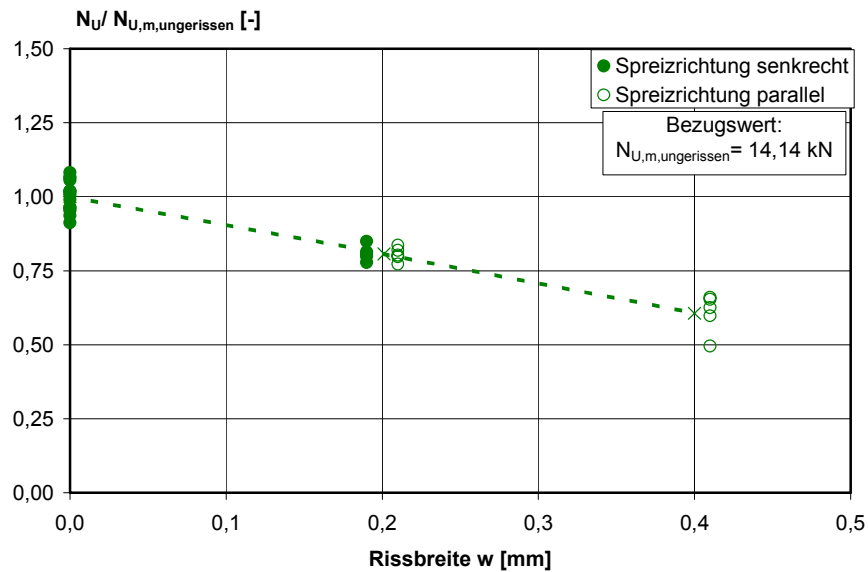


Bild 3.29 Bezogene Herausziehlasten eines nachspreizenden Kunststoffdübels ($d = 10 \text{ mm}$, $h_{ef} = 50 \text{ mm}$) in Abhängigkeit der Rissbreite.

Rehm/Roeder (1981) berichten von Spaltkraftmessungen mit Kunststoffdübeln im gerissenen und ungerissenen Beton. Dabei wurden Kunststoffdübel in eine geteilte Stahlform nach dem Verspreizen eingepresst (kein Eindrehen der Schraube!). Nach einigen Minuten Standzeit wurde der Spalt zwischen den Stahlformen so weit geöffnet, dass die Spaltkraft auf $0,15 \text{ kN}$ abfiel. Die Spaltkraft wurde danach bei konstanter Spaltbreite weiter beobachtet. Schließlich wurde eine axiale Zugkraft aufgebracht und der Dübel bis zum Versagen belastet. Bild 3.30 zeigt den schematischen Verlauf der Spaltkraft in Abhängigkeit von der Zeit. Es ist zu erkennen, dass die Spaltkraft nach der Relaxation (Bereich 2) infolge der Rissöffnung auf ein Minimum abfällt (Bereich 3), anschließend aber wieder ansteigt (Bereich 4). Infolge der Belastung des Dübels am Ende des Versuchs fällt die Spaltkraft linear ab (Bereich 5). Den Anstieg der Spaltkraft nach der Rissöffnung erklärt *Roeder (1984)* mit einer Erholung des Kunststoffes. Die Spaltkraft betrug 30 Minuten nach der Rissöffnung bis zu $0,75 \text{ kN}$ und die Rissbreite, um einen Abfall der Spaltkraft auf $0,15 \text{ kN}$ zu erreichen, betrug etwa $0,3 \text{ mm}$. Die Resttragfähigkeit lag zwischen 20% und 50% der maximalen Tragfähigkeit in den gleichen Bohrlöchern ohne Rissöffnung. Die Rauigkeitskennwerte der Bohrlochoberfläche in der Stahlform betragen: Mittenrauwert $R_A = 3,3\text{-}4,1 \mu\text{m}$, maximale Rautiefe $R_{max} = 18,3\text{-}22,7 \mu\text{m}$. Auf die genaue Bedeutung der Rauigkeitskennwerte wird im Abschnitt 3.5 näher eingegangen.

Das Verhalten von Kunststoffdübeln unter Querlast oder Schrägzug im gerissenen Beton wurde bisher nicht untersucht. Auch das Verhalten von Kunststoffdübeln in gerissenem Beton unter Dauerlast oder Schwelllast wurde bisher nicht untersucht (*Eligehausen/Mallée (2000)*).

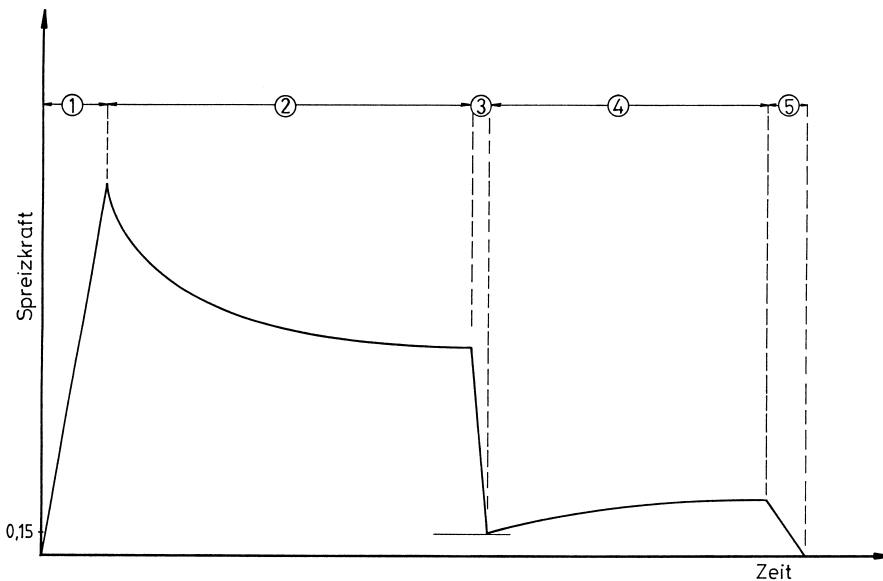


Bild 3.30 Schematische Darstellung der Relaxationsversuche mit Rissöffnung und Bestimmung der Resttragfähigkeit, aus *Rehm/Roeder (1981)*.

3.4 Bemessungskonzept für Kunststoffdübel in Beton

In den bauaufsichtlichen Zulassungen des DIBt sind Kunststoffdübel für redundante Befestigungen von Fassaden zugelassen. Für die Tragfähigkeit in Beton wird in den Zulassungen für den Einzeldübel eine zulässige Last angegeben, die unabhängig von der Lastrichtung für Zug- und Querlasten gilt. Zusätzlich sind in den Zulassungen minimale Achs- und Randabstände angegeben. Weiterhin ist die Montage von Kunststoffdübeln in Dübeln paaren erlaubt. Beim Dübeln paar ist der Achsabstand auf einen Minimalwert reduziert, während gleichzeitig der Abstand zwischen benachbarten Dübeln paaren größer ist als der Abstand zwischen Einzeldübeln. Einige wichtige Angaben der bauaufsichtlichen Zulassungen zu den vorgeschriebenen Achs- und Randabständen sowie zur Mindestbauteildicke sind in Tabelle 3.1 zusammengefasst. Die Definition der Achs- und Randabstände zeigt Bild 3.31.

		$d_{\text{nom}} = 8 \text{ mm},$ $h_{\text{ef}} = 70 \text{ mm},$ zulF= 1,0 kN	$d_{\text{nom}} = 10 \text{ mm},$ $h_{\text{ef}} = 70 \text{ mm},$ zulF= 1,6 kN	$d_{\text{nom}} = 14 \text{ mm},$ $h_{\text{ef}} = 70 \text{ mm},$ zulF= 1,8 kN
Einzeldübel	Achsabstand s_1 [mm]	100	150	150
	Randabstand c_1 [mm]	60	100	100
Dübeln paar	Achsabstand s_1 [mm]	50	50	50
	Achsabstand Dübeln paare s_{Paar} [mm]	240	300	300
	Randabstand c_1	80	100	100
	Mindestbauteildicke h_{min} [mm]	100	120	120

Tabelle 3.1 Vergleich der zulässigen Achs- und Randabstände und der Mindestbauteildicken nach den bauaufsichtlichen Zulassungen von Kunststoffdübeln in Beton, z.B. aus Z-21.2-1204 oder Z-21.2-599.

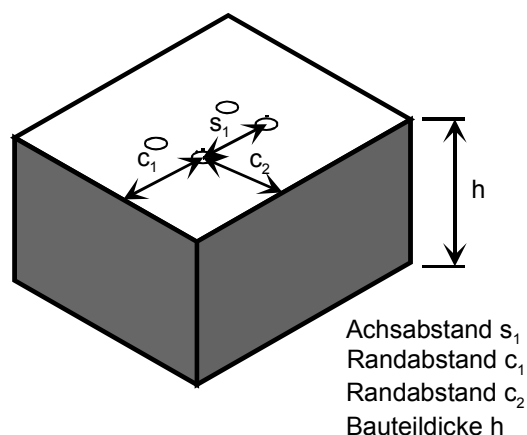


Bild 3.31 Definition der Achs- und Randabstände.

In *Mallée (1999)* und *Mallée (2000)* wird ein erweitertes Bemessungskonzept für Kunststoffdübel in Beton vorgeschlagen. Das Konzept geht davon aus, dass Kunststoffdübel in ungerissenem und gerissenem Beton als Einzeldübel bei zentrischer Zugbelastung in der Regel durch Herausziehen versagen. Bei einigen Dübeltypen ist bei zentrischer Zugbelastung auch Stahlbruch möglich. Unter Querlast versagen Kunststoffdübel in Beton im Allgemeinen durch Stahlbruch und am Rand bei Belastung senkrecht zur Betonkante durch Betonkantenbruch. Die Stahlbruchlast bei Querbelastung des Dübels ist in der Regel größer als die zentrische Herausziehlust.

Mallée geht davon aus, dass Betonausbruch bei Zugbelastung auch bei kleinen Achs- und Randabständen nicht auftritt. Weiterhin ist ein Betonausbruch auf der lastabgewandten Seite bei Querlastversuchen in der Fläche (Pryout) mit Kunststoffdübeln nicht erreichbar. Dies liegt nach *Mallée* am Verhältnis von Verankerungstiefe zu Schraubendurchmesser. Die Versagensart Spalten ist für Kunststoffdübel ebenfalls nicht maßgebend. Basierend auf diesen Überlegungen schlägt *Mallée* ein Bemessungskonzept vor, das bei zentrischem Zug die charakteristische Herausziehlust $N_{U,PK}$ des Dübels im gerissenen Beton berücksichtigt, während bei Querlast die Bemessungsformeln für Metaldübel bei Stahlbruch und Betonkantenbruch im gerissenen Beton angewendet werden.

Die charakteristische Herausziehlust hängt wesentlich vom untersuchten Dübeltyp ab. Weiterhin wird der Bemessungswert der Herausziehlust eines Befestigungspunktes (Einzeldübel oder Gruppe) auf einen Maximalwert N_{Sd} begrenzt, der sich basierend auf *ETAG (2002)* für redundante Befestigungssysteme ergibt. In breiten Rissen kann ein Dübelausfall oder starker Schlupf eines Dübels auftreten. In diesem Fall wird die Last des ausgefallenen Dübels auf benachbarte Dübel umgelagert. Durch die Begrenzung der Last je Befestigungspunkt muss bei der Bemessung ein Dübelausfall nicht untersucht werden. Betonausbruch wird nach *Mallée* durch die Begrenzung der Maximallast je Dübel bzw. Dübelgruppe auch bei Dübelgruppen für Kunststoffdübel nicht maßgebend.

Die charakteristische Herausziehlust eines Einzeldübels muss aus Ausziehversuchen im Rahmen des Zulassungsverfahrens im gerissenen Beton bestimmt werden. Liegt der Bemessungswert der Herausziehlust oberhalb des maximalen Bemessungswertes N_{Sd} für redundante Systeme, so ist N_{Sd} maßgebend. Die Herausziehlust einer Dübelgruppe mit n Dübeln ergibt sich als n -fache Herausziehlust des Einzeldübels. Auch hier muss die Beschränkung für redundante Systeme berücksichtigt werden.

Die Stahlbruchlast eines Einzeldübels bei zentrischem Zug kann nach Gleichung (3.2) berechnet werden. Die charakteristische Stahlbruchlast wird durch Verwendung der charakteristischen Stahlfestigkeit f_{Uk} berechnet.

$$N_{U,S} = A_S \cdot f_U \quad (3.2)$$

mit $N_{U,S}$: Stahlbruchlast bei zentrischem Zug
 A_S : maßgebende Schraubenquerschnittsfläche
 f_U : tatsächliche Stahlfestigkeit

Die vereinfachte Formel zur Berechnung der Ausbruchlast bei Betonkantenbruch in ungerissenem Beton nach dem CC-Verfahren (CC= „concrete capacity“) ist in Gleichung (3.3) dargestellt. Sie vernachlässigt den positiven Einfluss einer Randbewehrung und geht von einer zentrischen Lasteinleitung bei Dübelgruppen aus. Die projizierten Flächen $A_{c,v}$ entsprechen idealisierten pyramidenförmigen Ausbruchkörpern. Beispiele zur Bestimmung der projizierten

Fläche $A_{c,v}$ sind in Bild 3.32 dargestellt. Man erhält den charakteristischen Wert im gerissenen Beton, indem in Gleichung (3.4) der Wert 0,45 anstatt 0,9 eingesetzt wird.

Die Formel zur Berechnung der Stahlbruchlast bei Querbelastung in der Fläche ist in Gleichung (3.8) dargestellt. *Mallée* ermittelte in Versuchen einen α -Wert von etwa 0,7. Der theoretische α -Wert liegt bei 0,6. Die charakteristische Stahlbruchlast wird durch Verwendung der charakteristischen Stahlfestigkeit f_{Uk} berechnet.

Bild 3.33 zeigt einen Vergleich von Ergebnissen aus Querlastversuchen mit Kunststoffdübeln (Typ 5) (*Mallée (2000)*) mit den Werten des CC-Verfahrens nach Gleichung (3.4). Die Striche ober- bzw. unterhalb der Mittelwerte kennzeichnen die Standardabweichung der Versuche. Es wird deutlich, dass bei Randabständen c_1 von 40 mm und 50 mm die Betonausbruchlast gut durch das CC-Verfahren angenähert wird. Beim Randabstand von 60 mm tritt beim untersuchten Dübel Stahlbruch auf, obwohl das CC-Verfahren eigentlich Betonkantenbruch bei einer geringeren Last vorhersagt. Der Übergang zum Tragverhalten in der Fläche wird durch das vorgestellte Verfahren zwar nicht gut abgebildet, es liegt jedoch auf der sicheren Seite. *Mallée* prüfte auch 2er-Gruppen am Bauteilrand. Die Gruppen versagten ebenfalls durch Betonkantenbruch und die gemessenen Bruchlasten stimmen gut mit den Vorhersagen des CC-Verfahrens überein.

$$V_{U,c} = V_{U,c}^0 \cdot \frac{A_{c,v}}{A_{c,v}^0} \cdot \psi_{h,v} \cdot \psi_{s,v} \quad (3.3)$$

$$V_{U,c}^0 = 0,9 \cdot \sqrt{d_{\text{nom}}} \cdot \left(\frac{l_f}{d_{\text{nom}}} \right)^{0,2} \cdot \sqrt{\beta_w} \cdot c_1^{1,5} \quad (3.4)$$

$$\psi_{h,v} = \left(1,5 \cdot \frac{c_1}{h} \right)^{\frac{1}{3}} \geq 1,0 \quad (3.5)$$

$$\psi_{s,v} = 0,7 + 0,3 \cdot \frac{c_2}{1,5 \cdot c_1} \leq 1,0 \quad (3.6)$$

$$A_{c,v}^0 = 4,5 \cdot c_1^2 \quad (3.7)$$

- mit $V_{U,c}$: Betonkantenbruchlast der Dübelgruppe [N]
 $V_{U,c}^0$: Betonkantenbruchlast des Einzeldübeln nach Gleichung (3.4) [N]
 $A_{c,v}$: Projizierte Fläche des Betonausbruchkörpers der Befestigung auf der Bauteilseite [mm²]
 $A_{c,v}^0$: Projizierte Fläche des Betonausbruchkörpers der Einzelbefestigung auf der Bauteilseite nach Gleichung (3.7) [mm²]
 $\psi_{h,v}$: Faktor zur Berücksichtigung der Bauteildicke nach Gleichung (3.5)
 $\psi_{s,v}$: Faktor zur Berücksichtigung der Bauteilecke nach Gleichung (3.6)
 d_{nom} : Nenndurchmesser des Befestigungselementes [mm]
 l_f : wirksame Lasteinleitungslänge $l_f = h_{ef}$ bei Befestigungselementen mit konstanter Steifigkeit [mm]
 β_w : Würfeldruckfestigkeit (Kantenlänge 200 mm) [N/mm²]
 c_1 : Randabstand in Lastrichtung [mm]
 h : Bauteildicke [mm]
 c_2 : Randabstand senkrecht zur Lastrichtung [mm]

$$V_{U,S} = \alpha \cdot A_S \cdot f_U \tag{3.8}$$

mit $V_{U,S}$: Stahlbruchlast bei Querbeanspruchung
 A_S : Querschnittsfläche des maßgebenden Stahlquerschnitts
 α : Faktor zur Umrechnung der zentrischen Zugfestigkeit in Schubfestigkeit; $\alpha = 0,6$ bei Dübeln
 f_U : tatsächliche Stahlfestigkeit

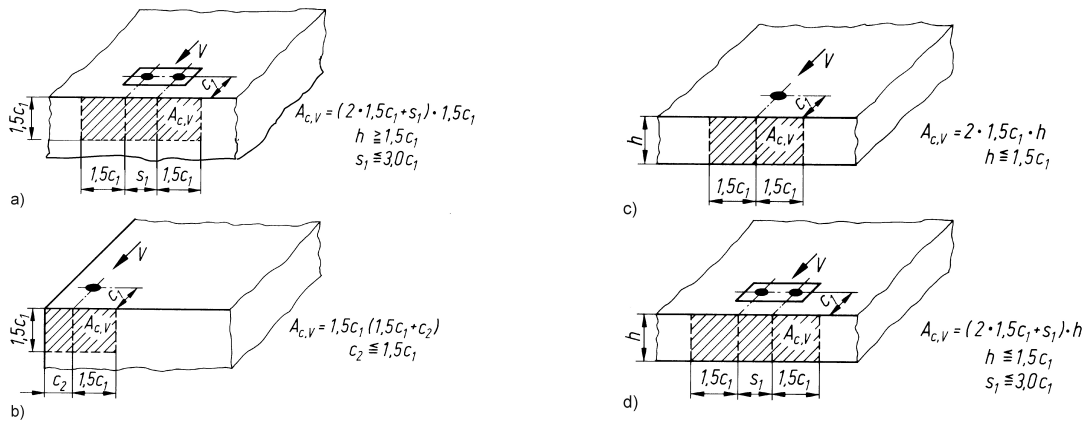


Bild 3.32 Projizierte Fläche $A_{c,v}$ für verschiedene Verankerungen unter Querlasten, aus *Eligehausen/Mallée (2000)*.

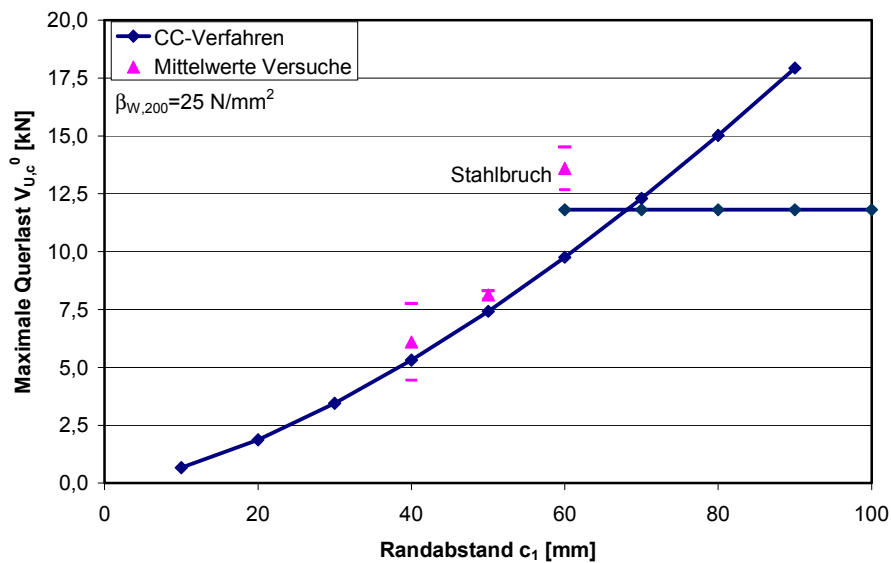


Bild 3.33 Vergleich der mittleren Bruchlasten eines Kunststoffdübels unter Querbelastung mit den Werten des CC-Verfahrens (Gleichung (3.4)), Dübel Typ 5 ($d = 10$ mm, $h_{ef} = 70$ mm), Daten aus *Mallée (2000)*.

Die Interaktion zwischen zentrischer Zugbeanspruchung und Querlast kann nach *Mallée (1999)* mit den Gleichungen (3.9) berechnet werden.

$$\left. \begin{aligned} N/N_U &\leq 1,0 \\ V/V_U &\leq 1,0 \\ N/N_U + V/V_U &\leq 1,2 \end{aligned} \right\} \tag{3.9}$$

mit N bzw. V : Zuglastanteil bzw. Querlastanteil der Bruchlast unter kombinierter Zug- und Querlast
 N_U bzw. V_U : mittlere Bruchlast unter Zuglast bzw. Querlast

3.5 Oberflächenrauigkeit von Bohrlöchern in Beton

Das Tragverhalten von Kunststoffdübeln wird wegen der Versagensart „Herausziehen“ wesentlich durch den Reibkoeffizienten zwischen Bohrlochwand und Dübelhülse bestimmt. Dieser hängt von der Oberflächenbeschaffenheit des Bohrlochs ab, die durch Rauigkeitsmessungen charakterisiert werden kann. Bei Rauigkeitsmessungen werden verschiedene Kenngrößen der zu untersuchenden Oberfläche bestimmt. Der arithmetische Mittenrauwert R_a ist eine Universalkenngröße, die oft angegeben wird. Sie gibt die Höhe eines Rechtecks mit der Messlänge l_M an, dessen Flächeninhalt als Integral der Oberflächenunebenheiten entlang der Mittellinie gebildet wird. Weiterhin wird häufig die Profiltiefe oder maximale Rautiefe P_t bzw. R_{max} angegeben. Sie bezeichnet den Abstand zwischen höchstem Punkt der Messlinie und tiefstem Punkt der Messlinie. Dieser Kennwert charakterisiert eine Oberfläche schlecht, da je Messlänge nur ein Maximalwert ermittelt wird. Ausreißer beeinflussen diesen Kennwert maßgeblich.

Rehm/Roeder (1981) ermittelten die Rauigkeit der Bohrlochwände mit Hilfe eines Perthometers. In niederfestem Beton hatten die Bohrlöcher einen Nenndurchmesser von 10 mm. Die Oberfläche des Bohrlochs wurde nach dem Bohren nicht gereinigt. Der ermittelte Mittenrauwert R_A beträgt $13,8 \mu\text{m}$ und die maximale Rautiefe R_{max} $178,3 \mu\text{m}$. Ein Vergleich mit den Werten des Stahlbohrlochs, in dem *Rehm/Roeder (1981)* die Spaltkraftmessungen durchführten (vgl. Abschnitt 3.3) (Mittenrauwert $R_A=3,3\div 4,1 \mu\text{m}$, maximale Rautiefe $R_{max}=18,3\div 22,7 \mu\text{m}$), zeigt, dass die Bohrlochoberfläche in Beton wesentlich größere Unebenheiten aufweist als eine Stahloberfläche. Die Unebenheit von Bohrlöchern in Beton ergibt sich durch das Spiel des Bohrfutters des Bohrhammers, die Form des Hartmetallbohrers (2-schneidig oder 4-schneidig) und die Inhomogenität des Betons (weicher Zementstein und harte Zuschläge).

Unterweger/Bergmeister (1999) berichten von Rauigkeitsmessungen an Bohrlöchern in Betonen verschiedener Festigkeitsklassen. Die Bohrlöcher hatten eine Tiefe von 120 mm und einen Nenndurchmesser von 16 mm, wobei die Rauigkeit des Bohrlochs jeweils im oberen Bereich (nahe der Betonoberfläche) und im unteren Bereich (nahe des Bohrlochgrundes) bestimmt wurde. Weiterhin untersuchten sie den Einfluss der Bohrlochreinigung auf die Oberflächenrauigkeit. Die Messungen wurden mit Hilfe eines optischen Verfahrens durchgeführt. *Unterweger/Bergmeister* stellen fest, dass die Rauigkeit des Bohrlochs im oberen Bereich nahe der Betonoberfläche immer größer ist als im unteren Bereich des Bohrlochs. Weiterhin nimmt der Mittenrauwert durch Bohrlochreinigung etwas zu. Im oberen Bereich der Bohrlöcher (Bohrverfahren Hammerbohren, niederfester Beton) beträgt der Mittenrauwert R_A im Mittel etwa $13 \mu\text{m}$ im ungereinigten Bohrloch und im gereinigten Bohrloch etwa $14 \mu\text{m}$. Im unteren Bereich liegen die Werte bei etwa $10 \mu\text{m}$ (ungereinigt) und $11 \mu\text{m}$ (gereinigt). Die maximale Profiltiefe P_t beträgt im oberen Bereich im gereinigten Bohrloch etwa $140 \mu\text{m}$ und im unteren Bereich des Bohrlochs im Mittel $100 \mu\text{m}$. Die Rauigkeit des Bohrlochs nimmt im oberen Bereich mit zunehmender Betonfestigkeit deutlich zu, während der Einfluss im unteren Bereich des Bohrlochs gering ist.

Sawade (1983) führte Untersuchungen zur Bestimmung der Oberflächenrauigkeit von hammergebohrten Bohrlöchern in niederfestem Beton mit Hilfe eines Perthometers durch. Er stellt fest, dass die ermittelten Rauigkeitswerte nicht vom Bohrlochdurchmesser (Untersuchungen an Bohrlöchern mit $d_{nom}= 12 \text{ mm}$ und 20 mm) abhängen. Er gibt einen Mittenrauwert R_A von etwa $26 \mu\text{m}$ und eine maximale mittlere Profiltiefe von $238 \mu\text{m}$ an. Die angegebenen Werte sind Mittelwerte aus 6 Einzelmessungen.

In *Meszaros (2002)* wird ebenfalls von Rauigkeitsmessungen mit Hilfe eines Perthometers berichtet. Die Messungen wurden in niederfestem Beton durchgeführt, wobei die Bohrlöcher mit einem Bohrhammer (Bohrlochdurchmesser 14 mm) erstellt und gereinigt wurden. Der Mittenrauwert R_a beträgt $40 \mu\text{m}$. Angaben zur Profiltiefe werden nicht gemacht.

In Tabelle 3.2 sind die Ergebnisse der beschriebenen Messungen zusammengefasst. Es ist zu erkennen, dass die Mittenrauwerte mit Werten zwischen 10 μm und 40 μm zum Teil stark differieren. Die Messungen von *Unteweger/Bergmeister (1999)* und *Rehm/Roeder (1981)* ergeben annähernd gleiche Werte für den Mittenrauwert.

Quelle	d_{nom} [mm]	R_a [μm]	P_t [μm]
<i>Rehm/Roeder (1981)</i>	10	13,8	178,3
<i>Unteweger/Bergmeister (1999)</i>	16	10÷14	100÷140
<i>Sawade (1983)</i>	12, 20	26	238
<i>Meszaros (2002)</i>	14	40	-

Tabelle 3.2 Vergleich verschiedener Rauigkeitsmessungen.

4 Theoretische Untersuchungen zum Tragverhalten von Kunststoffdübeln in Beton

Bei der Montage von Kunststoffdübeln wird das Spreizelement (Schraube oder Nagel) in die Dübelhülse aus Kunststoff eingetrieben. Das Eintreiben kann drehend (bei Schraubdübeln) oder schlagend (bei Nageldübeln) erfolgen. Da der Kerndurchmesser des Spreizelementes d_{Spreiz} größer ist als der Kerndurchmesser d_{Kern} der Dübelhülse (Bild 4.1), wird durch das Eintreiben des Spreizelementes Kunststoff verdrängt und die Dübelhülse gegen die Bohrlochwand gepresst. Der entstehende Druck gegen die Bohrlochwand wird als Spreizdruck σ_{Sp} bezeichnet. Integriert man den Spreizdruck entlang des Umfangs und der Dübel-längsachse, so erhält man als Resultierende des Spreizdrucks die Spreizkraft S_{p} . Durch das Eintreiben des Spreizelementes wird dem Kunststoff eine radiale Dehnung ϵ_{radial} aufgeprägt, die sich bei kreisrunden Querschnitten nach Gleichung (4.1) berechnet. Reale Dübelgeometrien weisen Rippen und Schlitz auf. Daher hat die Dübelhülse nach der Montage nicht entlang der gesamten Bohrlochoberfläche Kontakt zum Beton. Als Kontaktfläche des Kunststoffdübels C_{abs} wird deshalb die Fläche bezeichnet, die nach dem Verspreizen Kontakt mit dem Beton hat. Die Fläche wird durch die Annahme eines kreiszylindrischen Bohrlochs idealisiert. Die bezogene Kontaktfläche C_r bezeichnet das Verhältnis der Kontaktfläche des Dübels zur Oberfläche des Vollzylinders (zylindrische Bohrlochoberfläche). Sie wird nach Gleichung (4.2) berechnet.

$$\epsilon_{\text{radial}} = \frac{0,5 \cdot d_{\text{Spreiz}} - (0,5 \cdot d_{\text{cut}} - h_{\text{KS}})}{h_{\text{KS}}} = \frac{l_0}{h_{\text{KS}}} \quad (4.1)$$

mit ϵ_{radial} : radiale Dehnung/ Stauchung des Kunststoffes
 d_{Spreiz} : Kerndurchmesser des Spreizelementes
 d_{cut} : Durchmesser des Bohrlochs bzw. des Hartmetallbohrers
 h_{KS} : Dicke des Kunststoffes der Dübelhülse
 l_0 : Anfangsverformung des Kunststoffes

$$C_r = \frac{C_{\text{abs}}}{C_{\text{Zyl.}}} = \frac{C_{\text{abs}}}{\pi \cdot d_{\text{cut}} \cdot h_{\text{ef}}} \quad (4.2)$$

mit: C_r : bezogene Kontaktfläche
 C_{abs} : idealisierte Kontaktfläche zwischen Dübelhülse und Beton
 $C_{\text{Zyl.}}$: idealisierte zylindrische Oberfläche des Bohrlochs
 d_{cut} : Bohrl Lochdurchmesser
 h_{ef} : Sollverankerungstiefe des Dübels

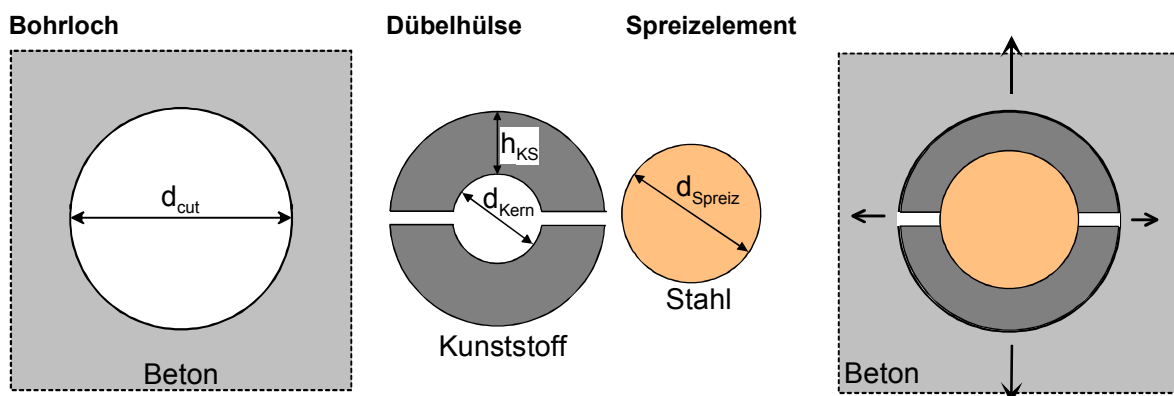


Bild 4.1 Schematische Darstellung eines Kunststoffdübel-Querschnitts in nicht eingebautem und eingebautem Zustand.

4.1 Montage

Bei Schraubdübeln wird das Spreizelement rotierend in die Dübelhülse eingetrieben. Durch Reibung zwischen der Innenseite der Kunststoffhülse und der Oberfläche der Schraube erwärmen sich die Oberflächen der Reibpartner bei der Montage. *Wagner-Grey (1976)* hat die Erwärmung der Schraube bei der Montage eines Schraubdübels gemessen und festgestellt, dass sich die Schraube in Abhängigkeit der Eindrehgeschwindigkeit auf maximal 65°C erwärmt. Die Montage wurde in diesen Versuchen mit dem Drehmomentschlüssel durchgeführt. In der Regel werden Kunststoffdübel auf der Baustelle mit einem Schrauber verspreizt. Durch die kontinuierliche Drehbewegung des Spreizelementes bei Montage mit einem Schrauber kann davon ausgegangen werden, dass sich die Schraubenoberfläche auf höhere Temperaturen als bei Montage mit einem Drehmomentschlüssel erwärmt.

Bowden/Tabor (1959) leiten eine einfache Formel zur näherungsweise Berechnung der Oberflächentemperatur zweier reibender Oberflächen her. Zur Herleitung der Formel wird ein stationärer Temperaturzustand vorausgesetzt. Die reibenden Körper haben die Ausgangstemperatur T_0 . Die Wärmeumwandlung der Reibkraft in den Temperaturunterschied $\Delta\vartheta$ ereignet sich in der Grenzfläche zwischen den beiden Reibpartnern. Weiterhin wird vorausgesetzt, dass die Temperaturerhöhung von der Wärmeleitfähigkeit λ abhängt, während der Temperaturübergangskoeffizient α unberücksichtigt bleibt. Der Ansatz von *Bowden/Tabor (1959)* setzt voraus, dass die gesamte Energie infolge Reibung in Wärme umgesetzt wird. Die reibende Fläche muss quadratisch sein und die Reibgeschwindigkeit v wird als ausreichend klein angenommen, da bei großer Geschwindigkeit eine Kühlung der Reibfläche durch das entgegenkommende Material berücksichtigt werden muss. Beim Verspreizen von Kunststoffdübeln liegt eine schnelle Rotationsbewegung (Eindreuen der Schraube) vor. Die Translation der Schraube in der Hülse, die eine Kühlung der Oberfläche hervorrufen könnte, hat eine wesentlich geringere Geschwindigkeit als die Rotation. Als Kantenlänge der quadratischen Fläche wurde in den Auswertungen der Umfang der Schraube gewählt.

Gleichung (4.3) zeigt die Berechnung der Wärmemenge, die infolge Reibung produziert wird. Die Temperaturerhöhung infolge Reibung wird nach Gleichung (4.4) berechnet. Es wird verdeutlicht, dass die Temperaturerhöhung beim Eindreuen der Schraube in die Dübelhülse eines Kunststoffdübels hauptsächlich von der Reibgeschwindigkeit, dem Schraubendurchmesser und dem Anpressdruck beeinflusst wird. Die absolute Temperatur der Reibflächen wird zusätzlich durch die Ausgangstemperatur T_0 bestimmt.

Bild 4.2 zeigt eine Auswertung der Gleichung (4.4) für variable Einschraubzeiten t_{inst} und einen variablen Anpressdruck σ_{Sp} . In den Berechnungen wurde ein Reibbeiwert zwischen Kunststoff und Stahl von $\mu = 0,15$ angenommen. Die Wärmeleitfähigkeit von Stahl und Kunststoff wurde mit $\lambda_{\text{Stahl}} = 60 \text{ W/mK}$ bzw. $\lambda_{\text{Polyamid}} = 0,23 \text{ W/mK}$ gewählt. Der Schraubendurchmesser beträgt 6 mm. Es ist zu erkennen, dass die Temperaturerhöhung bei einer realistischen Eindrehzeit von etwa 10 Sekunden und einem Spreizdruck zwischen 25 N/mm^2 und 35 N/mm^2 etwa 30 K bis 40 K beträgt. Dies würde einer Absoluttemperatur von ungefähr 50°C bis 60°C entsprechen, was sich gut mit den Messungen von *Wagner-Grey (1976)* deckt. Die Temperaturerhöhung hängt linear vom Anpressdruck ab, während die Eindrehzeit reziprok in Gleichung (4.4) eingeht. Daher steigt die Temperaturerhöhung mit abnehmender Eindrehzeit (zunehmende Geschwindigkeit) sehr stark an. Bei den Betrachtungen ist zu beachten, dass die Temperaturerhöhung nur an der Oberfläche auftritt. Beim Einschrauben fließt jedoch ebenfalls Wärme in die Schraube und den Kunststoff ab. Mit zunehmender Einschraubdauer führt die Durchwärmung der Schraube zu einem Ansteigen der Ausgangstemperatur. Dadurch verändert sich die Temperatur des Kunststoffes und der Anpressdruck (Abnahme des E-Moduls von Polyamid). In Realität muss daher infolge der Durchwärmung des Systems mit höheren Temperaturen an der Schraube gerechnet werden. Es zeigt sich, dass die Temperaturentwicklung beim Eintreiben der Schraube ein sehr komplexes Problem ist, das nur mit erheblichem Aufwand oder durch Messungen genau erfasst werden kann.

$$Q = \mu \cdot N \cdot v \quad (4.3)$$

mit Q: Wärmemenge [W]
 μ : Reibkoeffizient [-]
 N: Kraft normal zur Reibfläche [N]
 v: Reibgeschwindigkeit [m/s]

$$\Delta\vartheta = T - T_0 = \frac{\mu \cdot N \cdot v}{4,24 \cdot l \cdot (\lambda_1 + \lambda_2)} = \frac{\mu \cdot (\sigma_{sp} \cdot (\pi \cdot d_s)^2) \cdot v}{4,24 \cdot (0,5 \cdot \pi \cdot d_s) \cdot (\lambda_1 + \lambda_2)} \quad (4.4)$$

mit $\Delta\vartheta$: Temperaturunterschied infolge Reibung [K]
 μ : Reibkoeffizient [-]
 N: Normalkraft [N]
 v: Mittlere Reibgeschwindigkeit [m/s] nach Gleichung (4.5)
 λ_i : Wärmeleitfähigkeit [W/mK]
 l: Halbe Seitenlänge der Reibfläche [mm]
 d_s : Durchmesser der Schraube [mm]

$$v = \frac{\varphi_{Inst}}{t_{Inst}} \cdot \frac{\pi \cdot d_s}{360^\circ} \quad (4.5)$$

mit v: Mittlere Reibgeschwindigkeit [m/s]
 φ_{Inst} : Drehwinkel bei Aufliegen des Schraubenkopfes [°]
 t_{Inst} : Zeitdifferenz bis zum Erreichen des Aufliegen des Schraubenkopfes [s]
 d_s : Kerndurchmesser der Schraube [mm]

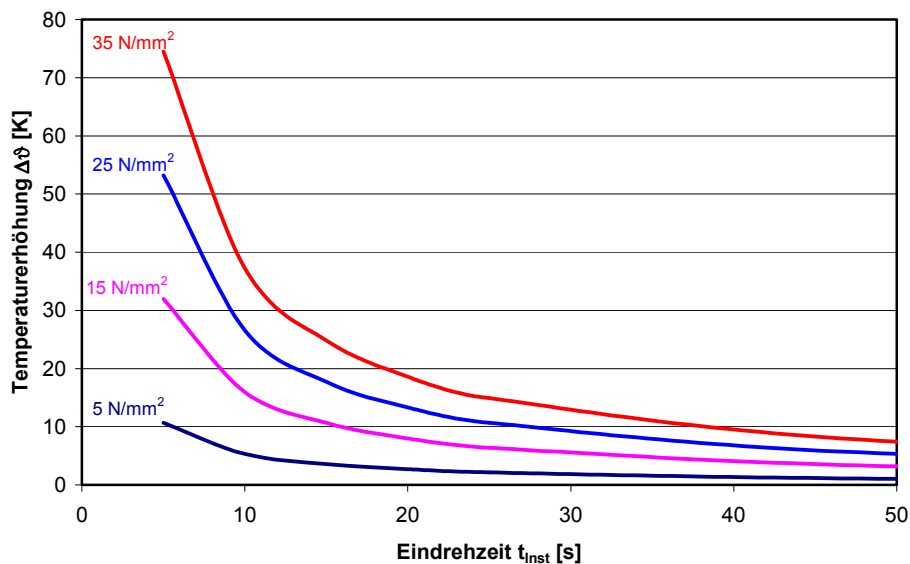


Bild 4.2 Einfluss der Einschraubzeit und des Spreizdrucks auf die Temperaturentwicklung beim Verspreizen eines Kunststoffdübels.

Um den Wärmedurchgang durch eine Dübelhülse näherungsweise zu untersuchen, wurden eindimensionale Wärmedurchgangsberechnungen mit dem Differenzenverfahren durchgeführt. Die Ergebnisse sind in Bild 4.3 und Bild 4.4 dargestellt. Die Berechnungen basieren auf der Annahme einer zweischichtigen Wand mit 2 mm Kunststoff (Dübel mit $d = 10$ mm, Bild 4.3) bzw. 5 mm Kunststoff (Dübel mit $d = 14$ mm, Bild 4.4) und 60 mm Beton. Die Ausgangs-

temperatur bzw. Umgebungstemperatur beträgt $T = 20^\circ\text{C}$. Die wärmetechnischen Kennzahlen stammen aus der Literatur (Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{\text{Beton}} = 2,1 \text{ W/mK}$ bzw. $\lambda_{\text{Polyamid}} = 0,23 \text{ W/mK}$, spezifische Wärmekapazität $c_{\text{Beton}} = 880 \text{ J/kgK}$ bzw. $c_{\text{Polyamid}} = 1500 \text{ J/kgK}$, aus *Schneider (1994)*). Das Verfahren erlaubt, einen zeitlich veränderlichen Temperaturverlauf an einer Wandseite vorzugeben. Durch das Differenzenverfahren wird der resultierende Temperaturverlauf in Abhängigkeit von der Zeit berechnet. Der Wärmeübergangskoeffizient α wurde an der Innenseite so gewählt, dass sich am ersten Berechnungspunkt in etwa die vorgegebene Oberflächentemperatur der Schraube ergibt. Die Erwärmung wird auf der Innenseite des Kunststoffes mit einer Temperaturerhöhung auf $T = 90^\circ\text{C}$ innerhalb von 20 Sekunden vorgegeben. Die Ausgangswerte der Temperatur basieren auf später beschriebenen Messungen (vgl. Abschnitt 5.1). Weiterhin wird bei den Berechnungen eine Abkühlung der Schraubenoberfläche auf 60°C innerhalb von 0,5 Minuten, auf 45°C innerhalb von 1 Minuten und auf 30°C innerhalb von 3 Minuten nach der Erwärmung vorgegeben. Die Abkühlung wird nicht bis auf die Ausgangstemperatur durchgeführt, da sie asymptotisch verläuft und der exakte zeitliche Verlauf unklar ist.

Bei den Berechnungen zur Simulation eines Dübels mit Durchmesser 10 mm (Bild 4.3) ist zu erkennen, dass die Temperaturverteilung direkt nach dem Einschrauben sehr ungleichmäßig ist ($t = 20$ Sekunden). Die Temperatur an der Innenseite des Kunststoffes (Ortkoordinate $+2,0 \text{ mm}$) ist deutlich größer als an der Außenseite (Ortkoordinate $0,0 \text{ mm}$). Nach 50 Sekunden ist der Temperaturverlauf bereits ausgeglichen. Es ergibt sich eine mittlere Temperatur im Kunststoff von etwa $T = 65^\circ\text{C}$. Innerhalb der folgenden Minuten kühlt sich der Kunststoff gleichmäßig ab, bis er die vorgegebene Temperatur erreicht hat. Eigentlich darf sich bei einem 1-dimensionalen System an der Innenseite keine tiefere Temperatur als an der Außenseite ergeben, da die Energie im Sinne des Energieerhaltungssatzes von innen nach außen fließen muss. Bei Kunststoffdübeln ist jedoch zu beachten, dass es sich um ein kompliziertes dreidimensionales System handelt. Ein Teil der durch Reibung produzierten Wärme wird am Schraubenkopf an die Umgebung abgegeben und ein weiterer Teil muss aufgewendet werden, um die Schraube zu durchwärmen. Somit entsteht an der Innenseite ein Energieverlust, der die gewählten Temperaturverläufe rechtfertigt.

Beim Dübel mit 14 mm Nenn Durchmesser (Bild 4.4) erfolgt die Durchwärmung des Kunststoffes langsamer, da die Kunststoffschicht dicker ist. Nach 50 Sekunden beträgt die Temperatur an der Innenseite des Kunststoffes ca. 60°C und an der Außenseite ca. 35°C . Erst 1 Minute nach dem Einschrauben ergibt sich eine gleichmäßige Temperaturverteilung mit einer mittleren Kunststofftemperatur von ungefähr 45°C .

Wagner-Grey (1976) konnte bei Messungen an der Außenseite eines Kunststoffdübels nur sehr geringe Temperaturerhöhungen nach der Montage messen, was mit den vorgestellten Berechnungen nach dem Differenzenverfahren nicht übereinstimmt.

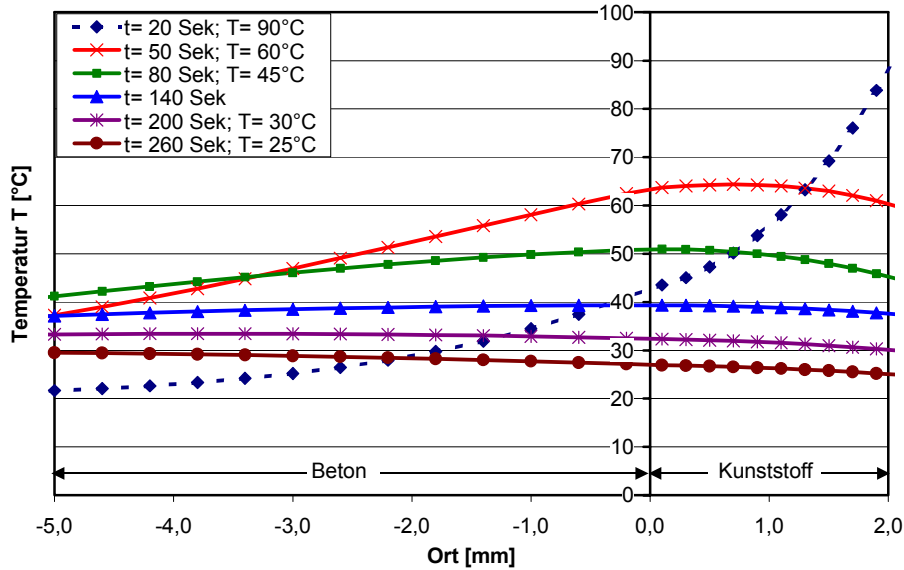


Bild 4.3 Temperaturdurchgang durch eine 2 mm dicke Kunststoffschicht (Dübel mit $d = 10$ mm) in 60 mm starkem Beton, Außentemperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Erwärmung innen auf $T = 90^\circ\text{C}$ in 20 Sek. (entspricht Montage Schrauber), Abkühlung auf $T = 25^\circ\text{C}$ in 4 Minuten.

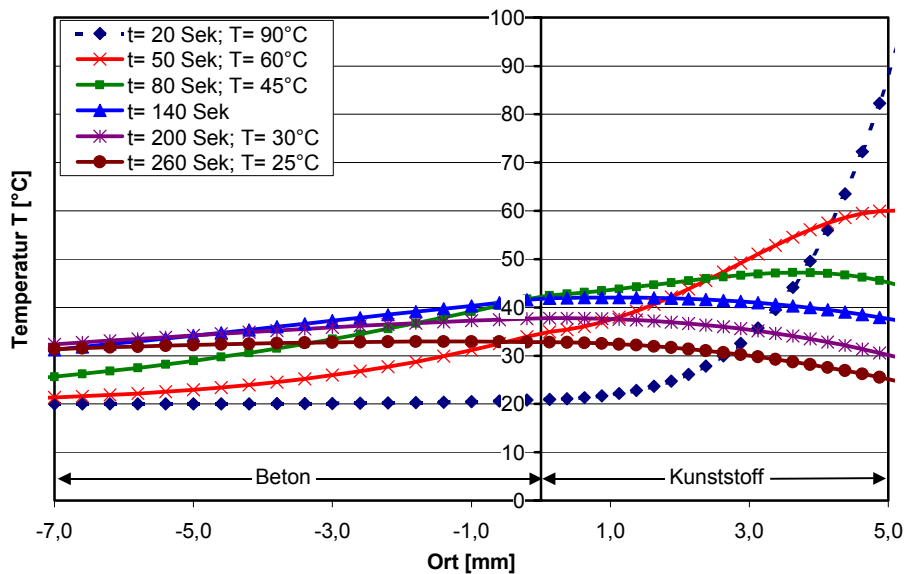


Bild 4.4 Temperaturdurchgang durch eine 5 mm dicke Kunststoffschicht (Dübel mit $d = 14$ mm) in 60 mm starkem Beton, Außentemperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Erwärmung innen auf $T = 90^\circ\text{C}$ in 20 Sek. (entspricht Montage Schrauber), Abkühlung auf $T = 25^\circ\text{C}$ in 4 Minuten.

Die Erwärmung von Schraube und Kunststoff infolge Reibung hängt von der Umgebungstemperatur und vom Anpressdruck ab, der durch den Konditionierungszustand des Polyamids beeinflusst wird. Die Parameter Temperatur und Konditionierung beeinflussen beide die Steifigkeit des Polyamids und dadurch wiederum den Anpressdruck. Durch eine veränderte Umgebungstemperatur wird der Ausgangspunkt der Temperaturerhöhung zusätzlich verschoben. Bei Temperaturen unter 20°C ist der Kunststoff steifer. Dadurch erhöht sich der Anpressdruck und entsprechend die Reibkraft beim Eintreiben der Schraube. Dies ist beispielsweise durch erhöhte Eindrehmomente messbar (vgl. Abschnitt 5.1). Wegen der größeren Reibkraft ergibt sich eine größere Wärmemenge, die beim Eindrehen erzeugt wird. Gegenläufig dazu ist jedoch die Ausgangstemperatur der Materialien geringer. Vermutlich wird die Oberflächentemperatur der Schraube daher unterhalb der Temperatur bei Montage bei 20°C liegen. Bei erhöhten Temperaturen gilt das gleiche in umgekehrter Weise. Es wird we-

niger Wärmeenergie beim Einschrauben produziert. Spreizkraft und Eindrehmoment sind geringer. Die Oberflächentemperatur der Schraube wird je nach Ausgangstemperatur oberhalb der Temperatur bei Montage bei 20°C liegen. Bei nasser bzw. trockener Dübelhülse wird die Steifigkeit des Kunststoffes und dadurch der Anpressdruck beeinflusst. Die Ausgangstemperatur beträgt jedoch 20°C, so dass sich bei Montage in trockenem Zustand eine größere Oberflächentemperatur der Schraube ergeben muss, während sie in nassem Zustand geringer ist. Die Zusammenhänge sind sehr komplex und können nicht ohne Weiteres abgeschätzt werden.

Bei Nageldübeln wird das Spreizelement eingeschlagen und rotiert dabei nicht. Dadurch ergibt sich zwischen Dübelhülse und Spreizelement infolge Reibung nur eine vergleichsweise geringe Erwärmung der Nageloberfläche.

Durch die erhöhte Temperatur bei der Montage werden die mechanischen Eigenschaften des Kunststoffes beeinflusst. Die Auswirkungen auf die Werkstoffeigenschaften des Polyamids werden beispielhaft am Verlauf des Elastizitätsmoduls gezeigt. Der E-Modul bestimmt neben der Festigkeit entscheidend die Größe der Spreizkraft eines Kunststoffdübels.

In Bild 4.5 ist der Verlauf des E-Moduls in Abhängigkeit von der Zeit während und nach der Montage aufgetragen. Die Darstellung beinhaltet den Verlauf für einen Schraubdübel (Bild oben) und einen Nageldübel (Bild unten) mit Dübelhülsen aus Polyamid in trockenem, luftfeuchtem und nassem Zustand. Es wird für alle drei Zustände näherungsweise der gleiche Temperaturverlauf gewählt. Beim Schraubdübel wird eine mittlere Erwärmung des Kunststoffes auf $T = 65^{\circ}\text{C}$ innerhalb von 50 Sekunden (Einschrauben) und eine Abkühlphase von 10 Minuten vorausgesetzt. Beim Nageldübel wird eine Erwärmung auf 35°C innerhalb der gleichen Zeitdifferenz gewählt. Die Abkühlphase beträgt ebenfalls 10 Minuten. Zusätzlich ist in die Diagramme die Glasübergangstemperatur im trockenen und luftfeuchten Zustand eingetragen. Im nassen Zustand liegt die Glasübergangstemperatur unterhalb des dargestellten Bereichs.

In nassem und luftfeuchtem Konditionierungszustand ergeben sich beim Schraubdübel bei Erreichen der maximalen Temperatur annähernd gleiche E-Moduln. Erst mit zunehmender Zeitdifferenz nach der Montage steigen die E-Moduln entsprechend dem Konditionierungszustand unterschiedlich stark an. Im trockenen Zustand ergibt sich bei 65°C ein deutlich größerer E-Modul als in den beiden anderen Zuständen. Weiterhin wird deutlich, dass das Polyamid im nassen Zustand auch während der Montage oberhalb des Glasübergangsbereichs ist, während im luftfeuchten Zustand kurzzeitig der Glasübergang durchschritten wird. Im trockenen Zustand liegt die Temperatur des Polyamids immer unterhalb der Glasübergangstemperatur.

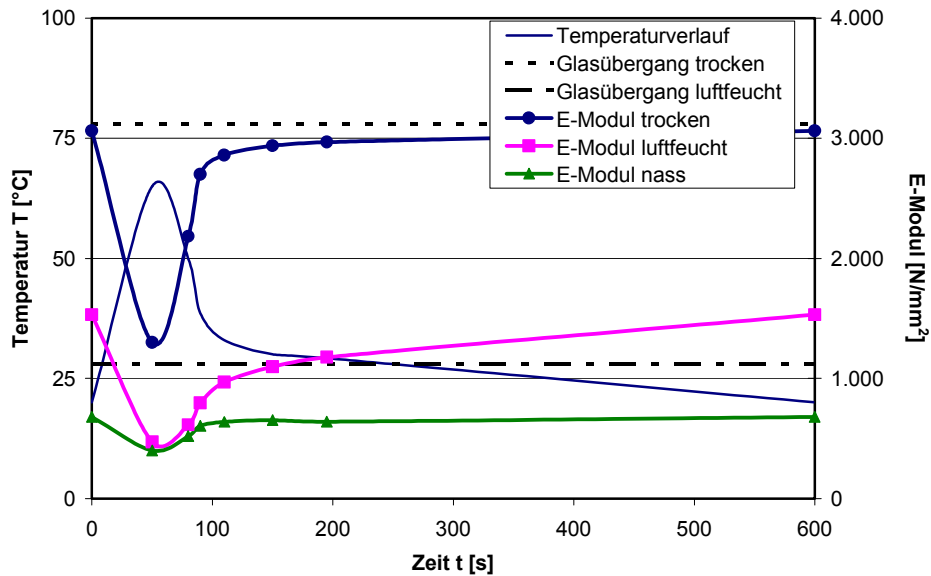
Bei der Montage eines Nageldübels, der durch das Eintreiben des Spreizelementes eine wesentlich geringere Erwärmung des Kunststoffes erfährt als ein Schraubdübel, ergeben sich in den drei Konditionierungszuständen beim Erreichen der Maximaltemperatur wesentliche Unterschiede der E-Moduln. Das Polyamid erreicht den Glasübergang im trockenen Zustand nicht, während es im luftfeuchten Zustand die Glasübergangstemperatur kurzzeitig überschreitet.

Die starke Erwärmung des Kunststoffes während der Montage führt bei Schraubdübeln dazu, dass das Verhältnis aus der Spreizkraft im trockenen Zustand und im luftfeuchten Zustand nicht im Verhältnis der E-Moduln bzw. der Festigkeiten ansteigt. Durch die Temperaturerhöhung ergeben sich deshalb bei der Montage geringere bezogene Spreizkräfte. Deutlich wird auch, dass die erreichbare Spreizkraft wegen der Erwärmung des Kunststoffes von der Eindrehgeschwindigkeit und der damit verbundenen Wärmeentwicklung abhängen muss. Eine langsamere Eindrehgeschwindigkeit bewirkt geringere mittlere Kunststofftemperaturen und dadurch höhere Spreizkräfte. Im trockenen Zustand ist bei der Montage des Dübels die starke Erwärmung günstig, da dadurch das Eindreh- und Festschraubmoment reduziert wird. Der Kunststoff wird in den Randbereichen nahe der Schraube durch die Temperaturerhöhung duktiler. Dadurch wird das Einschneiden des Gewindes erleichtert.

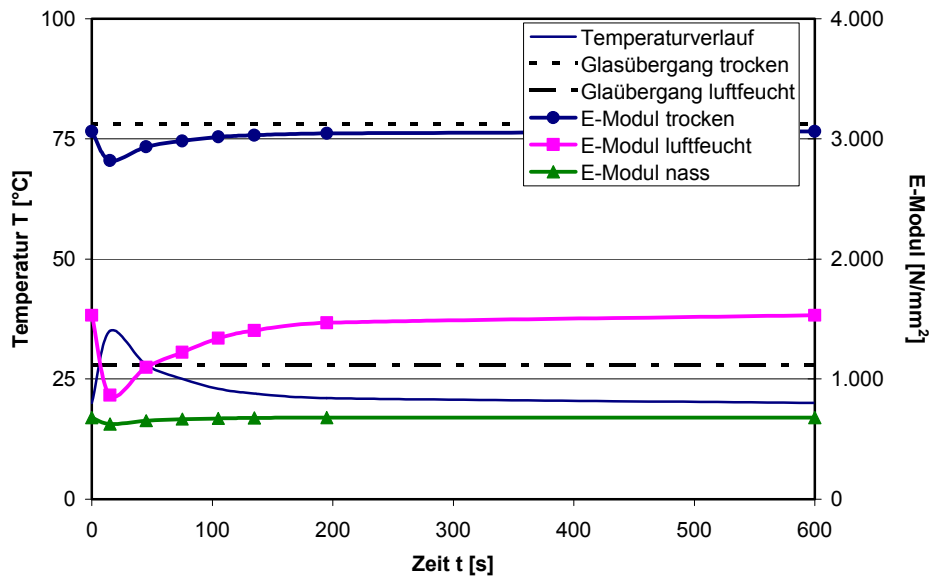
Bei Nageldübeln fehlt dieses duktilere Verhalten während der Montage im trockenen Zustand unter Umständen, so dass es bei der Montage im spröden Zustand zu Problemen kommen

kann (z.B. Abreißen der Hülse). Prinzipiell sollte bei Nageldübeln wegen der geringeren Erwärmung der Dübelhülse der prozentuale Einfluss auf die Spreizkraft und die Herausziehlasten im trockenen Zustand größer sein als bei Schraubdübeln. Im nassen Zustand ist der Einfluss der Temperatur auf den E-Modul nicht so ausgeprägt, so dass der Unterschied der beiden Dübelssysteme geringer sein sollte.

Die Erwärmung des Kunststoffes hat auch einen Einfluss auf die Relaxation des Kunststoffes. Durch erhöhte Temperaturen verläuft die Relaxation der Spreizkraft beschleunigt ab.



(a) Schraubdübel



(b) Nageldübel

Bild 4.5 Verlauf der Temperatur und des Elastizitätsmoduls des Polyamids der Dübelhülse bei der Montage; (a) Schraubdübel (Montage mit dem Schrauber); (b) Nageldübel.

4.2 Tragverhalten von Kunststoffdübeln in ungerissenem und gerissenem Beton (3D-Finite-Element-Untersuchungen an Dübelabschnitten)

Die Geometrie der Dübelhülsen von Kunststoffdübeln ist bei Dübeln verschiedener Hersteller stark unterschiedlich (vgl. Bild 3.1). Die Dübelhülsen- und Schraubengeometrie variiert entlang der Dübelachse und es ergeben sich ungleichmäßige Verteilungen des Spreizdrucks entlang der Dübelachse. Die Spreizdruckverteilung entlang des Umfangs ist ebenfalls ungleichmäßig. Jeder Dübeltyp weist eine Spreizrichtung auf, in der die Spaltkraft des Dübels am größten ist. Die Koordinatenrichtung dieser Spreizrichtung wird Hauptspreizrichtung genannt (vgl. Bild 4.6). Die Spaltkraft ist die Resultierende des Spreizdrucks in einer Koordinatenrichtung. Bild 4.7 zeigt den Zusammenhang zwischen Spreizdruck, Spreizkraft, Spaltkraft und Spaltkraft. Die Spreizkraft entspricht dem Integral des Drucks, der entlang des Dübelumfangs auf den Beton wirkt. In der Regel ist die Hauptspreizrichtung eines Dübels dadurch gekennzeichnet, dass er in dieser Richtung keine Schlitze aufweist. Auch Verdrehungen, die den Kunststoffquerschnitt in einer Richtung verstärken, können die Hauptspreizrichtung kennzeichnen.

Durch das Eintreiben des Spreizelementes wird Kunststoff verdrängt und die Dübelhülse gegen die Bohrlochwand gedrückt. Der Anpressdruck ist im ungerissenen Beton direkt nach der Montage per Definition in Hauptspreizrichtung größer als in Nebenspreizrichtung. Verläuft ein Riss durch ein Bohrloch, so ist wiederum die Orientierung der Spreizhülse zum Riss zu beachten. Bild 4.8 zeigt die beiden maßgebenden Orientierungsrichtungen „Hauptspreizrichtung senkrecht zum Riss“ und „Hauptspreizrichtung parallel zum Riss“. Durch die Rissöffnung wird die Verteilung des Spreizdrucks entlang des Dübelumfangs beeinflusst. Die resultierende Spaltkraft senkrecht zur Rissrichtung wird in Abhängigkeit der Rissbreite stark reduziert, während die resultierende Spaltkraft in Rissrichtung nur wenig reduziert wird (vgl. Bild 4.6). Durch die Rissöffnung wird die radiale Dehnung des Kunststoffes in Richtung der Rissöffnung um das Maß $\Delta\varepsilon_{\text{Riss}}$ reduziert. Die maximale Dehnungsdifferenz durch die Rissöffnung kann nach Gleichung (4.6) berechnet werden. Durch Reduzierung der radialen Dehnung um $\Delta\varepsilon_{\text{Riss}}$ wird die Spannung des Kunststoffes um $\Delta\sigma_{\text{Riss}}$ reduziert. Die Spannungsdifferenz infolge Rissöffnung ist abhängig vom Entlastungsmodul des Materials.

$$\Delta\varepsilon_{\text{Riss}} = \frac{w}{h_{\text{KS}}} \quad (4.6)$$

mit $\Delta\varepsilon_{\text{Riss}}$: Dehnungsdifferenz infolge der Rissöffnung
 w : Rissbreite [mm]
 h_{KS} : Dicke des Kunststoffes der Dübelhülse [mm]

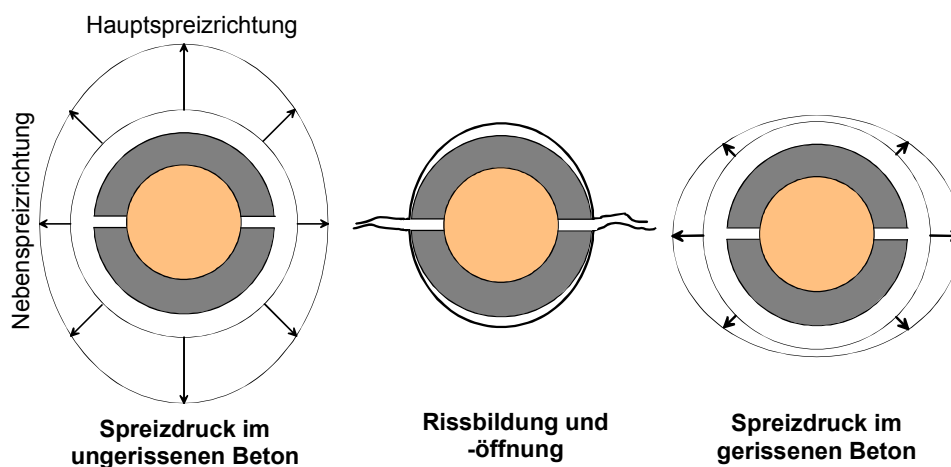


Bild 4.6 Schematische Darstellung der Spreizdruckverteilung eines Kunststoffdübels im ungerissenen und gerissenen Beton.

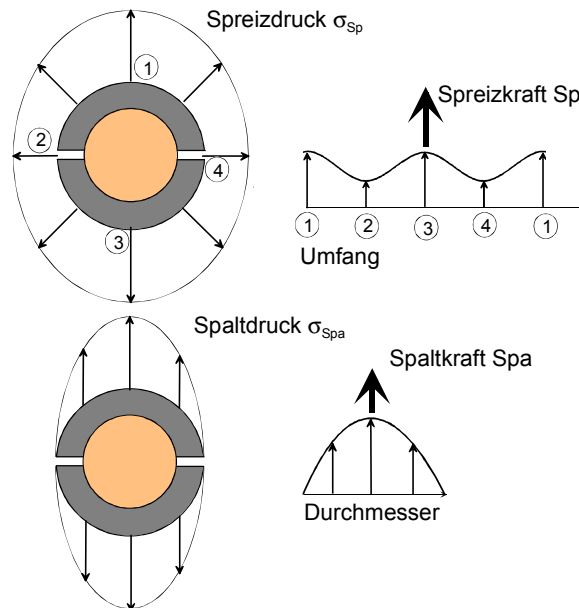


Bild 4.7 Schematische Darstellung des Zusammenhangs zwischen Spreizdruck, Spreizkraft, Spaltdruck und Spaltkraft.

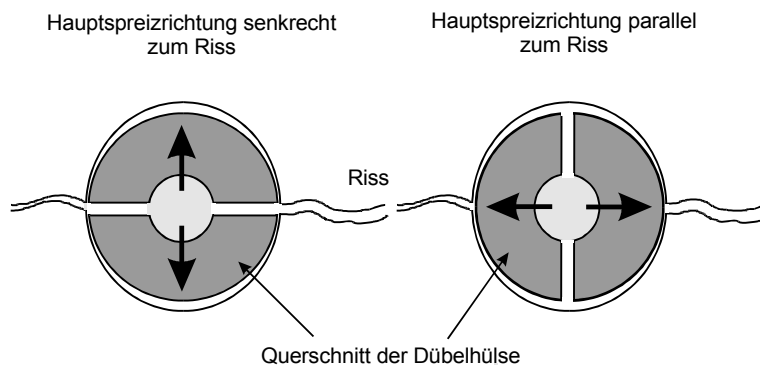


Bild 4.8 Schematische Darstellung der untersuchten Orientierungen der Dübelhülle zum Riss; Hauptspreizrichtung senkrecht zum Rissverlauf (links) und Hauptspreizrichtung parallel zum Rissverlauf (rechts).

In Bild 4.9 ist der Kraftfluss bei Belastung eines Dübels durch zentrischen Zug dargestellt. Die Lasteinleitung in den Kunststoffdübel erfolgt über das Anbauteil in den Dübelkragen und das Spreizelement. Das Spreizelement aus Stahl ist sehr viel steifer als der Kunststoffkragen. Die Last teilt sich in diesem Bereich entsprechend der Dehnsteifigkeiten der Hülse bzw. des Spreizelementes auf. Der Kraftanteil, der durch die Kunststoffhülse übertragen wird, ist sehr klein, da der Elastizitätsmodul von Kunststoff wesentlich kleiner ist als der von Stahl. Über das Spreizelement wird die Zugkraft im Spreizbereich durch das eingeschnittene oder eingeprägte Gewinde über Formschluss in die Dübelhülse eingeleitet.

Bei Nageldübeln ist das Gewinde eingedrückt und nicht eingeschnitten. Daher ist bei Nageldübeln die mechanische Verzahnung zwischen Spreizelement und Kunststoffhülse geringer als bei Schraubdübeln. Bei Belastung des Dübels kann es zu einem Versagen zwischen Spreizelement und Dübelhülse kommen.

An den Gewindeflanken des Spreizelementes kommt es bei Belastung des Dübels durch eine Zugkraft zu einer Relativverschiebung zwischen Kunststoff und Spreizelement. Dadurch wird die Spreizkraft des Dübels bei Belastung wegen der konsolartigen Wirkung der Gewindeflanken gesteigert. Durch die Spreizkraftsteigerung steigt ebenfalls die Reibkraft zwischen Spreizelement und Dübelhülse und zwischen Dübelhülse und Bohrlochoberfläche an. Die Reibkraft zwischen Spreizelement und Dübelhülse wird im Folgenden vereinfachend als „in-

„innere Reibung“ bezeichnet, während die Reibkraft zwischen Dübelhülse und Bohrlochoberfläche als „äußere Reibung“ bezeichnet wird. Ist die innere Reibung bzw. die mechanische Verzahnung größer als die äußere Reibkraft, wird bei weiterer Kraftsteigerung die Hülse aus dem Bohrloch gezogen. Die Dübelhülse gleitet dann gleichmäßig mit dem Spreizelement aus dem Bohrloch. Die Reibkraft, die zwischen Dübelhülse und Beton wirkt, setzt sich zusammen aus dem Spreizdruck der Kunststoffhülse und dem Reibkoeffizienten zwischen Kunststoff und Beton. Soll beim Ausziehversuch ein Versagen durch Herausziehen der Dübelhülse aus dem Bohrloch erreicht werden, so muss die innere Reibung bzw. die Kraft, die durch den inneren Formschluss übertragen werden kann, größer sein als die äußere Reibkraft der Dübelhülse im Bohrloch.

Die Dübelhülse, die durch die aufgebrachte radiale Kunststoffdehnung (Spreizelement) unter radialer Druckspannung steht, wird durch die zentrische Zugbelastung auf Zug und Schub beansprucht. In der Kunststoffhülse entsteht dadurch ein komplexer 3-dimensionaler Spannungszustand. Zusätzlich ist zu beachten, dass sich bei der Montage des Kunststoffdübels eine Vorspannkraft zwischen Schraubenkopf, Anbauteil und Betonoberfläche aufbaut. Die Vorspannkraft beeinflusst bei Belastung des Dübels die Steifigkeit der Last-Verschiebungskurve. Erst wenn die angreifende Zugkraft größer als die Vorspannkraft ist, muss der Dübel die volle Zuglast übertragen. Bei Überwindung der Vorspannkraft im Zugversuch ergibt sich daher eine Veränderung der Steifigkeit in der Last-Verschiebungskurve.

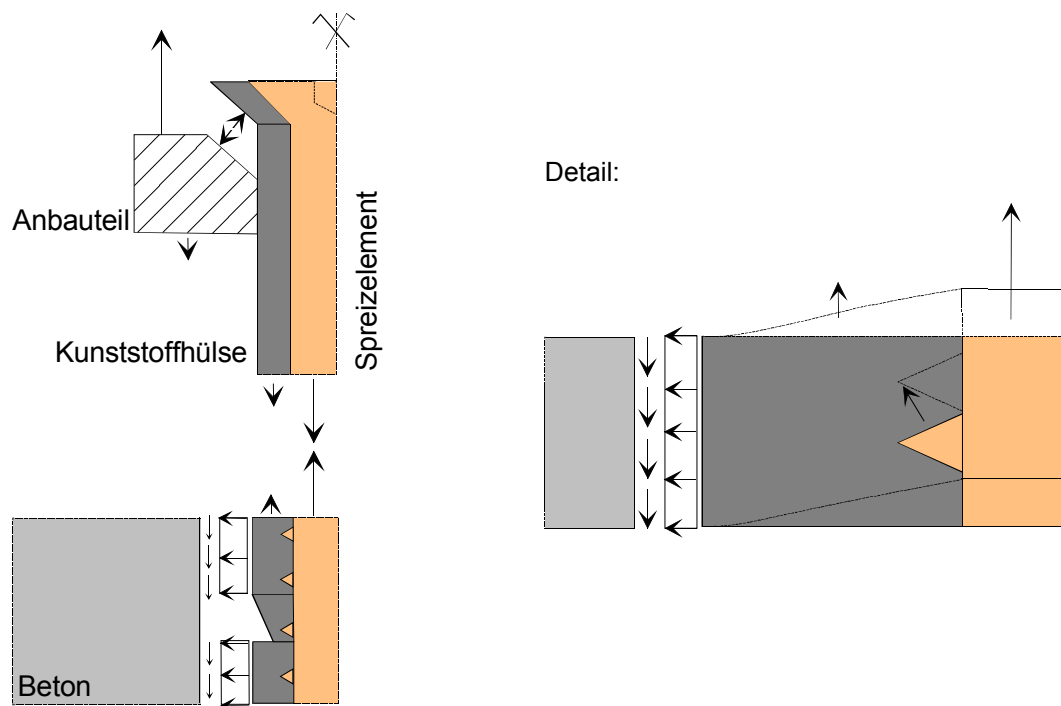


Bild 4.9 Schematische Darstellung des Kraftflusses bei Belastung eines Kunststoffdübels auf zentrischen Zug.

Die Reibkraft zwischen Kunststoffhülse und Beton kann näherungsweise mit dem Reibgesetz von Coulomb berechnet werden (Gleichung (4.7)). Übertragen auf das globale Tragverhalten von Kunststoffdübeln entspricht die Reibkraft R der Herausziehlast N_U . Die Normalkraft N entspricht der Spreizkraft S_p des Dübels (Gleichung (4.8)).

In Abschnitt 3.5 werden Messergebnisse zur Rauigkeit von Bohrlöchern vorgestellt. Der Kunststoff wird beim Verspreizen teilweise in diese Unebenheiten hineingepresst, so dass ein Mikroformschluss bzw. eine Mikroverzahnung zwischen Dübelhülse und Bohrlochoberfläche entsteht. An den Unebenheiten ergeben sich Spannungsspitzen des Spreizdrucks. Um diese Spannungsspitzen abzubauen, verformt sich der Kunststoff unter der Belastung zeitabhängig. Der Kunststoff kriecht in die Vertiefungen der rauen Bohrlochoberfläche, wodurch der Mikroformschluss vergrößert wird. Der Reibkoeffizient zwischen Dübelhülse und

Beton nimmt mit zunehmender Zeitdifferenz zu. Bild 4.10 zeigt schematisch die Vergrößerung des Mikroformschlusses.

Bei zentrischer Zugbelastung des Dübels und Gleiten der Hülse im Bohrloch bewirkt der Mikroformschluss eine Steigerung der Dübelspreizkraft, da die Krafteinleitung an den Unebenheiten eine zusätzlich Kraftkomponente in Richtung des Spreizdrucks bewirkt.

Der Formschluss zwischen Spreizelement und Kunststoff ist bei Nageldübeln wegen der geringeren Profilierung des Nagels schlechter als bei Schraubdübeln. Bei Nageldübeln ist daher mit zunehmender Zeit ebenfalls mit einer Zunahme der Verzahnung zwischen Spreizelement und Dübelhülse zu rechnen, da der Kunststoff auch hier in die beim Verspreizen entstandenen Hohlräume zwischen Spreizelement und Dübelhülse kriecht. Die innere und äußere Reibung eines Nageldübels nimmt daher mit zunehmender Zeitdifferenz zu. Bei Schraubdübeln kann das Überdrehen der Schraube zu einem ähnlichen Zustand des eingeschnittenen Gewindes wie bei Nageldübeln führen.

$$R = \mu \cdot N \quad (4.7)$$

mit R: Reibkraft
 μ : Reibkoeffizient
 N: Normalkraft

$$N_U = \mu \cdot Sp \quad (4.8)$$

mit N_U : Herausziehlast des Dübels
 μ : Reibkoeffizient
 Sp: Spreizkraft des Dübels

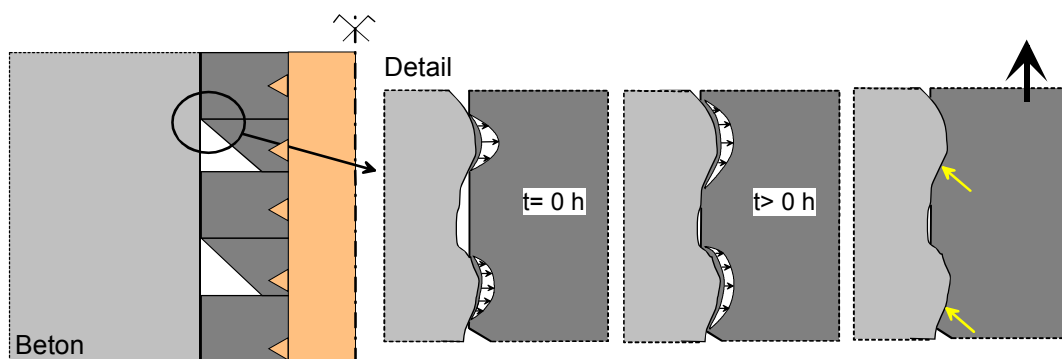


Bild 4.10 Schematische Darstellung eines Kunststoffdübel-Längsschnitts; Erhöhung des Mikroformschlusses mit zunehmender Zeitdifferenz zwischen Dübelmontage und Belastung, Spreizkraftsteigerung bei zentrischer Zugbelastung.

In theoretischen Untersuchungen kann mit Hilfe der Finiten-Element-Methode (FEM) der Spreiz- bzw. Spaltkraftverlauf im ungerissenen und gerissenen Beton in Abhängigkeit der Zeit untersucht werden.

Die numerischen Untersuchungen geben prinzipiell Aufschluss über den Einfluss des zeitabhängigen viskoelastischen Verhaltens des Kunststoffes auf den Spreizkraftverlauf von Kunststoffdübeln in gerissenem und ungerissenem Beton. In den FEM-Studien können die maßgebenden Einflüsse auf den Spaltkraftverlauf durch Parameterstudien systematisch ermittelt und variiert werden.

Die 3-dimensionalen FE-Simulationen wurden mit dem Programm MASA3 durchgeführt. MASA3 kann das nichtlineare Spannungs-Dehnungsverhalten von Beton wirklichkeitsnah abbilden. Das Programm bietet jedoch auch die Möglichkeit, mit den Materialparametern nahezu beliebige nichtlineare Spannungs-Dehnungsbeziehungen zu simulieren. Ein in das

Programm implementierter Relaxations- und Retardationsalgorithmus ermöglicht die Simulation von zeitabhängigen Belastungen.

Die numerischen Simulationen werden an Abschnitten von Dübelgeometrien durchgeführt. Zur systematischen Untersuchung des Einflusses der Hülsen- und Schraubengeometrie auf den Spaltkraftverlauf werden die Geometrien realer Dübel sowie fiktive Dübelgeometrien untersucht. Die Höhe der Modelle beträgt 5 mm, da Ergebnisse von Spaltkraftmessungen an Kunststoffdübeln in 5 mm-Abschnitten entlang der Dübelachse zur Kalibrierung des FE-Modells dienen. Die Ergebnisse der numerischen Simulationen werden im Abschnitt 4.2.4 beschrieben.

Weitere numerische Untersuchungen wurden mit dem Programm 3D-Defmod durchgeführt. Das Programm simuliert das nichtlineare viskoelastische Verhalten von Kunststoffen an einem Massepunkt. In diesem Programm kann anhand geeigneter Kalibrierungen zusätzlich der Einfluss der Temperatur auf das Spannungs-Dehnungsverhalten bei beliebigen Last-Zeit-Verläufen untersucht werden. Die Ergebnisse dieser numerischen Untersuchungen werden im Abschnitt 4.3 beschrieben.

4.2.1 Das 3D-Finite-Element-Programm (MASA3) und Beschreibung des Microplane-Modells für Beton

Zur numerischen Analyse des Spreizkraftverlaufs von Dübelsegmenten wurde das nichtlineare 3D-Finite-Element-Programm MASA3 eingesetzt. Die Netzgenerierung und das Postprocessing wurden mit dem kommerziellen CAE-Programm Femap 8.0 durchgeführt.

Das FE-Programm MASA3 arbeitet mit verschiedenen Elementtypen. Zur Simulation des Betons, des Kunststoffes und der Kontaktschicht wurden 3-dimensionale achtknotige Hexaeder-Elemente eingesetzt. Die Formulierung der Elementeneigenschaften basiert auf dem Microplane-Modell für quasi-spröde Materialien.

Im Microplane-Modell sind die Materialeigenschaften getrennt auf Mikroebenen unterschiedlicher Ausrichtung innerhalb des Materials definiert (Bild 4.11 (a)). Auf diesen Mikroebenen liegen nur wenige einachsige Spannungs- und Dehnungskomponenten vor und es müssen keine Anforderungen im Hinblick auf die Tensorinvarianz beachtet werden. Den Beschränkungen der Tensorinvarianz wird automatisch entsprochen, da die Mikroebenen bis zu einem gewissen Grad direkt das Verhalten auf verschiedenen schwachen Ebenen im Material simulieren (Berührungsflächen zwischen Teilchen, Grenzflächen, Mikrorissebenen etc.). Die Materialeigenschaften sind auf jeder Mikroebene vollständig durch eine eindimensionale Beziehung zwischen den Spannungs- und Dehnungskomponenten sowohl in Normal- als auch in Schubspannungsrichtung gekennzeichnet (Bild 4.11 (b)). Von den Dehnungskomponenten auf der Mikroebene wird angenommen, dass es sich um Projektionen des makroskopischen Dehnungstensors handelt (Methode der kinematischen Bindung). Wenn man das Spannungs-Dehnungsgesetz jeder Komponente der Mikroebene kennt, werden aus bekannten Dehnungen der Mikroebene die makroskopische Steifigkeit und der Spannungstensor berechnet. Dafür bedient man sich der Integration der Spannungskomponenten auf der Mikroebene über alle Richtungen. Diese Integration erfolgt numerisch auf der Grundlage der Methode der virtuellen Arbeit.

Die Grundidee des Modells liegt darin, dass für jede Komponente der Mikroebenen nur einachsige Spannungs-Dehnungsgesetze erforderlich sind und dass sich daraus das makroskopische Verhalten automatisch ergibt. Zunächst wurden die Spannungs-Dehnungsgesetze für die Mikroebenen so eingeführt, dass nur eine Belastung und Entlastung darstellbar waren. Um Entlastung, Wiederbelastung und zyklische Belastungen erfassen zu können, wurden in der Folge komplexere Ansätze auf der Mikroebene sowie die Anfangsanisotropie eingeführt.

Bei nichtlinearen Rechnungen muss eine Lokalisierung der Dehnungen in ein Null-Volumen verhindert werden, weil man andernfalls falsche Ergebnisse erhält. Zur Begrenzung der Lo-

kalisierung wurde im Programm MASA3 die Rissband-Methode gewählt. Die grundlegende Annahme der Rissband-Methode ist die Lokalisierung der Schädigung in einer Reihe (Linie) von finiten Elementen. Um nun die Energiedissipation infolge Rissbildung konstant und gleich groß wie die Bruchenergie G_F des Betons zu halten, muss das konstitutive Entfestigungsgesetz derart modifiziert werden, dass Gleichung (4.9) erfüllt ist.

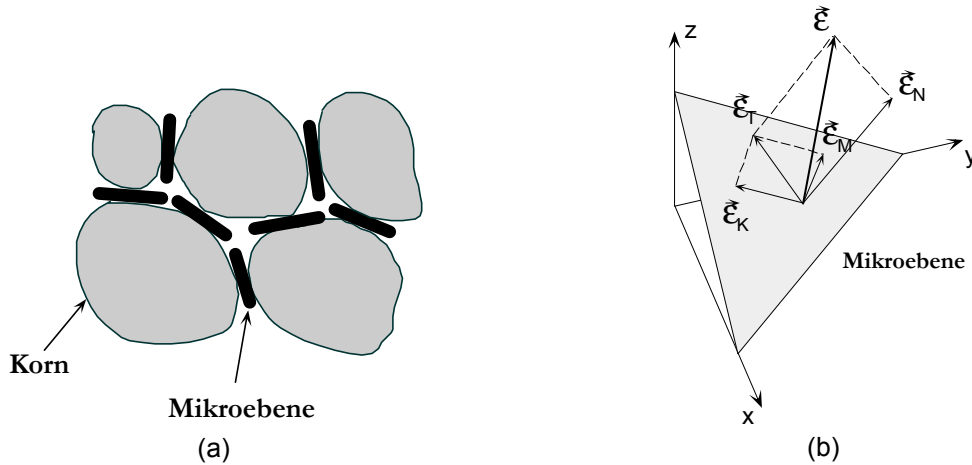


Bild 4.11 Das Konzept des „Microplane“-Modells: (a) Kontaktflächen (Mikroebenen) im Material und (b) Dehnungskomponenten; aus Ožbolt/Li/Kožar (2001).

$$G_F = A_f \cdot h = \text{const.} \quad (4.9)$$

- mit G_F : Bruchenergie
 A_f : Fläche unter der lokalen (konstitutiven) Spannungs-
 Dehnungslinie für zentrischen Zug
 h : Elementgröße bzw. angenommene Breite des Rissbandes

Der gleiche Ansatz wird auch für die Entfestigung unter Druckbeanspruchung verwendet. Dabei wird davon ausgegangen, dass die Bruchenergie G_C von Beton bei einachsiger Druckbeanspruchung ca. 100 mal größer ist als bei Zugbeanspruchung. Dies bedeutet, dass das Materialgesetz sowohl für einachsige Zugentfestigung als auch für Druckentfestigung an die Elementgröße angepasst wird.

Obwohl bei der Rissband-Methode das Energieaufnahmevermögen des Betons, das als Materialkonstante anzusehen ist, an die Elementgröße angepasst wird, können die Berechnungsergebnisse von der Form und der Ausrichtung der Elemente abhängig sein. Um diese Abhängigkeit zu reduzieren und gleichzeitig den numerischen Aufwand der Rissband-Methode nicht zu erhöhen, wurde die sogenannte „Stress Relaxation Method“ entwickelt. Diese Methode ist eine Kombination der Rissband-Methode und der nichtlokalen Integralmethode.

Bei den Berechnungen wird die MASA3-Version für zyklische Belastungen verwendet, in die eine realitätsnahe Spannungs-Dehnungsbeziehung bei Entlastung und Wiederbelastung des Materials implementiert ist (Bild 4.12 (a)).

Zur Simulation der zeitabhängigen Relaxations- und Retardationsvorgänge wird das Microplane-Modell mit einem Maxwell'schen Feder-Dämpfer System gekoppelt. In den hier dargestellten Berechnungen werden zeitabhängige Vorgänge nur für den Kunststoff zugelassen. Es wird ein verallgemeinertes Maxwell-Modell verwendet (Bild 4.12 (b)). Hierbei werden in der verwendeten Programmversion acht Maxwell-Elemente parallel eingesetzt und mit dem Microplane-Modell verbunden.

Im Zeitschritt t_r wird das Dehnungsinkrement $\Delta\varepsilon_r$ nach Gleichung (4.10) in Anteile aus elastischer Dehnung ($\Delta\varepsilon_r^{\text{el}}$), Dehnung infolge Rissbildung ($\Delta\varepsilon_r^{\text{cr}}$) und Kriechdehnung ($\Delta\varepsilon_r''$) zerlegt. Die elastischen Dehnungsanteile und die Dehnungsanteile aus Rissbildung werden im Microplane-Modell berechnet, während die Anteile aus Kriechvorgängen mit Hilfe des Maxwell-Modells ermittelt werden. Aus den berechneten Dehnungsinkrementen werden schließlich die Spannungen berechnet. Durch die Interaktion des linearen Modells für Kriechvorgänge mit dem nichtlinearen Microplane-Modell, das Schädigungen im Material berücksichtigt, kann das Modell für Beton nichtlineares viskoelastisches Spannungs-Dehnungsverhalten abbilden.

$$\Delta\varepsilon_r = \Delta\varepsilon_r^{\text{el}} + \Delta\varepsilon_r^{\text{cr}} + \Delta\varepsilon_r'' \quad (4.10)$$

mit $\Delta\varepsilon_r$: Dehnungsinkrement
 $\Delta\varepsilon_r^{\text{el}}$: Dehnungsanteil aus elastischer Dehnung
 $\Delta\varepsilon_r^{\text{cr}}$: Dehnungsanteil aus Rissbildung
 $\Delta\varepsilon_r''$: Kriechdehnung

Weitere Details zum verwendeten Microplane-Modell und den verwendeten Ansätzen des zeitabhängigen Verformungsmodells sind in *Bažant/Wu (1974)*, *Ožbolt/Li/Kožar (2001)*, *Ožbolt/Reinhardt (2001)* und *Ožbolt/Hofmann/Eligehausen (2001)* enthalten.

Zur Reduzierung der Element- und Knotenanzahl wurde in der Regel die Symmetrie der modellierten Dübelhülse ausgenutzt.

Zur Simulation des Betons werden folgende Materialkennwerte verwendet: Zugfestigkeit $\beta_{\text{ZZ}} = 2,5 \text{ N/mm}^2$, lokale einachsige Druckfestigkeit $\beta_{\text{W}} = 25 \text{ N/mm}^2$, Bruchenergie $G_{\text{F}} = 0,07 \text{ N/mm}$, Elastizitätsmodul $E = 35.000 \text{ N/mm}^2$, Querdehnzahl $\nu = 0,18$.

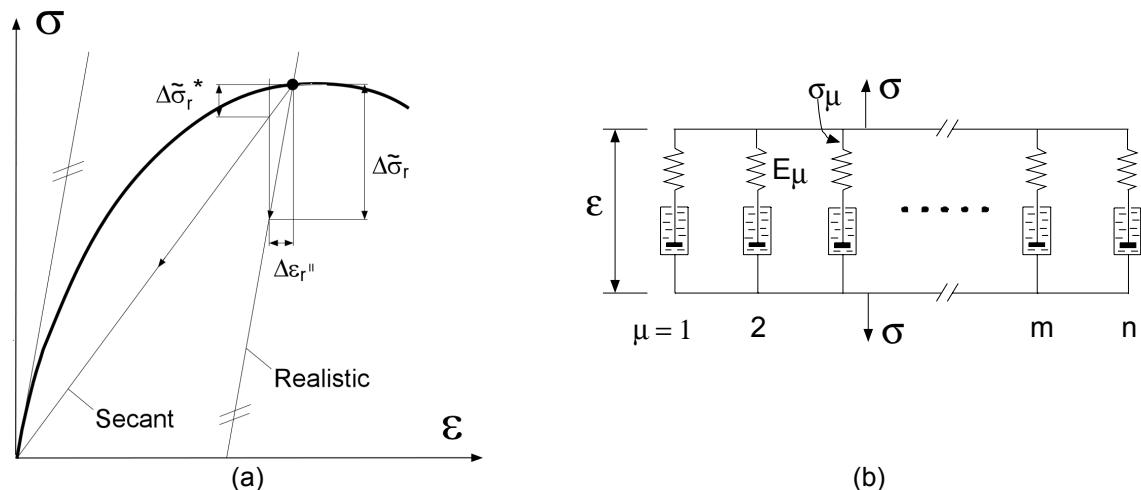


Bild 4.12 In MASA3 verwendete Modellierung von Beton für Be-, Ent- und Wiederbelastung (a); verallgemeinertes Maxwell-Modell (b); aus *Ožbolt/Hofmann/Eligehausen (2001)*.

4.2.2 Kalibrierung des Materialverhaltens des Kunststoffes

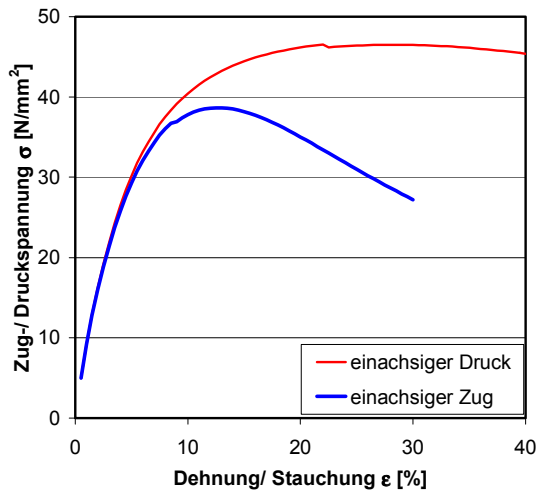
Für die Abbildung des Materialverhaltens von Kunststoff wird das Microplane-Modell verwendet. Durch spezielle Kalibrierungen des Spannungs-Dehnungsverhaltens kann das Microplane-Modell, das eigentlich zur Simulation quasi-spröder Materialien entwickelt wurde, an das reale Kunststoffverhalten im Zug- und Druckbereich angepasst werden.

Um das Verhalten von Kunststoffdübeln realitätsnah zu simulieren, muss berücksichtigt werden, dass sich der Kunststoff beim Eindrehen der Schraube in die Dübelhülse stark erwärmt. Dadurch werden die Materialeigenschaften des Kunststoffes wesentlich beeinflusst. Im Folgenden wird zuerst die Kalibrierung des Materialmodells bei 20°C (Grundmodell) und dann die Anpassung des Materialmodells an den Zustand beim Verspreizen beschrieben.

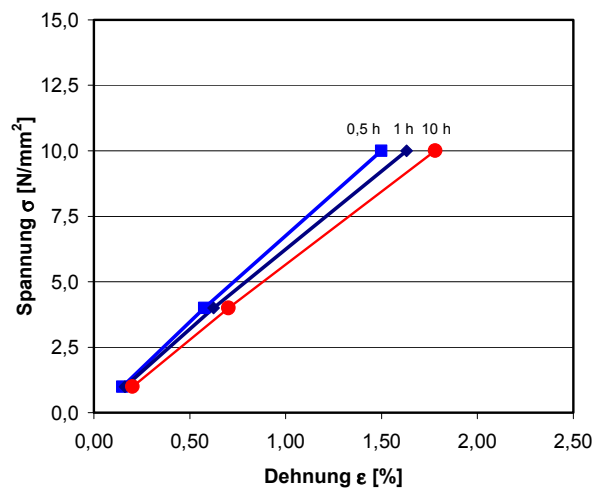
Die Kalibrierung des Materialmodells zur Simulation des Polyamids bei Raumtemperatur unter Zugbeanspruchung (Grundmodell) wurde anhand von Materialkennwerten aus der Campus[®]-Datenbank durchgeführt. Es wurden Spannungs-Dehnungsbeziehungen von Ultramid B3L[®], sowie Angaben zum Elastizitätsmodul und zur Zugfestigkeit verwendet. Die Spannungs-Dehnungsbeziehungen der Campus[®]-Datenbank beschränken sich auf den Dehnungsbereich bis maximal 4%. Weiterhin sind in der Datenbank keine Angaben zum Materialverhalten des Polyamids unter Druckbeanspruchung enthalten.

Die Anpassung der Microplane-Materialparameter erfolgte deshalb so, dass das einachsige Spannungs-Dehnungsverhalten des Polyamids unter Zugbeanspruchung im Dehnungsbereich bis 4% gut abgebildet wird. Weiterhin wurden die Eingabeparameter so angepasst, dass die Zugfestigkeit von Ultramid B3L[®] durch das FE-Materialmodell annähernd erreicht wird. Die Spannungs-Dehnungskurven des FE-Materialmodells wurden so angepasst, dass sich bei Druckbeanspruchung ein duktileres Verhalten ergibt, wobei ein Lastabfall erst bei großen Dehnungen (> 40%) erfolgt. Die Druckfestigkeit ist dabei etwa 1,2- bis 1,4-fach größer als die Zugfestigkeit. Die σ - ε -Kurven (Kurzzeitverhalten) des FE-Materialmodells bei 20°C sind in Bild 4.13 (links) dargestellt. Die zeitabhängigen Materialparameter des Grundmodells wurden anhand von isochronen Spannungs-Dehnungskurven aus der Campus[®]-Datenbank angepasst (Bild 4.13, rechts).

Einen Vergleich mit den der Kalibrierung zu Grunde liegenden Materialbeziehungen der Campus[®]-Datenbank zeigt Bild 4.14. Im linken Bild ist zu erkennen, dass das Spannungs-Dehnungsverhalten des Kunststoffes im einachsigen Zugversuch im Bereich bis 4% Dehnung gut durch das numerische Modell angenähert wird. Bei den isochronen Spannungs-Dehnungslinien (rechtes Bild) fällt auf, dass die Kurve der FE-Berechnungen nahezu linear verläuft, während die tatsächliche Kurve ein deutlich nichtlineares viskoelastisches Verhalten zeigt. Dies liegt an der Tatsache, dass sich in den Berechnungen das nichtlineare viskoelastische Verhalten des Gesamtsystems aus der Interaktion zwischen dem Schädigungsmodell und dem linear-viskoelastischen Maxwell-Modell ergibt. Durch die sehr duktilen Spannungs-Dehnungsbeziehungen des Kunststoffes treten jedoch nur geringe Schädigungen auf. Das reale nichtlineare zeitabhängige Verhalten des Kunststoffes ist für qualitative Aussagen ausreichend genau. Allerdings sind die in den Berechnungen aufgezeigten Tendenzen unabhängig von der Tatsache, ob mit einem nahezu linearen oder mit einem nichtlinearen viskoelastischen Modell gerechnet wird. Durch Verwendung eines nichtlinearen Modells würden sich lediglich die quantitativen Aussagen ändern.

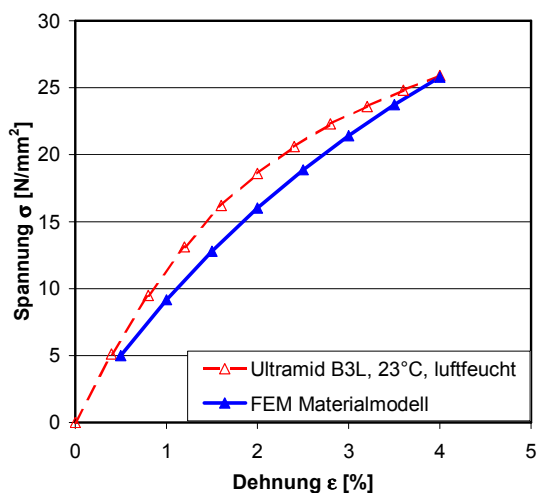


(a) Kurzzeitverhalten (Zug und Druck)

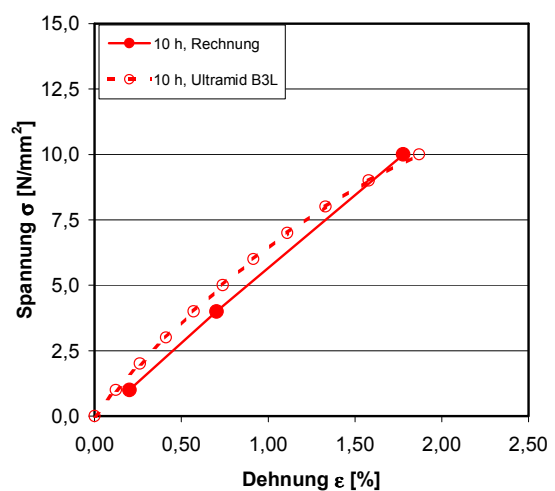


(b) Langzeitverhalten (isochron, Zug)

Bild 4.13 Spannungs-Dehnungskurven des FE-Materialmodells des Kunststoffes; (a) Kurzzeitverhalten bei Zug- und Druckbeanspruchung, (b) isochrone Spannungs-Dehnungskurven bei Zugbeanspruchung; Grundmodell bei 20°C.



(a) Kurzzeitverhalten



(b) Langzeitverhalten

Bild 4.14 Vergleich der Spannungs-Dehnungskurven des FE-Materialmodells mit Angaben aus der Campus®-Datenbank; (a) Kurzzeitverhalten bei Zugbeanspruchung, (b) isochrone Spannungs-Dehnungskurven bei Zugbeanspruchung; Grundmodell bei 20°C.

Die Materialparameter des verwendeten FE-Materialmodells bei 20°C (Grundmodell) und die Vergleichswerte der Campus®-Datenbank sind in Tabelle 4.1 zusammengefasst. In dem FE-Materialmodell werden Zugfestigkeit und Elastizitätsmodul sowie die Kriechneigung nach 1 h etwas überschätzt. Der Elastizitätsmodul des FE-Materialmodells beträgt 1.200 N/mm². Bei der Kalibrierung der zeitabhängigen Zugeigenschaften des Grundmodells wurde in der ersten Kalibrierung ein etwas zu großer Kriechfaktor ermittelt (creep factor 2,6). Dieser Faktor wurde in den Berechnungen zum Einfluss der Kunststoffdehnung (Abschnitt 4.2.4.1.1) und der Rippengeometrie verwendet (Abschnitt 4.2.4.1.2). In den anderen Berechnungen wurde mit einem realistischeren Kriechfaktor gerechnet (creep factor 1,2). Die isochronen Spannungs-Dehnungskurven aus Bild 4.13 (b) und Bild 4.14 (b) sind mit dem realitätsnahen Kriechfaktor berechnet.

		FE-Modell	Campus®-Datenbank
E-Modul (Zug)	[N/mm ²]	1.200	900
Zugfestigkeit	[N/mm ²]	39	35
Bruchdehnung	[%]	-	> 50%
Druckfestigkeit	[N/mm ²]	47	-
Querdehnzahl	[-]	0,35	-
Zug-Kriechmodul 1 h	[N/mm ²]	ca. 620	800

Tabelle 4.1 Vergleich der Materialparameter des verwendeten FE-Materialmodells des Polyamids mit Angaben aus der Campus®-Datenbank zu Ultramid B3L® (Konditionierung luftfeucht, T= 23°C).

Bei der Montage eines Kunststoffdübels wird der Kunststoff durch das rotierende Spreizelement (Schraubdübel) stark erwärmt. Deshalb müssen in den Berechnungen zwei unterschiedliche Materialmodell für den Kunststoff verwendet werden. Die Anpassung des Materialmodells an die erhöhten Temperaturen beim Verspreizen wurde anhand einer Berechnung mit dem FE-Modell einer realen Dübelgeometrie vorgenommen. Dabei wurden Ergebnisse aus Spaltkraftmessungen (vgl. Abschnitt 5.2) mit den FE-Rechnungen verglichen und der Elastizitätsmodul des FE-Materialmodells angepasst, bis der gemessene Spaltkraftwert direkt nach dem Verspreizen erreicht war. Die zeitabhängigen Parameter wurden anhand des gemessenen Spaltkraftwertes nach t= 10 Minuten kalibriert. Zur Simulation des Verspreizens bei Schraubdübeln beträgt der Elastizitätsmodul 700 N/mm² und der Kriechfaktor 0,9. Den Vergleich der Spannungs-Dehnungskurven des verwendeten FE-Materialmodells zur Berechnung des Verspreizens mit dem Grundmodell zeigt Bild 4.15 (a). Die isochronen σ - ϵ -Kurven mit beiden verwendeten Kriechfaktoren zeigt Bild 4.15 (b). Es ist zu erkennen, dass die zeitabhängigen Verformungen infolge des größeren Kriechfaktors deutlich größer sind (bis zu 50% bei t= 0,5 h) als die Verformungen bei Verwendung des kleineren Kriechfaktors.

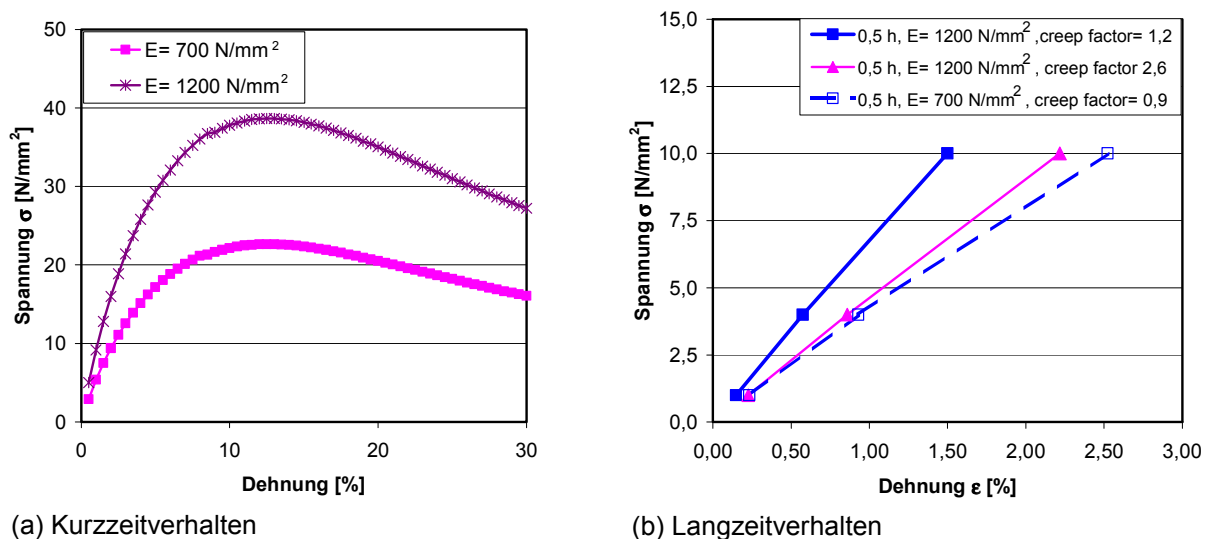


Bild 4.15 Vergleich der Spannungs-Dehnungskurven bei Zugbeanspruchung der beiden FE-Materialmodelle (Verspreizen: E= 700 N/mm² (creep factor 0,9), Grundmodell: E= 1.200 N/mm² (creep factor 1,2 und 2,6)). (a) Kurzzeitverhalten bei Zugbeanspruchung, (b) isochrone Spannungs-Dehnungskurven bei Zugbeanspruchung

In Realität besteht zwischen der Kunststoffhülse und dem Beton nach dem Verspreizen ein Kontakt, der in MASA nur über Knoten modelliert werden kann, die fest miteinander verbunden sind. Daher muss zwischen Kunststoff und Beton eine Kontaktschicht modelliert werden. Die Kontaktschicht wurde so kalibriert, dass Druckspannungen vollständig, Zugspannungen nur teilweise übertragen werden können.

4.2.3 Prinzipielles Vorgehen bei den Berechnungen

Die Ergebnisse der numerischen Studien wurden den Berichten *Pregartner/Eligehausen/Ožbolt (2002/1)*, *Pregartner/Eligehausen/Ožbolt (2002/2)*, *Pregartner/Eligehausen/Ožbolt (2002/3)* und *Pregartner/Eligehausen/Ožbolt (2002/4)* entnommen. Die in dieser Arbeit ausgewerteten Spaltkraftwerte der FE-Rechnungen sind im Anhang A 1 tabellarisch zusammengefasst.

Die verwendeten 3-dimensionalen Dübelsegmente sind 5 mm hoch und bilden reale oder fiktive Dübelgeometrien ab. Die Dübelsegmente sind zur Reduzierung der Elementanzahl in der Regel nur zu einem Viertel modelliert, da bei den meisten Dübelgeometrien näherungsweise eine Symmetrie vorliegt. Die Dübelsegmente sind in einen Betonzylinder eingebettet und über Kontaktelemente mit dem Zylinder verbunden. Bild 4.16 zeigt beispielhaft Projektionen des Modells eines Dübelabschnitts (Ansicht und Draufsicht) mit einem Schlitz, der in Realität parallel zur z-Achse verläuft. Im Modell wurde er näherungsweise radial verlaufend modelliert.

Die Berechnungen wurden in zwei Schritten durchgeführt. Im ersten Schritt wurde an der Innenseite des Kunststoffes mittels einer Kontaktschicht eine radiale Verschiebung schrittweise aufgebracht. Diese Verschiebung simuliert das Eintreiben des Spreizelementes. Der erste Teil der Berechnung wurde in der Regel mit dem Kunststoffmaterialmodell zum Verspreizen (Erwärmung des Kunststoffes beim Einschrauben des Spreizelementes; $E = 700 \text{ N/mm}^2$) durchgeführt. Durch die aufgebrachte radiale Verschiebung wird die Innenkontur des Kunststoffes auf den Schraubendurchmesser aufgeweitet. Der zweite Berechnungsschritt simuliert die Rissöffnung durch Bewegung des Betonzylinders um den halben Betrag der zu untersuchenden Rissbreite. Für diesen Berechnungsschritt wurde das Grundmodell des Kunststoffes ($E = 1200 \text{ N/mm}^2$) verwendet, da davon auszugehen ist, dass der Kunststoff bei Rissöffnung abgekühlt ist. Weiterhin sind die Auflagerbedingungen bei der Rissöffnung verändert. Die Auflagerdefinitionen der beiden Berechnungsschritte sind in Bild 4.16 dargestellt. In Bild 4.17 sind die unterschiedlichen Belastungen der beiden Berechnungsschritte abgebildet.

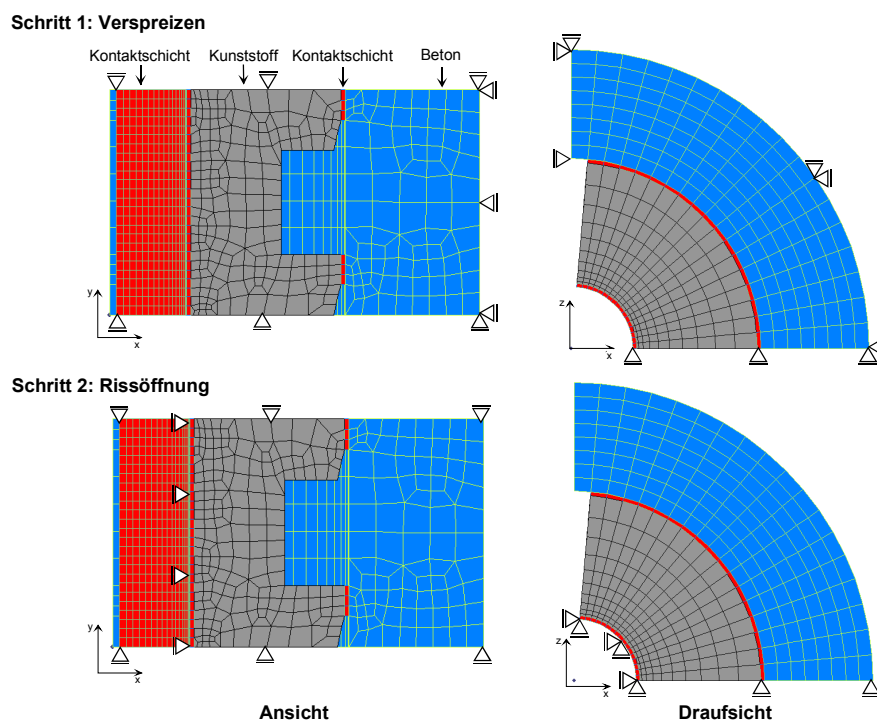


Bild 4.16 Schematische Darstellung des Modells eines Dübels mit Auflagerdefinitionen vor und bei der Rissöffnung.

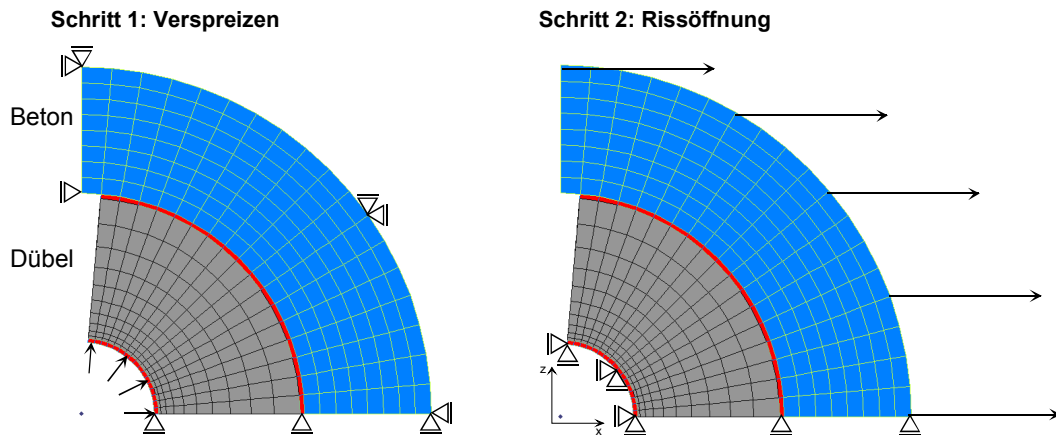


Bild 4.17 Schematische Darstellung des Modells eines Dübels mit Belastung in den beiden Berechnungsschritten.

4.2.3.1 Untersuchte Dübelgeometrien

Die untersuchten realen drei Dübelgeometrien der Dübelsegmente mit 10 mm Nenndurchmesser (Typ 1, Typ 2 und Typ 4) sind in Bild 4.18 dargestellt. Die Geometrie des Nageldübels Typ 15 weist einen Nenndurchmesser von 8 mm auf. Die modellierten Dübelgeometrien basieren auf der Annahme, dass sich die Hülse beim Eintreiben des Spreizelementes an den Betonzylinder anlegt. Der Innendurchmesser des Betonzylinders beträgt in der Regel 10,30 mm bzw. 8,30 mm (mittleres Bohrereckmaß). In die Modelle sind Vereinfachungen der Geometrien eingearbeitet, um dadurch Symmetrien zu erzeugen und die Elementanzahl zu vermindern. Bei Dübeln mit zwei Spreizlappen ist der Schlitz vereinfachend parallel zur Symmetrieebene modelliert. Die einzelnen Dübelgeometrien unterscheiden sich maßgeblich in der Dicke der Kunststoffhülse, der Form der Rippen, der Kontaktfläche, der Form der Innenkontur und dem Verlauf des Schlitzes. Das Modell des Dübels Typ 1 hat eine rechteckige Innenkontur und vergleichsweise kleine Rippen. Der Schlitz verläuft nicht durch eine Symmetrieebene. Das Modell des Typs 2 weist eine große und tiefe Kerbe zwischen den Rippen auf. Der Kunststoff ist dicker als bei den anderen Modellen. Das Modell des Typs 4 hat eine keilförmige und flache Kerbe zwischen den Rippen. Die Kontaktfläche des Typs 4 ist daher größer als die der anderen Geometrien. Die Kerbe zwischen den Rippen des Nageldübels Typ 15 ist durch eine Kunststoffwand am Schlitz unterbrochen. Die Schlitzes der Modelle der Dübel Typ 2, Typ 4 und Typ 15 verlaufen alle in der Symmetrieebene. Sie sind jedoch unterschiedlich breit.

Der Einfluss des Dübeldurchmessers, des Bohrereckmaßes, der Spreizrichtung, der Belastungsgeschichte, des bewegten Risses und des Feuchtigkeitseinflusses wird an modifizierten Geometrien des Dübels Typ 2 aufgezeigt. Der Einfluss der Kunststoffestauchung auf den Verlauf der Spaltkräfte wird an der Geometrie des Dübels Typ 4 und an den fiktiven Dübelgeometrien untersucht, da Dübel Typ 4 durch die Rissöffnung die stärkste Abnahme der Spaltkraft aufweist.

Bild 4.19 zeigt FE-Modelle von fiktiven Dübelgeometrien. Die Modelle basieren auf den radialen Abmessungen des Modells des Dübels Typ 4. Durch einen modularen Aufbau variiert bei den Modellen die Kontaktfläche zwischen Kunststoff und Beton und die Anordnung des Schlitzes. In den Modellen 1 bis 3 wurde der Einfluss bzw. die Anordnung von Schlitzes untersucht. Das Modell 1 weist keinen Schlitz auf, während die Modelle 2 und 3 jeweils einen bzw. zwei Schlitzes haben. In den Modellen 4, 5 und 7 wurde basierend auf den Maßen des Modells 2 die Anordnung und die Größe der Rippen variiert. Die beiden Modelle 6 und 8 bilden den Einfluss der Kerbtiefe zwischen den Rippen ab und basieren auf den Rippengeometrien der Modelle 4 bzw. 7.

Weitere Details zu den Abmessungen der FE-Modelle sind den oben genannten Forschungsberichten zu entnehmen.

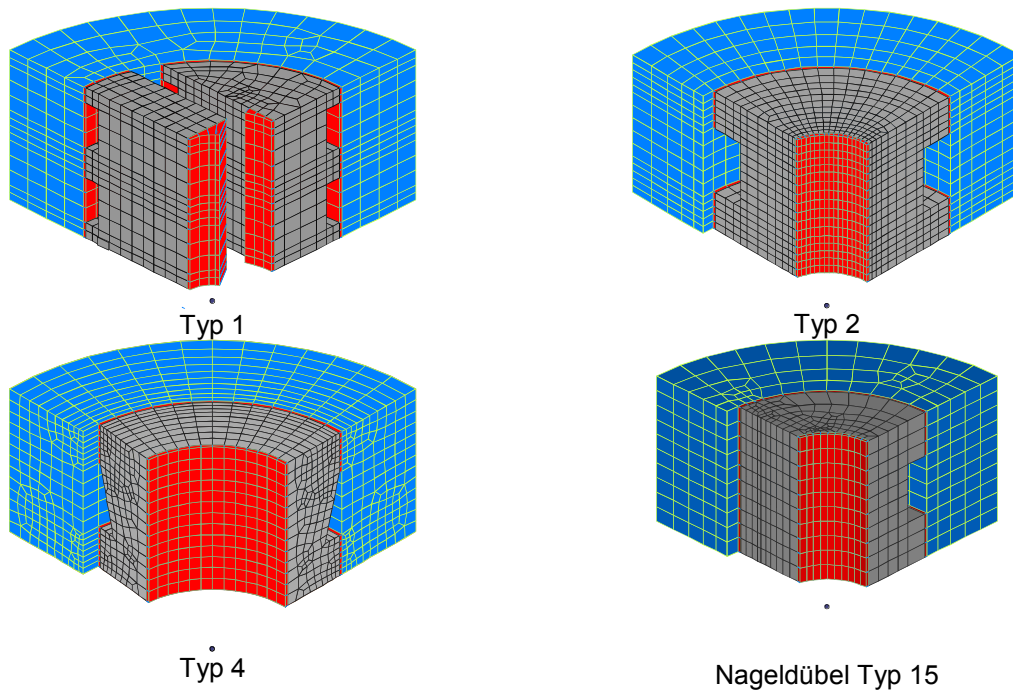


Bild 4.18 Untersuchte reale Dübelgeometrien der Schraubdübel mit 10 mm und des Nageldübel mit 8 mm Nenndurchmesser.

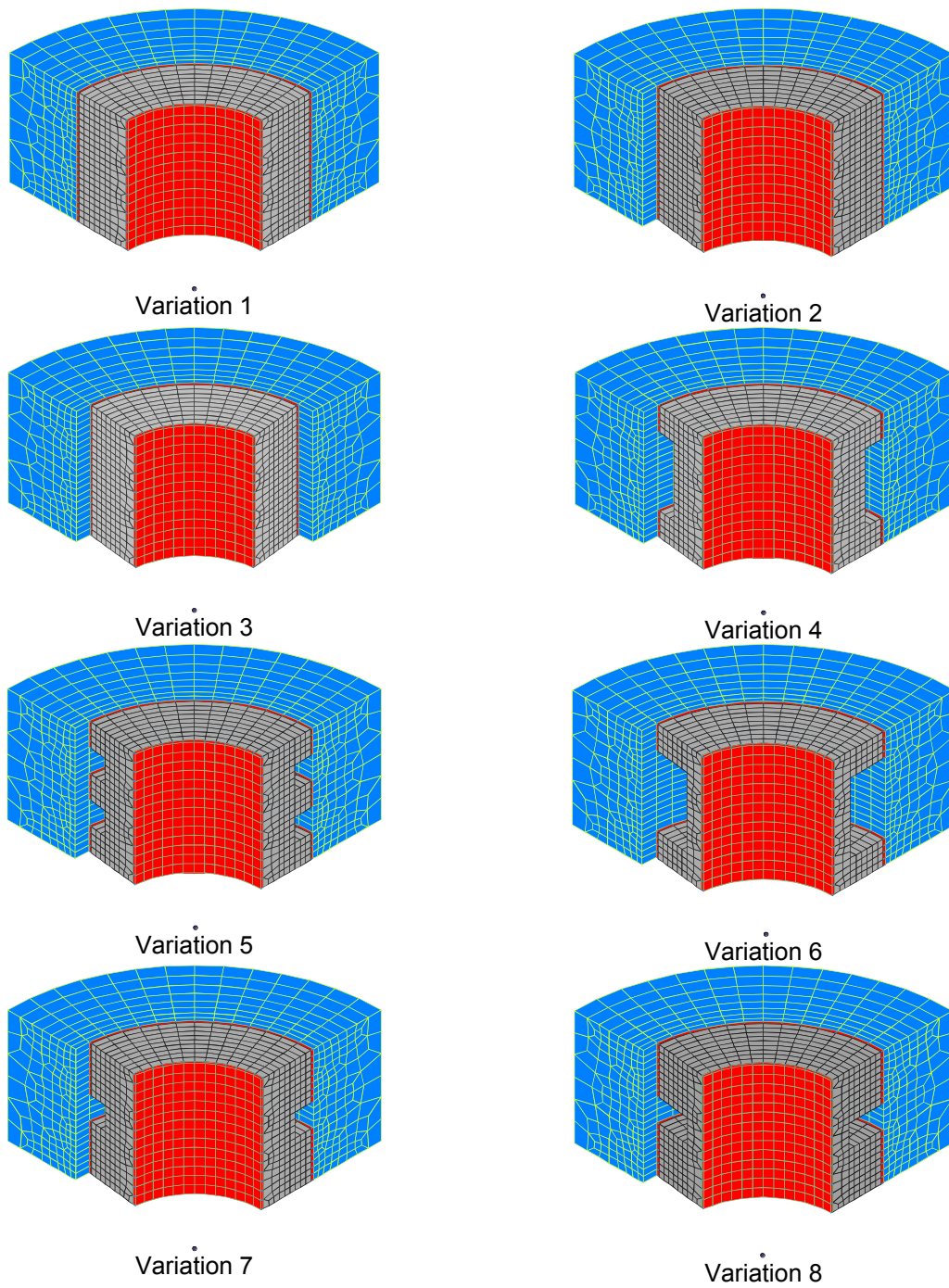


Bild 4.19 Untersuchte fiktive Dübelgeometrien der Dübel mit 10 mm Nenndurchmesser.

4.2.3.2 Bestimmung der Spaltkräfte und Umrechnung in Spreizkräfte

Während der Berechnungen werden die Spaltkräfte in Haupt- und Nebenspreizrichtung durch Aufsummieren der Kräfte in den jeweiligen Koordinatenrichtungen an der Innenseite des Kunststoffes ausgewertet. Die Spaltkraft des Gesamtsystems kann schließlich unter Beachtung der Symmetriebedingungen berechnet werden.

Kunststoffdübel versagen bei zentrischer Zugbelastung in der Regel durch Herausziehen. Die Herausziehlast von Kunststoffdübeln kann näherungsweise daher nach dem Coulomb'schen Reibgesetz berechnet werden.

Die Reibkraft setzt sich aus dem Produkt aus Reibkoeffizient und Normalkraft zusammen (Gleichung (4.7) bzw. (4.8)). Um den Reibkoeffizienten zwischen Dübelhülse und Beton an realen Dübelgeometrien zu berechnen, wird daher die Spreizkraft des Dübels benötigt. Die Umrechnung zwischen der Spaltkraft aus den FE-Rechnungen (oder aus Messungen) und der Spreizkraft zur Bestimmung des Reibkoeffizienten bzw. zur Darstellung des Gesamtverhaltens der Hülsegeometrie ist in Mayer (1991) bzw. Faoro (1985) für eine gleichmäßige Spaltdruckverteilung entlang des Umfangs dargestellt (Bild 4.20). Die Herleitung der Formel kann entweder durch Integration oder anschaulich aus den in Bild 4.20 rechts dargestellten Projektionen durchgeführt werden (Gleichung (4.11)). Der Umrechnungsfaktor zwischen Spaltkraft und Spreizkraft hat den Wert π . Die Annahme einer gleichmäßigen Spreizkraftverteilung entlang des Umfangs ist für Kunststoffdübel in der Regel nicht zutreffend, da die Hülsegeometrien nicht rotationssymmetrisch sind (Bild 4.21). Die Umrechnung zwischen Spalt- und Spreizkraft wird daher in den Gleichungen (4.12) bis (4.17) in Abhängigkeit des Verhältnisses der Spaltkraft in Haupt- und Nebenspreizrichtung hergeleitet. Die Herleitung wurde für eine Spreizkraftverteilung im gerissenen Beton durchgeführt, bei der der Spreizdruck in Nebenrichtung größer ist als in Hauptrichtung. In den Auswertungen der FE-Rechnungen wird in der Regel die Spreizkraft dargestellt, da diese das Gesamtverhalten der Dübelhülse besser charakterisiert als die getrennte Darstellung der Spaltkräfte in Haupt- und Nebenspreizrichtung.

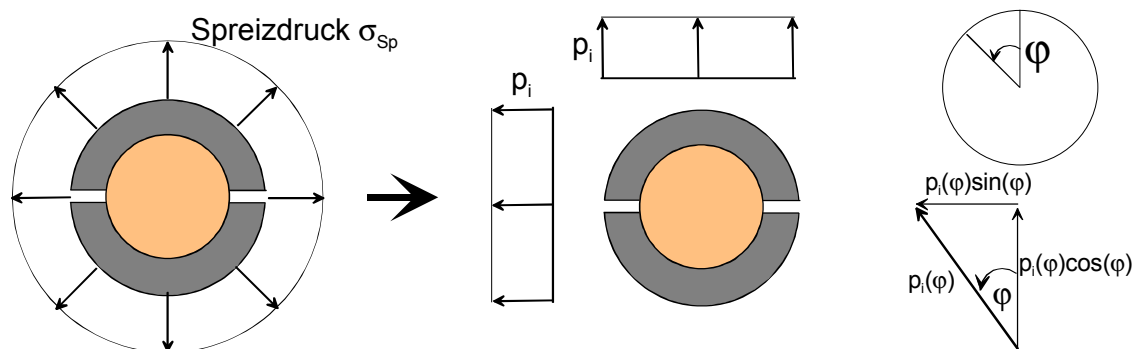


Bild 4.20 Gleichmäßige Spreizkraftverteilung entlang des Umfangs bzw. gleiche Spaltkraft in Haupt- und Nebenspreizrichtung und Definition des Winkels φ .

$$\left. \begin{aligned} Sp_a &= 2 \cdot \int_0^{\pi/2} p_i \cdot \cos(\varphi) \cdot r \cdot d\varphi = 2 \cdot p_i \cdot r \cdot \sin(\varphi) \Big|_0^{\pi/2} = 2 \cdot r \cdot p_i \\ Sp &= \int_0^{2\pi} p_i \cdot r \cdot d\varphi = 2 \cdot \pi \cdot r \cdot p_i \end{aligned} \right\} \Rightarrow Sp_a = \frac{Sp}{\pi} \quad (4.11)$$

mit Sp_a: Spaltkraft
 p_i: Spreizdruck entspricht σ_{Sp}
 φ : Winkelkoordinate
 r: Radius
 Sp: Spreizkraft

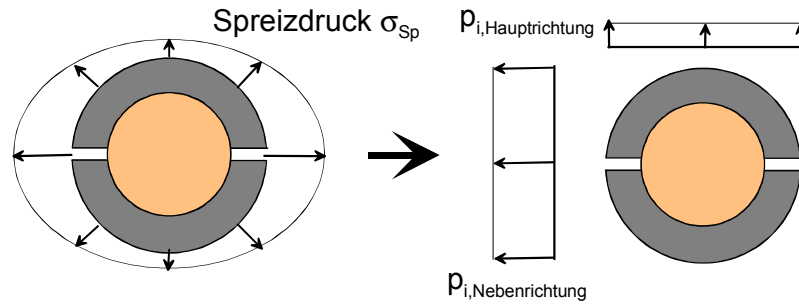


Bild 4.21 Ungleichmäßige Spreizdruckverteilung entlang des Umfangs bzw. ungleiche Spaltkraft in Haupt- und Nebenpreisrichtung in gerissenem Beton.

$$p_{i,\text{Hauptrichtung}} = p_0 \quad \Rightarrow \quad p_i(\varphi) = p_0 + \Delta p \cdot \sin(\varphi); \varphi \in \left\{0; \frac{\pi}{2}\right\} \quad (4.12)$$

$$p_{i,\text{Nebenrichtung}} = p_0 + \Delta p$$

$$Sp_{a,\text{Hauptrichtung}} = 2 \cdot r \cdot p_0 \quad (4.13)$$

$$Sp = 4 \cdot \int_0^{\pi/2} p_i(\varphi) \cdot r \cdot d\varphi \Rightarrow Sp = 2 \cdot r \cdot (\pi \cdot p_0 + 2 \cdot \Delta p) \quad (4.14)$$

$$\frac{Sp_{a,\text{Hauptrichtung}}}{Sp} = \frac{p_0}{\pi \cdot p_0 + 2 \cdot \Delta p} \quad (4.15)$$

$$\Delta p = p_{i,\text{Nebenrichtung}} - p_{i,\text{Hauptrichtung}} \quad (4.16)$$

$$\frac{Sp_{a,\text{Hauptrichtung}}}{Sp} = \frac{1}{\pi + 2 \cdot \left(\frac{p_{i,\text{Nebenrichtung}}}{p_{i,\text{Hauptrichtung}}} - 1\right)} \quad (4.17)$$

- mit Spa: Spaltkraft
 p_i : Innendruck (Index Haupt- und Nebenrichtung)
 φ : Winkelkoordinate
 r : Radius
 Sp : Spreizkraft

4.2.4 Ergebnisse der 3D-FEM-Studien an Dübelabschnitten

In den folgenden Abschnitten werden die Ergebnisse der numerischen Simulationen an Dübelabschnitten beschrieben. Dabei ist in der Regel bei den Simulationen die Spreizkraft über einen Zeitabschnitt von $t = 20$ Minuten dargestellt, wobei die ersten 10 Minuten die Verspreizung und das Verhalten im ungerissenen Beton abbilden, während im Zeitraum zwischen 10 Minuten und 20 Minuten die Rissöffnung und der Spreizkraftverlauf im gerissenen Beton aufgezeigt werden. Da in jeder Rechnung der Spreizkraftverlauf sowohl im gerissenen als auch im ungerissenen Beton untersucht wird, werden im Folgenden die Ergebnisse nicht nach ungerissenem und gerissenem Beton getrennt diskutiert. Es erfolgt immer eine Darstellung der Spalt- bzw. Spreizkräfte für beide Fälle. In den numerischen Studien wurden in der Regel die Rissbreiten 0,2 mm und 0,4 mm simuliert, da diese Rissbreiten bei der Prüfung von Kunststoffdübeln in Beton oft untersucht werden.

4.2.4.1 Studie an fiktiven Geometrien

4.2.4.1.1 Einfluss der radialen Kunststoffdehnung

Bei den Studien zum Einfluss der radialen Kunststoffdehnung auf den Spaltkraftverlauf wurde hauptsächlich das Modell des Dübels Typ 4 verwendet und die aufgebrachte radiale Anfangsverformung l_0 des Kunststoffes systematisch variiert. In allen Berechnungen wurde nach einer Relaxationszeit von $t = 10$ Minuten der Riss ($w = 0,2$ mm bis $w = 0,4$ mm) geöffnet und die Rissbreite 10 Minuten konstant gehalten. Weitere Untersuchungen zum Einfluss der radialen Dehnung wurden mit den fiktiven Dübelgeometrien durchgeführt.

Das verwendete Finite-Element-Netz des Dübels Typ 4 mit den berechneten Hauptdruckspannungen für die geringste aufgebrachte Anfangsverformung $l_0 = 0,1975$ mm und die größte aufgebrachte Anfangsverformung $l_0 = 1,185$ mm sind in Bild 4.22 links bzw. rechts dargestellt. Das Bild zeigt die berechneten Hauptdruckspannungen nach dem Verspreizen und nach der Rissöffnung in Abhängigkeit von der Zeit. Es sind nur die Elemente der Kunststoffhülse dargestellt, während der Betonzylinder grau ohne Elemente und Knoten dargestellt ist. In beiden Modellen erreichen die Hauptdruckspannungen direkt nach dem Verspreizen das Maximum (Zeitpunkt $t = 0$ Minuten). Es ergibt sich ein nahezu rotationssymmetrischer Spannungszustand, so dass nur der Randbereich durch den Schlitz gestört ist. Die Hauptdruckspannungen sind im Modell mit der größeren Anfangsverformung größer als im Modell mit der kleineren Anfangsverformung. Im Bereich der Kerbe sind die Hauptdruckspannungen wesentlich geringer als im Bereich der Rippen, da an den Rippen die Kraft zwischen Hülse und Beton übertragen wird. Während der Relaxationszeit bis $t = 10$ Minuten nehmen die Hauptdruckspannungen bei konstanter Dehnung im Bereich der Rippen stark ab. Durch die Rissöffnung ($w = 0,4$ mm) werden die Hauptdruckspannungen in Richtung der Rissöffnung sehr stark reduziert (Zeitpunkt $t = 10$ Minuten). Die Richtung der Rissbewegung ist mit einem Pfeil markiert. In Nebenrichtung bleiben auch nach der Rissöffnung geringe Druckspannungen erhalten. Bei der Berechnung mit der geringeren radialen Kunststoffdehnung ergeben sich nach der Rissöffnung wesentlich größere Bereiche mit Hauptdruckspannungen nahe Null als bei der Berechnung mit der größeren radialen Dehnung. Mit zunehmender Zeit steigen die Hauptdruckspannungen nach der Rissöffnung in beiden Modellen wieder deutlich an.

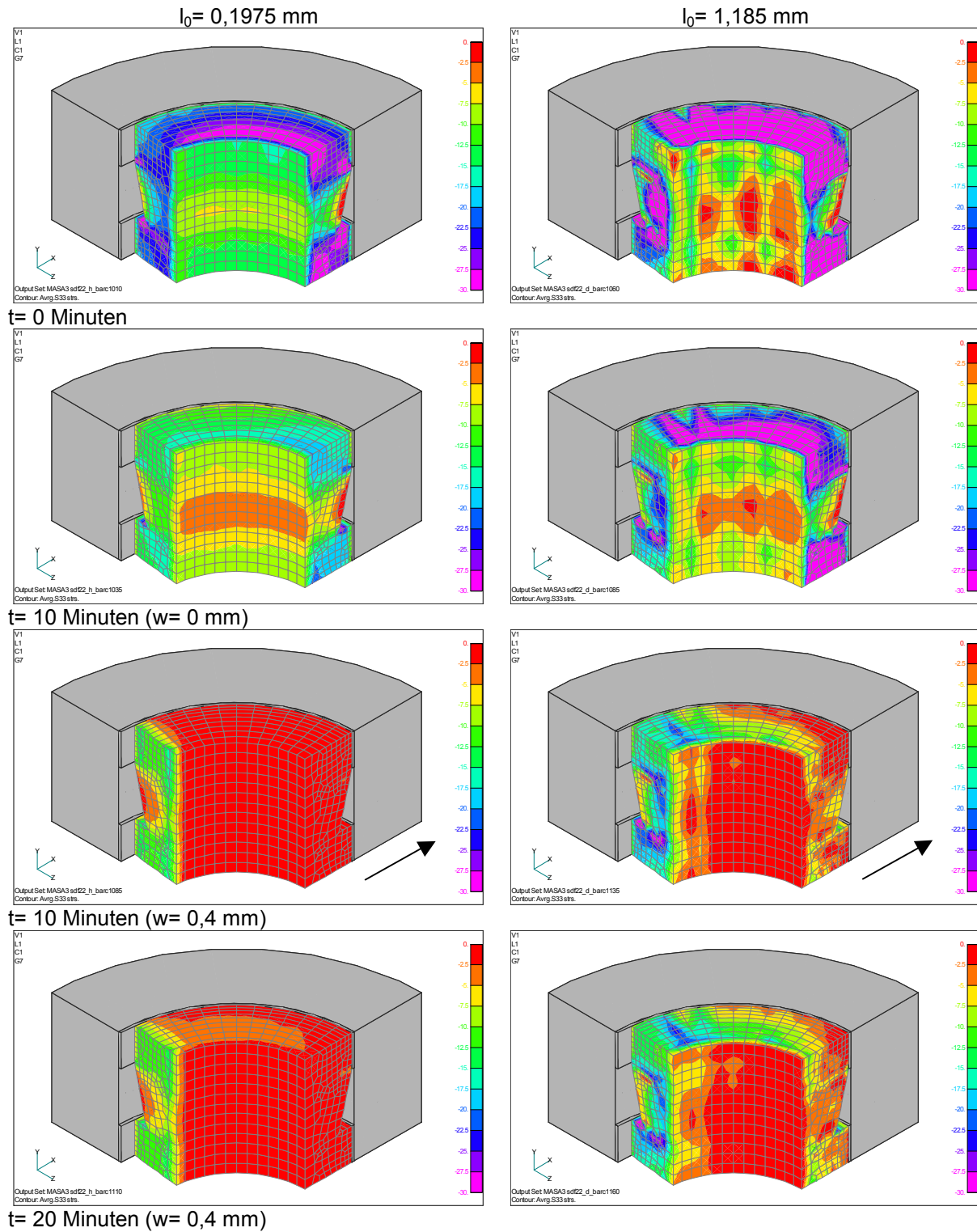


Bild 4.22 Einfluss der aufgetragenen Kunststoffdehnung und der Zeit auf die Hauptdruckspannungen, Modell Dübel Typ 4, Rissbreite $w = 0,4 \text{ mm}$; Pfeil gibt Richtung der Rissöffnung an.

Bild 4.23 zeigt den Spaltkraftverlauf in Haupt- und Nebenspreizrichtung der Berechnungen mit der geringsten und der größten betrachteten Anfangsverformung von $l_0 = 0,1975$ mm bzw. $l_0 = 1,185$ mm. Zusätzlich sind die Bezeichnungen der im Folgenden ausgewerteten Spaltkräfte eingetragen. Die Bezeichnungen der Spreizkräfte haben die gleichen Indizes. Beim Aufbringen der radialen Dehnung steigt die Spaltkraft zum Zeitpunkt $t = 0$ Minuten auf den maximalen Wert (Spa_{max}) an. Die Spaltkraft ist in Hauptpreizrichtung größer als in Nebenspreizrichtung, da in Nebenspreizrichtung der Schlitz die Kontaktfläche zwischen Beton und Kunststoff reduziert. Die Spaltkraft der Berechnung mit der größeren Anfangsverformung ist in Haupt- und Nebenspreizrichtung größer als die Spaltkraft der anderen Rechnung. Im Zeitintervall zwischen $t = 0$ Minuten und $t = 10$ Minuten ist die Dehnung konstant. Die Spaltkraftkurven fallen infolge der Relaxation des Kunststoffes stark ab. Nach $t = 10$ Minuten wird die Rissöffnung durch die Bewegung des Betonzylinders ($w = 0,4$ mm) simuliert. Die Spaltkraft fällt infolge der Rissöffnung in Hauptpreizrichtung (Richtung der Rissbewegung) stark ab. Nach der Rissöffnung ist in beiden Berechnungen die Spaltkraft in Nebenspreizrichtung größer als in Hauptpreizrichtung, wobei die Spaltkraftkurven direkt nach der Rissöffnung ein Minimum aufweisen (Spa_{min}). Der minimale Spaltkraftwert liegt bei der Berechnung mit der kleineren radialen Dehnung nahe Null, da der Betrag der Rissbreite größer ist als die aufgebraachte Anfangsverformung. Durch die Kontaktschicht werden geringe Zugkräfte übertragen, was die Konvergenzeigenschaften des Gesamtsystems verbessert. Daher ergeben sich in den Berechnungen teilweise kleine negative Spaltkraftwerte. Die Spaltkraft steigt bei konstanter Rissbreite mit zunehmender Zeit jedoch wieder an. Der Anstieg der Spaltkraft nach der Rissöffnung ist auf das viskoelastische Verformungsverhalten des Kunststoffes zurückzuführen. Der Kunststoff verformt sich zeitverzögert. Nur die spontan elastischen Verformungsanteile können die Rissbewegung sofort ausgleichen, während die zeitverzögert elastischen Dehnungsanteile erst bei konstanter Rissbreite die Spaltkraft beeinflussen. Aus diesem Grund fällt die Spaltkraft infolge der Rissöffnung sehr stark ab. Durch Umlagerung der Molekülketten passt sich der Kunststoff zeitverzögert dem neuen Dehnungszustand an. Die Spaltkraft steigt deshalb nach der Rissöffnung wieder an.

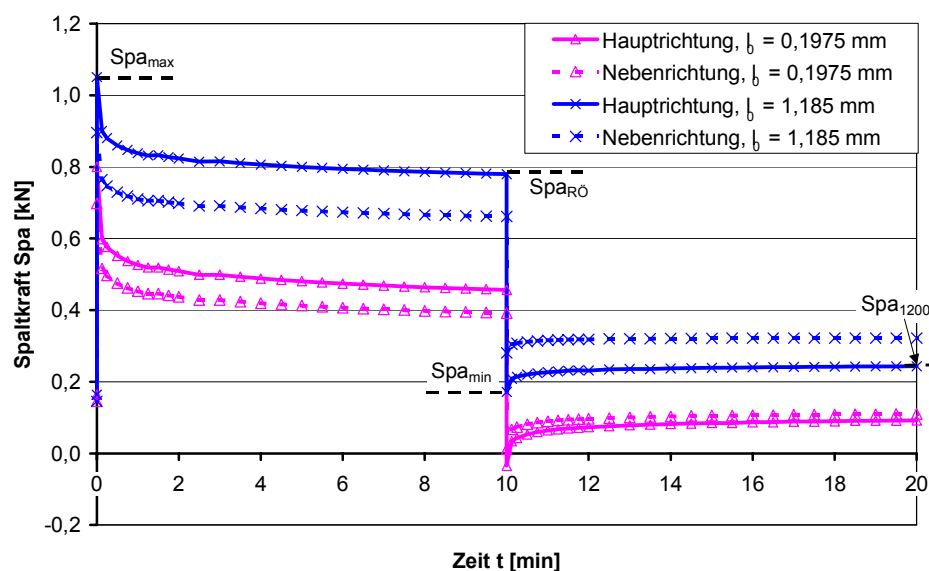


Bild 4.23 Verlauf der Spaltkräfte in Haupt- und Nebenspreizrichtung bei einer aufgebraachten Anfangsverformung von $l_0 = 0,1975$ mm bzw. $l_0 = 1,185$ mm, Simulation am Modell des Dübels Typ 4, $w = 0,4$ mm.

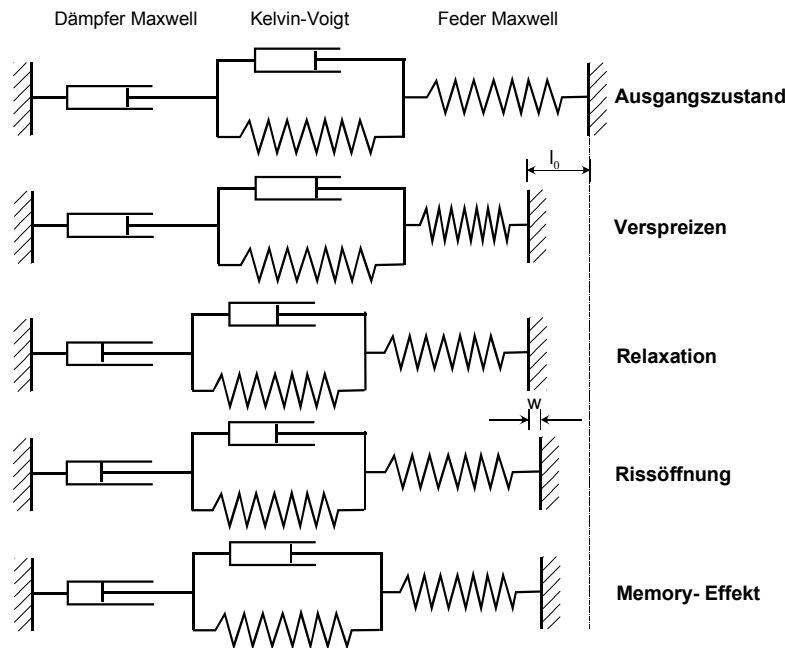


Bild 4.24 Verdeutlichung der Belastungsgeschichte eines Kunststoffdübels mit Hilfe eines rheologischen 4-Parameter-Modells.

Der prinzipielle Verlauf der Spaltkraft eines Kunststoffdübels kann an einem rheologischen Modell veranschaulicht werden. Bild 4.24 zeigt die Belastungsgeschichte eines Kunststoffdübels am 4-Parameter-Modell. Beim Verspreizen eines Kunststoffdübels wird dem Kunststoff eine radiale Anfangsverformung l_0 aufgeprägt. Näherungsweise erfolgt diese Verformung ohne Zeiteinfluss. Daher wird infolge der Anfangsverformung nur die einzelne Feder des Maxwell-Modells gestaucht. In der folgenden Relaxationszeit wird die Dehnung des Gesamtsystems konstant gehalten. Die Feder entspannt sich zeitverzögert und staucht dabei den einzelnen Dämpfer des Maxwell-Elements und das Kelvin-Voigt-Modell. Die Kraft im Gesamtsystem wird dadurch insgesamt reduziert. Dieser Vorgang dauert theoretisch so lange an, bis die Kraft der einzelnen Feder im Gleichgewicht mit den Kräften der anderen Elemente steht. Infolge der Rissöffnung wird die Dehnung im Gesamtsystem um das Maß der Rissbreite w reduziert. Die Rissbewegung erfolgt wiederum näherungsweise ohne Zeiteinfluss. Durch die Rissöffnung wird die Kraft in der Feder des Maxwell-Modells reduziert, während die restlichen Elemente aufgrund ihres viskosen Verhaltens der schnellen Rissbewegung nicht folgen können. Durch das Kelvin-Voigt-Element in der Kette hat das Gesamtsystem jedoch Energie gespeichert, die es im weiteren Verlauf bei konstanter Rissbreite an das Gesamtsystem abgibt. Hierbei entlädt die gespannte Feder des Kelvin-Voigt-Modells den Dämpfer zeitverzögert. Dadurch wird die einzelne Feder des Maxwell-Modells wieder stärker belastet. Die Kraft im Gesamtsystem steigt zeitverzögert an. Dieser Anstieg der Spreizkraft nach der Rissöffnung wird als „Memory-Effekt“ bezeichnet.

Die Belastungsgeschichte des Kunststoffes beim Verspreizen eines Dübels und anschließender Rissöffnung kann in einzelne Dehnungsverläufe zerlegt werden. Beim Verspreizen wird eine konstante Druckdehnung (Stauchung) aufgebracht (Zeitpunkt t_0). Die Rissöffnung entspricht einer Reduktion der Stauchung bzw. im Sinne eines Superpositionsprinzips der Aufbringung einer Zugdehnung zum Zeitpunkt t_1 . Die Belastungsgeschichte der Kunststoffhülse in radialer Richtung im ungerissenen und gerissenen Beton kann daher in die in Bild 4.25 (links) dargestellten Dehnungsverläufe zerlegt werden. In diesem Bild sind die Dehnungsverläufe für zwei unterschiedlich große Anfangsdehnungen dargestellt. Mit Hilfe des Boltzmann'schen Superpositionsprinzips (vgl. Abschnitt 2.4.1) kann durch diese Zerlegung der Dehnungsgeschichte der Spannungs- bzw. Spaltkraftverlauf eines Kunststoffdübels berechnet werden. Das Superpositionsprinzip gilt streng genommen nur für den Bereich der linearen Viskoelastizität, der bei den großen radialen Dehnungen des Kunststoffes bei Kunststoffdübeln deutlich überschritten ist. Es kann jedoch angewendet werden, um das

prinzipielle Verhalten des Kunststoffes zu veranschaulichen. Die qualitativen Verläufe der den Dehnungen entsprechenden Spannungen sind in Bild 4.25 (rechts) dargestellt. Dabei entspricht eine große radiale Stauchung des Kunststoffes einer größeren Spannung und einer größeren Spannungsabnahme infolge Relaxation. Der Spannungsverlauf infolge der Rissöffnung (Zugspannung) ist für beide Fälle gleich, da die Rissbreite konstant gewählt wird.

Bild 4.26 zeigt qualitativ die Superposition der beiden Dehnungsverläufe (links) und der Spannungsverläufe (rechts) für den Fall einer großen bzw. einer kleinen Anfangsverformung. Der dargestellte Verlauf der Spannungen entspricht qualitativ den Spaltkraftverläufen aus den numerischen Simulationen. Das System mit der großen Anfangsverformung nach der Rissöffnung weist im Vergleich zum System mit der geringeren Anfangsverformung große Spannungen auf. Beim System mit der großen Anfangsverformung entspricht die konstante Rissöffnung einem kleineren prozentualen Verlust an Dehnung und Spannung als beim System mit der geringeren Anfangsverformung. Aus der Überlagerung der Spannungsverläufe ist auch zu erkennen, dass der Spaltkraftanstieg nach der Rissöffnung zeitlich begrenzt sein muss, weil beide Relaxationskurven (Druck infolge Anfangsverformung und Zug infolge Rissöffnung) einem Grenzwert zustreben. Da die Spannungsabnahme infolge der Stauchung des Kunststoffes größer ist als die Abnahme der Zugspannung infolge der Rissöffnung, muss die Spaltkraftkurve des Gesamtsystems nach der Rissöffnung zunächst ein Minimum, nach einer gewissen Zeit ein Maximum aufweisen. Dies bedeutet, dass der Anstieg der Spannung nach der Rissöffnung zu einem bestimmten Zeitpunkt wieder in eine Relaxationsphase übergehen muss. Auch bei dieser Relaxation strebt die Spannung einem konstanten Gleichgewichtswert zu. Der Anstieg der Spaltkraftkurve nach der Rissöffnung hängt von der aufgebrauchten Anfangsstauchung ab. Bei Systemen mit größerer Dehnung im Ausgangszustand ist der Anstieg der Spaltkraftkurve nach der Rissöffnung geringer als bei Systemen mit geringerer Anfangsstauchung. Dies ergibt sich aus der Überlagerung der Spannungskurven.

Das Boltzmann'sche Superpositionsprinzip kann auch auf den Einfluss der Rissbreite angewendet werden (Bild 4.26). Dabei geht man entsprechend von einer konstanten Stauchung infolge des Eintreibens des Spreizelementes aus. Anstelle der konstanten Zugdehnung infolge Rissöffnung ist die Größe der Zugdehnung (entspricht der Rissbreite) variabel. Eine größere Rissbreite entspricht dabei einer größeren Zugdehnung und entsprechend einer größeren Spannung. Aus der Superposition der Spannungen folgt, dass die Spreizkraft mit zunehmender Rissbreite stärker abfällt, weil eine größere Zugdehnung eine größere Spannung bewirkt. Da aber eine größere Zugdehnung auch eine größere Abnahme der Spannung infolge Relaxation bewirkt, muss der Anstieg der Spreizkraft bei der größeren Rissbreite ausgeprägter sein.

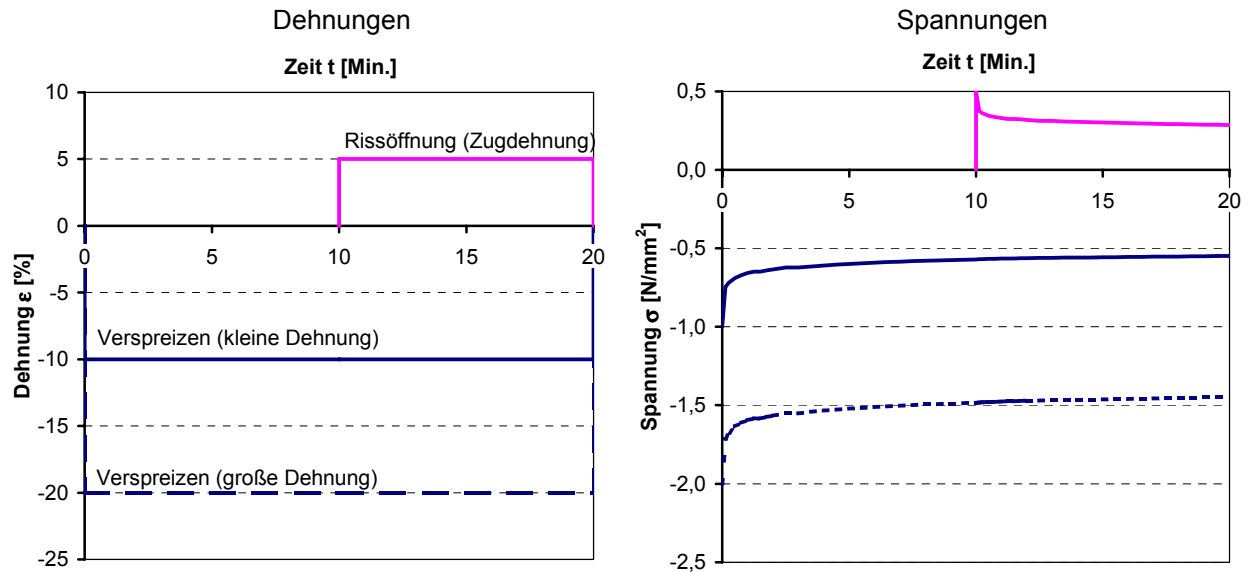


Bild 4.25 Erklärung des Spaltkraftverlaufs von Kunststoffdübeln im ungerissenen und gerissenen Beton mit Hilfe des Boltzmann'schen Superpositionsprinzips; Verläufe der einzelnen Dehnungen (links) und Spannungen (rechts).

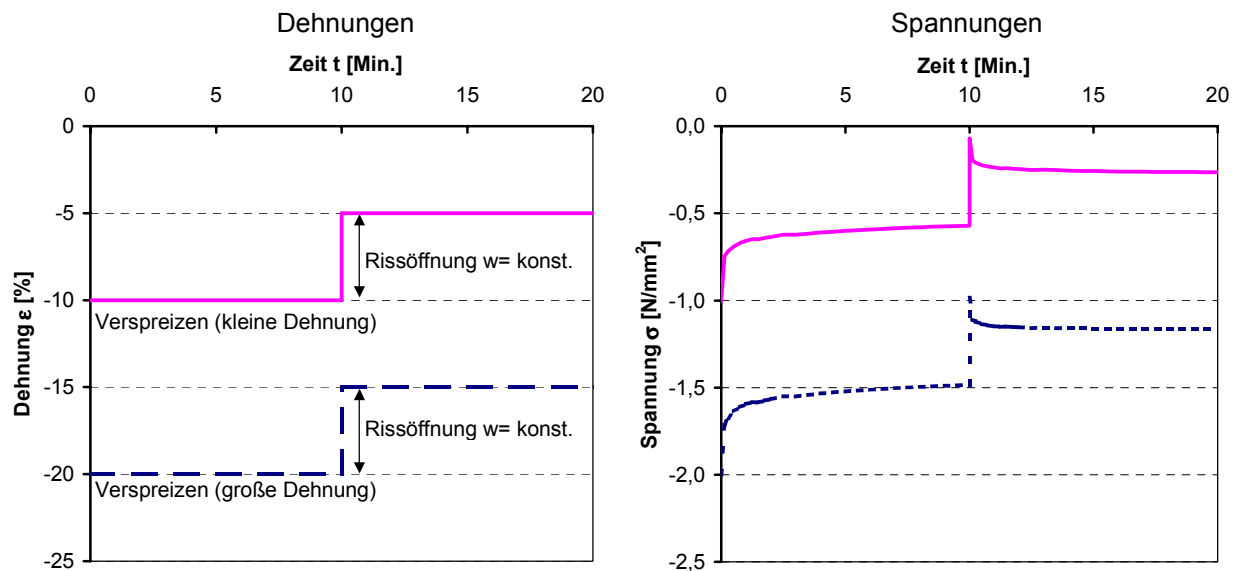


Bild 4.26 Erklärung des Spaltkraftverlaufs von Kunststoffdübeln im ungerissenen und gerissenen Beton mit Hilfe des Boltzmann'schen Superpositionsprinzips; Verläufe der Summe der Dehnungen (links) und Spannungen (rechts).

Die mit Hilfe des Superpositionsprinzips hergeleiteten Verläufe der Spannungsentwicklung unter dem Einfluss unterschiedlicher radialer Kunststoffstauchungen entsprechen den bei den Berechnungen beobachteten Tendenzen der Spaltkräfte (vgl. Bild 4.23).

Bild 4.27 zeigt die berechneten Spreizkräfte nach dem Verspreizen sowie vor und nach der Rissöffnung in Abhängigkeit von der aufgebrachtten Kunststoffstauchung. Die Spreizkraft wurde nach Gleichung (4.17) berechnet und ist als bezogener Wert dargestellt. Bezugswert ist die Spreizkraft vor der Rissöffnung $S_{p_{R0}}$ ($t = 10$ Minuten) bei einer Anfangsverformung von $l_0 = 0,395$ mm (entspricht einer radialen Dehnung von ca. 19%). Dieser Wert wurde als Bezugswert gewählt, da die ursprüngliche Anfangsdehnung des Dübels Typ 4 19% beträgt. Die Darstellung zeigt die Spreizkraft nach dem Verspreizen $S_{p_{max}}$ ($t = 0$ Minuten) direkt vor der Rissöffnung $S_{p_{R0}}$ ($t = 10$ Minuten), d.h. im ungerissenen Beton, direkt nach der Rissöffnung $S_{p_{min}}$ und 10 Minuten nach der Rissöffnung $S_{p_{1200}}$ ($w = 0,2$ mm und $w = 0,4$ mm). Die Werte der minimalen Spreizkraft $S_{p_{min}}$ werden nur für die Rissbreite $w = 0,2$ mm dargestellt.

Die beiden Spreizkraftwerte direkt vor der Rissöffnung bzw. 10 Minuten nach der Rissöffnung werden im folgenden hauptsächlich diskutiert, da Ausziehversuche im Labor in der Regel ca. 5 bis 10 Minuten nach dem Verspreizen bzw. nach der Rissöffnung durchgeführt werden. Die mittlere radiale Dehnung $\epsilon_{\text{radial,m}}$ des Kunststoffes wird aus den Anfangsverformungen nach Gleichung (4.1) berechnet. Sie ist ohne Vorzeichen aufgetragen, obwohl es sich um eine Druckdehnung bzw. Stauchung handelt.

In Bild 4.27 ist zu erkennen, dass die Spreizkraft im ungerissenen Beton mit zunehmender radialer Kunststoffdehnung größer wird. Die Steigerung der Spreizkraft wird jedoch mit größer werdender radialer Dehnung kleiner, da die Kurve dem Spannungs-Dehnungsverlauf des Kunststoffes unter Druckbeanspruchung folgt, das im Bereich großer Stauchungen ein plastisches Verhalten aufweist (vgl. Bild 4.13). Die Spreizkraftkurven im gerissenen Beton zeigen, dass die Spreizkraft direkt nach der Rissöffnung und 10 Minuten nach der Rissöffnung unabhängig von der Rissbreite nahezu linear mit der radialen Dehnung zunimmt. Der Abstand der Spreizkraft direkt nach der Rissöffnung und 10 Minuten nach der Rissöffnung wird mit zunehmender radialer Dehnung geringer, da die Spreizkraftzunahme nach der Rissöffnung mit zunehmender radialer Dehnung geringer wird. Dies lässt sich aus dem Boltzmann'schen Superpositionsprinzip ableiten (Bild 4.26). Der Einfluss der radialen Dehnung auf die Spreizkraft ist im gerissenen deutlich größer als im ungerissenen Beton. Dies ist auf die Abnahme des Entlastungsmoduls mit zunehmender radialer Dehnung zurückzuführen. Der Entlastungsmodul entspricht der Steigung der Spannungs-Dehnungskurve bei Entlastung des Materials um das Maß $\Delta\epsilon_{\text{Riss}}$ (Bild 4.28).

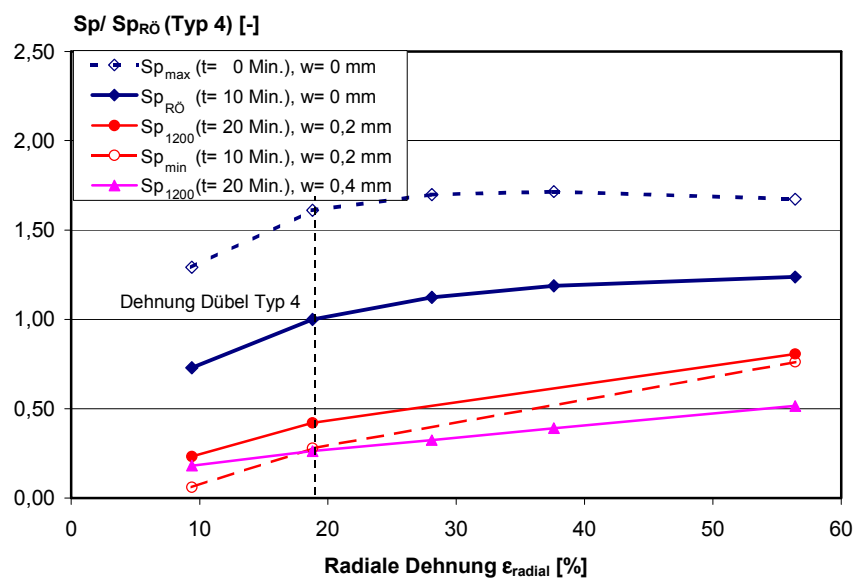


Bild 4.27 Einfluss der radialen Dehnung auf die bezogene Spreizkraft im ungerissenen Beton (t= 10 Minuten) und im gerissenen Beton 10 Minuten nach der Rissöffnung (w= 0,2 mm und 0,4 mm).

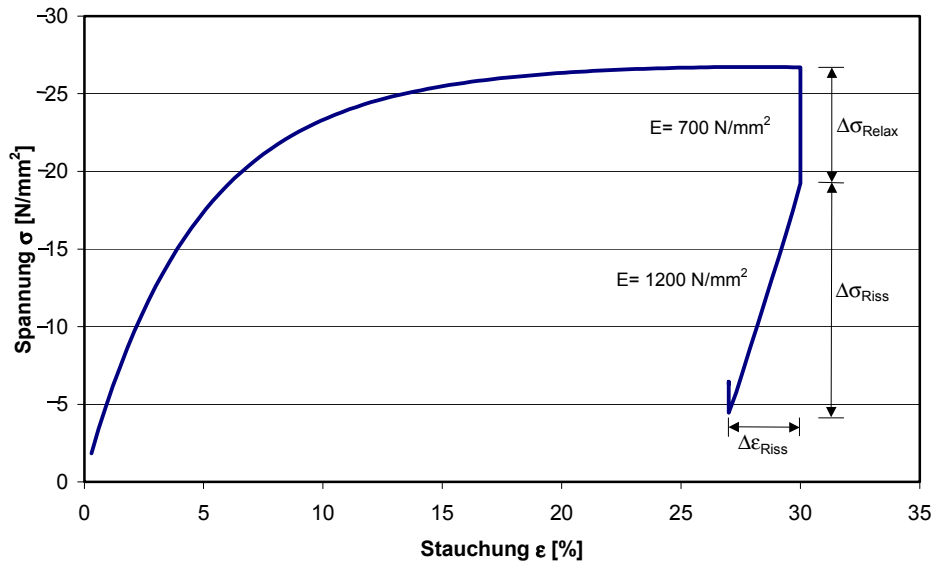


Bild 4.28 Einfluss der Dehnung bei Lastaufbringung auf die Spannungs-Dehnungskurve bei Entlastung des Kunststoffes, Untersuchungen an einem 3D-FE-Element.

4.2.4.1.2 Einfluss der Rippengeometrie der Dübelhülse

In weiteren numerischen Studien wird der Einfluss der Rippengeometrie auf den Spreizkraftverlauf untersucht. Die einzelnen Modelle basieren auf den radialen Maßen des Modells des Dübels Typ 4. In den Berechnungen wird die Rippengeometrie mit Hilfe eines modularen Aufbaus der Geometrie variiert. Die einzelnen untersuchten Modelle sind in Bild 4.19 dargestellt. Aufbauend auf einem vollkommenen Zylinder wurden Schlitze und unterschiedliche Rippengeometrien in die Modelle eingebracht. Die Rissbreite beträgt bei allen Untersuchungen $w = 0,2$ mm und $w = 0,4$ mm. In weiteren Untersuchungen wurde zusätzlich die radiale Dehnung variiert.

Die Spreizkräfte der untersuchten Modelle sind in Bild 4.29 in Abhängigkeit von der bezogenen Kontaktfläche C_r zwischen Kunststoff und Betonzylinder gezeigt. Der Spreizkraftverlauf der als Vollzylinder modellierten Dübelhülse (Variation 1) wird nicht dargestellt, da sich durch die hydrostatische Belastung eine wesentlich höhere Spreizkraft als in den übrigen Berechnungen ergibt und das Modell keine praktische Relevanz besitzt. In Bild 4.29 ist zu erkennen, dass die Spreizkräfte mit zunehmender bezogener Kontaktfläche ansteigen. Die Zunahme erfolgt im gerissenen und ungerissenen Beton annähernd linear, wobei der Anstieg im ungerissenen Beton stärker ausgeprägt ist. Die Spreizkräfte werden mit der Kontaktfläche größer, da mit zunehmender Kontaktfläche mehr Kunststoff zur Kraftübertragung aktiviert werden kann. Die nicht ausgefüllten Datenpunkte stellen die Untersuchungen mit gleicher Kontaktfläche aber tieferer Kerbe im Bereich der Rippen dar (vgl. Bild 4.19, Variation 4 und 6; Variation 7 und 8). Mit zunehmender Tiefe der Kerbe nehmen die Spreizkräfte bei gleicher bezogener Kontaktfläche ab.

In Bild 4.30 ist der Einfluss der Tiefe der Kerbe zwischen den Rippen anhand zweier FE-Modelle im ungerissenen Beton dargestellt. Das Bild zeigt die Hauptdruckspannungen des Kunststoffes direkt nach dem Verspreizen. Es wird deutlich, dass die Hauptdruckspannungen im Bereich des Kontakts mit dem Beton im Modell mit der tieferen Kerbe (unten) kleiner sind als im anderen Modell. Wegen der geringeren Steifigkeit des Bereichs zwischen den Kontaktflächen (Spiegel) wird im Modell mit dem weicheren Spiegel mehr Verformung in Biegung und Zugspannungen umgesetzt. Der überdrückte Bereich des Modells ist insgesamt kleiner. Weiterhin ist die einzelne Rippe im Modell mit dem dickeren Spiegel (flachere Kerbe) seitlich in einem größeren Bereich durch den Kunststoff gestützt und weicht der aufgetragenen Verformung nicht durch Ausbeulen der Rippe aus.

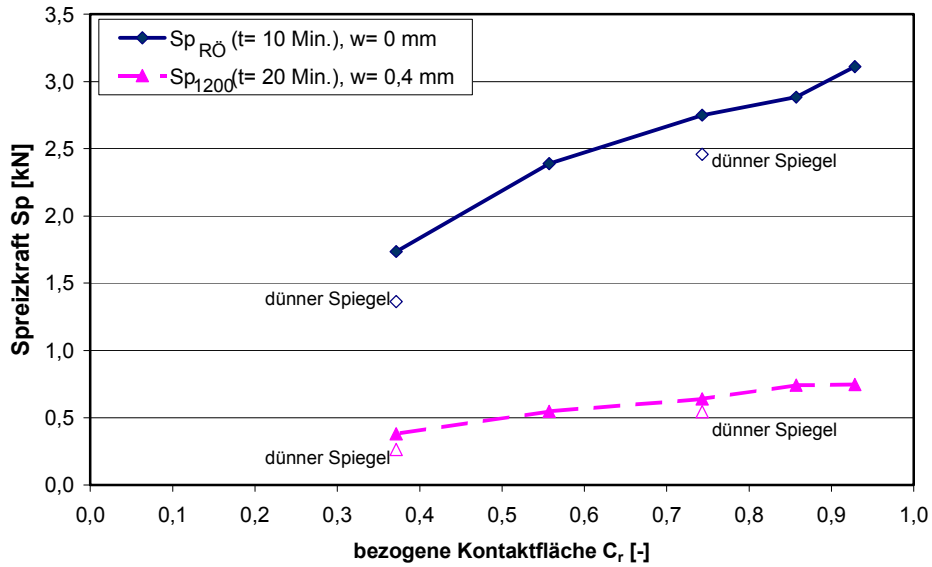


Bild 4.29 Einfluss der bezogenen Kontaktfläche auf die Spreizkraft im ungerissenen Beton ($t=10$ Minuten) und im gerissenen Beton 10 Minuten nach der Rissöffnung ($w=0,4$ mm).

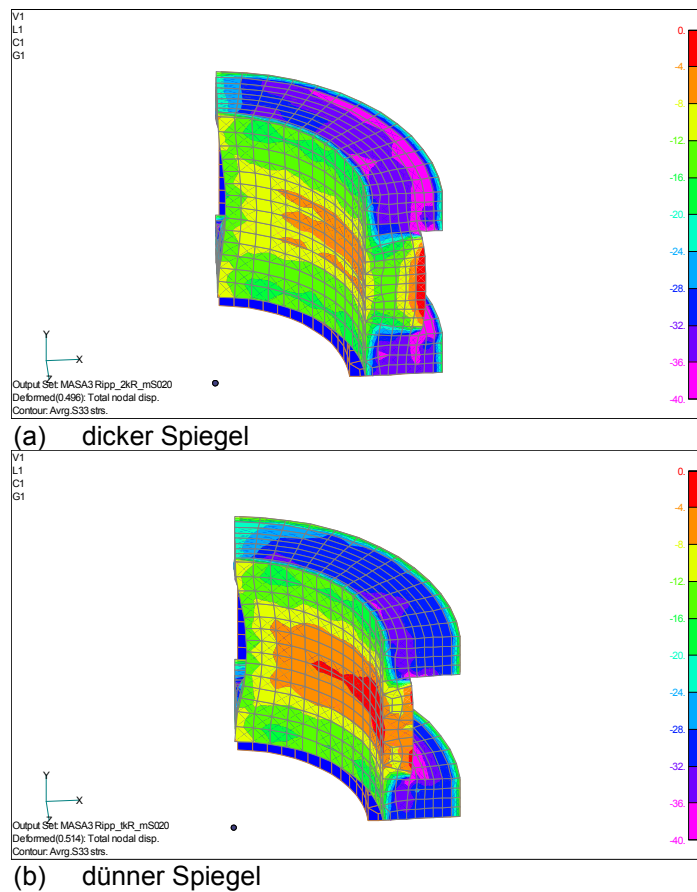


Bild 4.30 Einfluss der Tiefe der Aussparung auf die Hauptdruckspannungen im ungerissenen Beton direkt nach dem Verspreizen; (a) dicker Spiegel, (b) dünnere Spiegel.

4.2.4.2 Einfluss des Dübeltyps und der Rissbreite

4.2.4.2.1 Rissöffnung in Hauptspannungsrichtung

Im Rahmen der numerischen Untersuchungen zum Spreizkraft- bzw. Spaltkraftverlauf von Kunststoffdübeln in Beton werden drei unterschiedliche Dübelgeometrien realer Dübel (Typ 1, Typ 2 und Typ 4) untersucht. Die Studie beschränkt sich auf die genannten Dübeltypen, da deren Verhalten durch zahlreiche experimentelle Untersuchungen bekannt ist (vgl. z.B. Abschnitt 5).

Die Dübelgeometrien werden an den Stellen untersucht, an denen in den Messungen der Spaltkraftverteilung entlang der Dübelachse maximale Spaltkräfte in Hauptspannungsrichtung gemessen wurden (siehe Abschnitt 5.2). Die Geometrien der Dübel sind so vereinfacht, dass sich $\frac{1}{4}$ -symmetrische FE-Modelle ergeben. Die Maße der Dübelgeometrien wurden mit dem Messschieber bestimmt. Der Nenn Durchmesser der modellierten Dübel beträgt 10 mm. Der Innendurchmesser des zylindrischen Bohrlochs im Beton entspricht mit 10,3 mm einem mittleren Bohrermaß. In den Berechnungen wird die Rissbreite zwischen $w = 0,1$ mm und $w = 0,6$ mm variiert.

Der Einfluss der Rissbreite auf die bezogene Spreizkraft nach der Rissöffnung Sp_{1200} ist in Bild 4.31 dargestellt. Die bezogene Spreizkraft ist das Verhältnis der Spreizkraft 10 Minuten nach der Rissöffnung Sp_{1200} zur Spreizkraft im ungerissenen Beton kurz vor der Rissöffnung $Sp_{RÖ}$.

Durch die Rissöffnung wird die radiale Dehnung der Dübelhülse in Richtung der Rissbewegung verkleinert. Die Dehnungsdifferenz durch die Rissöffnung wird nach Gleichung (4.6) berechnet. Die bezogene Spreizkraft wird mit zunehmender Rissbreite kleiner, da eine Steigerung der Dehnungsdifferenz eine größere Reduzierung der Spaltkraft in Haupt- und Nebenspannungsrichtung bedeutet.

Die Abnahme der Spreizkraft wird im gerissenen Beton wesentlich vom Dübeltyp (radiale Dehnung und Kontaktfläche) beeinflusst. Bei Dübel Typ 1 ist die Abnahme der Spreizkraft am geringsten, während sie bei Dübel Typ 4 am größten ist. Die Kurve verläuft bei Dübel Typ 2 nahezu linear. Bei den beiden anderen Dübeltypen verläuft die Kurve deutlich gekrümmt und nähert sich ab einer Rissbreite von etwa 0,4 mm einem konstanten Spreizkraftwert. Die Spreizkraft ist im gerissenen Beton bei einer Rissbreite von $w = 0,2$ mm bei Dübel Typ 4 ca. 57% kleiner als kurz vor der Rissöffnung, bei Dübel Typ 1 nimmt die Spreizkraft etwa 30% ab. Bei einer Rissbreite von $w = 0,4$ mm beträgt der bezogene Spreizkraftwert noch ca. 0,2 (Typ 4) bis ca. 0,55 (Typ 1).

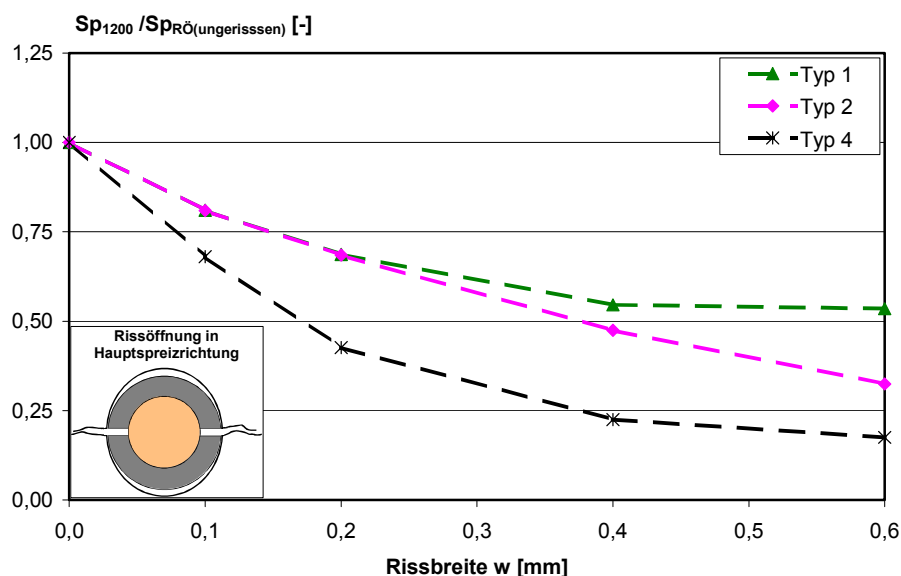


Bild 4.31 Einfluss der Rissbreite auf die bezogene Spreizkraft im gerissenen Beton 10 Minuten nach der Rissöffnung.

Der Einfluss der mittleren radialen Kunststoffdehnung $\epsilon_{\text{radial,m}}$ auf die Spreizkraft ist in Bild 4.32 dargestellt. Die radiale Dehnung wurde als Mittelwert der Dehnung aus Haupt- und Nebenspreizrichtung berechnet. Bei Dübel Typ 2 und Dübel Typ 4 wurde eine konstante radiale Dehnung aufgebracht. Bei Dübel Typ 1 ergab sich durch die quaderförmige Innenkontur in Haupt- und Nebenspreizrichtung ein unterschiedlicher Dehnungswert. Aus Bild 4.32 geht hervor, dass die Spreizkraft ab einer Rissbreite von $w=0,2$ mm mit zunehmender radialer Dehnung tendenziell zunimmt, während die Spreizkraft im ungerissenen Beton und bei einer Rissbreite von $w=0,1$ mm mit zunehmender Dehnung abnimmt.

Bei den modellierten Dübelgeometrien ist die Größe der Spreizkraft nicht eindeutig auf den Einfluss von radialer Dehnung oder Kontaktfläche zurückzuführen, da in den Modellen beide Parameter gleichzeitig variieren. Die Abnahme der Spreizkraft mit zunehmender radialer Dehnung im ungerissenen Beton und bei einer Rissbreite von $w=0,1$ mm widerspricht daher den Ergebnissen aus Abschnitt 4.2.4.1.1 prinzipiell nicht, da die Darstellung in Bild 4.32 den Einfluss der Kontaktfläche nicht berücksichtigt. Bei den Berechnungen in Abschnitt 4.2.4.1.1 ist die Kontaktfläche konstant und nur die radiale Dehnung variiert. Die Spreizkraft nimmt dann unabhängig von der Rissbreite mit zunehmender radialer Dehnung zu (Bild 4.27).

Den Einfluss der bezogenen Kontaktfläche C_r auf die Spreizkräfte $Sp_{R\ddot{O}}$ und Sp_{1200} der untersuchten Dübelgeometrien zeigt Bild 4.33. Es ist zu erkennen, dass die Spreizkraft im ungerissenen Beton und bei einer Rissbreite von $w=0,1$ mm mit zunehmender bezogener Kontaktfläche zunimmt. Ab einer Rissbreite von $w=0,2$ mm ist die Abnahme der Spreizkraft bei Dübel Typ 4 so groß, dass der Spreizkraftwert unter die Werte der beiden anderen Dübeltypen mit der geringeren bezogenen Kontaktfläche abfallen.

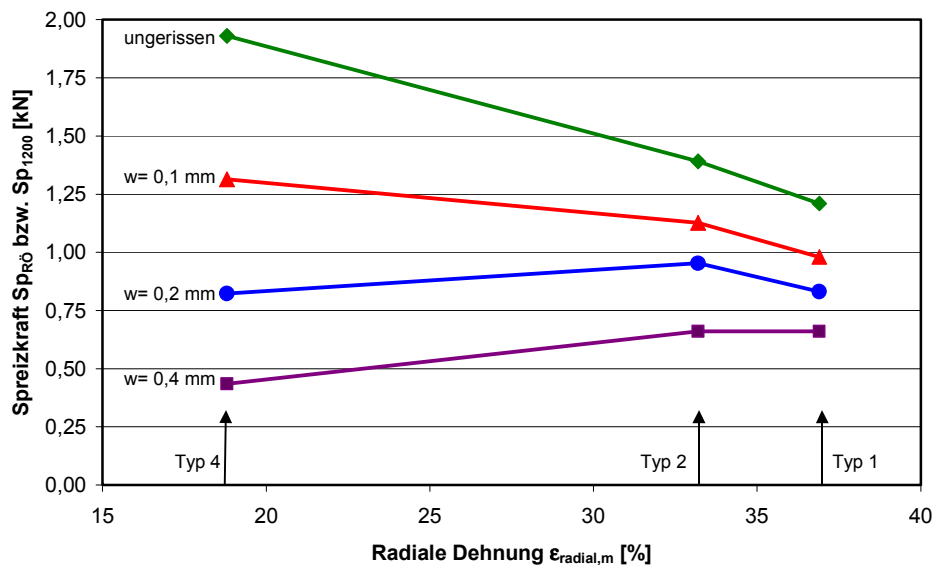


Bild 4.32 Einfluss der mittleren radialen Dehnung auf die Spreizkraft $Sp_{R\ddot{O}}$ im ungerissenen Beton ($t=10$ Minuten) und auf die Spreizkraft Sp_{1200} im gerissenen Beton 10 Minuten nach der Rissöffnung.

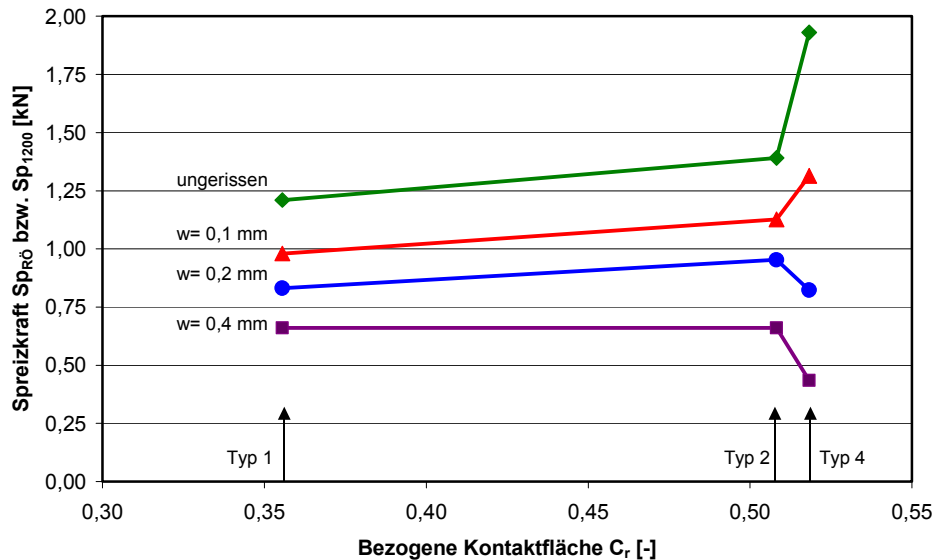


Bild 4.33 Einfluss der bezogenen Kontaktfläche auf die Spreizkraft Sp_{R0} im ungerissenen Beton ($t=10$ Minuten) und auf die Spreizkraft Sp_{1200} im gerissenen Beton 10 Minuten nach der Rissöffnung.

In Bild 4.34 ist der Einfluss der Rissbreite auf das Verhältnis der Spaltkräfte in Neben- und Hauptspreizrichtung dargestellt (Rissöffnung in Hauptspreizrichtung). Im ungerissenen Beton wird das Verhältnis der Spaltkräfte kurz vor der Rissöffnung (Spa_{R0}) gebildet, während im gerissenen Beton das Verhältnis der Spaltkräfte 10 Minuten nach der Rissöffnung (Spa_{1200}) verwendet wird.

Im ungerissenen Beton ist die Spaltkraft in Nebenspreizrichtung um ca. 15% bis 25% geringer als die Spaltkraft in Hauptspreizrichtung, da in Nebenspreizrichtung der Schlitz die Kontaktfläche verkleinert. Das Verhältnis der Spaltkräfte steigt mit zunehmender Rissbreite an, da die Spaltkraft in Hauptspreizrichtung infolge der zunehmenden Rissöffnung stärker reduziert wird als die Spaltkraft in Nebenspreizrichtung. Bei einer Rissbreite von $w=0,2$ mm ist das Verhältnis bei Dübel Typ 2 etwa 1,0 und bei Dübel Typ 4 etwa 1,25. Ab einer Rissbreite von $w=0,4$ mm steigt das Verhältnis aus Spaltkraft in Nebenspreizrichtung und Spaltkraft in Hauptspreizrichtung bei Dübel Typ 1 und Typ 4 nicht weiter an bzw. fällt leicht ab. Bei dieser Rissbreite ist auch die Abnahme der bezogenen Spreizkraft mit zunehmender Rissbreite abgeschlossen (vgl. Bild 4.31). Die Spaltkräfte in Haupt- und Nebenspreizrichtung nehmen mit zunehmender Rissbreite gleichmäßig ab. Bei Dübel Typ 2 steigt das Verhältnis der Spaltkräfte bis zu einer Rissbreite von $w=0,6$ mm deutlich an, da die Spaltkraft in Hauptspreizrichtung mit zunehmender Rissbreite weiter reduziert wird. Dies geht aus der linearen Abnahme der Spreizkraft mit zunehmender Rissbreite hervor (Bild 4.31).

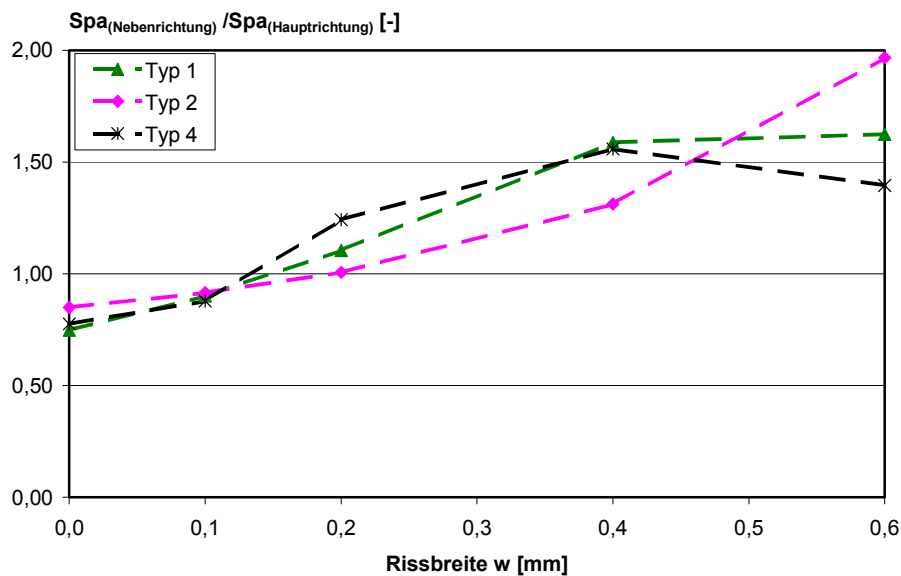


Bild 4.34 Einfluss der Rissbreite auf das Verhältnis der Spaltkräfte in Neben- und Hauptspaltkraft im ungerissenen Beton ($t = 10$ Minuten) und im gerissenen Beton 10 Minuten nach der Rissöffnung.

4.2.4.2.2 Rissöffnung in Nebenspreizrichtung

Am Modell des Dübels Typ 2 wird der Einfluss der Rissöffnung in Nebenspreizrichtung untersucht. Ausgehend vom gleichen Verspreizungszustand wie bei den Simulationen zum Einfluss der Rissbreite, wurde der Riss bei diesen Berechnungen in die andere Koordinatenrichtung geöffnet. Die untersuchten Rissbreiten betragen $w = 0,2$ mm und $w = 0,4$ mm. Weiterhin wurde der Einfluss einer geringeren radialen Dehnung auf den Spaltkraftverlauf bei Rissöffnung in Haupt- und Nebenspreizrichtung untersucht.

In Bild 4.35 ist der Einfluss der Rissbreite auf die bezogene Spreizkraft bei Rissöffnung in Haupt- bzw. in Nebenspreizrichtung dargestellt. Bezugswert der Spreizkraft ist die Spreizkraft im ungerissenen Beton kurz vor der Rissöffnung $Sp_{RÖ}$. Es ist zu erkennen, dass die Rissrichtung erst bei einer Rissbreite von $w = 0,4$ mm einen geringen Einfluss auf die Spreizkraft hat. Bei $w = 0,4$ mm ergibt sich bei Rissöffnung in Nebenspreizrichtung eine Spreizkraft, die ca. 8% größer ist als bei Rissöffnung in Hauptspaltkraft. Durch den Schlitz in der Dübelhülse in Nebenspreizrichtung ist die Spaltkraft in dieser Richtung beim Verspreizen geringer als in Hauptspaltkraft.

Die Hauptspaltkraft ist theoretisch die ungünstigere Richtung für die Rissöffnung, da die größere Kraft in Richtung der Rissöffnung wirkt. Die Kraft parallel zum Rissverlauf wird infolge der Rissöffnung weniger stark reduziert als die Spaltkraft senkrecht zum Rissverlauf.

Nach den Ergebnissen der FE-Berechnungen beeinflusst der Unterschied der Anpressflächen in Haupt- und Nebenspreizrichtung die Größe der Spreizkraft jedoch erst ab einer Rissbreite von $w = 0,4$ mm. Bei Rissöffnung in Nebenrichtung verlaufen die Spaltkraftkurven in Haupt- und Nebenspreizrichtung nahezu parallel in Abhängigkeit von der Rissbreite, da die Spaltkraft in Hauptrichtung unabhängig von der Rissbreite größer bleibt als die Spaltkraft in Nebenrichtung (Bild 4.36). Bei Rissöffnung in Hauptspaltkraft wird die Spaltkraft in Hauptrichtung stärker reduziert als die Kraft in Nebenrichtung. Die Kurven der Spaltkräfte schneiden sich. Durch die Integration der Kräfte entlang des Umfangs (Berechnung der Spreizkraft) ergibt sich dadurch erst ab einer Rissbreite von ca. 0,4 mm ein Unterschied zwischen den berechneten Spreizkräften der beiden Rissöffnungsrichtungen.

Bei den Berechnungen mit einer kleineren Kunststoffstauchung (11% statt 33%) konnte bei einer Rissbreite von $w = 0,2$ mm ebenfalls kein signifikanter Unterschied der bezogenen Spreizkräfte bei Rissöffnung in Haupt- bzw. Nebenspreizrichtung beobachtet werden. Auf eine Darstellung der Kurven wird daher verzichtet.

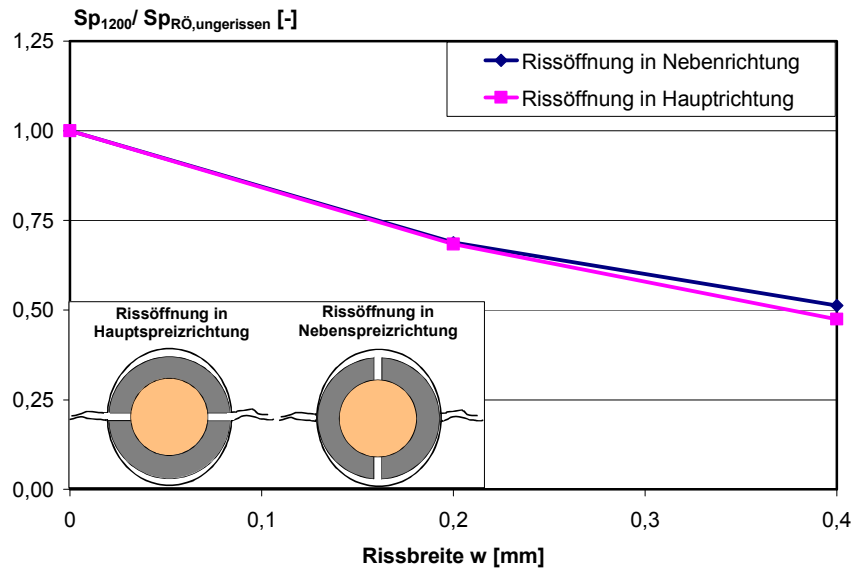


Bild 4.35 Einfluss der Rissbreite auf die bezogene Spreizkraft bei Rissöffnung in Haupt- bzw. in Nebenspreizrichtung im gerissenen Beton 10 Minuten nach der Rissöffnung, Modell Dübel Typ 2 ($\epsilon_{\text{radial}} = 33\%$).

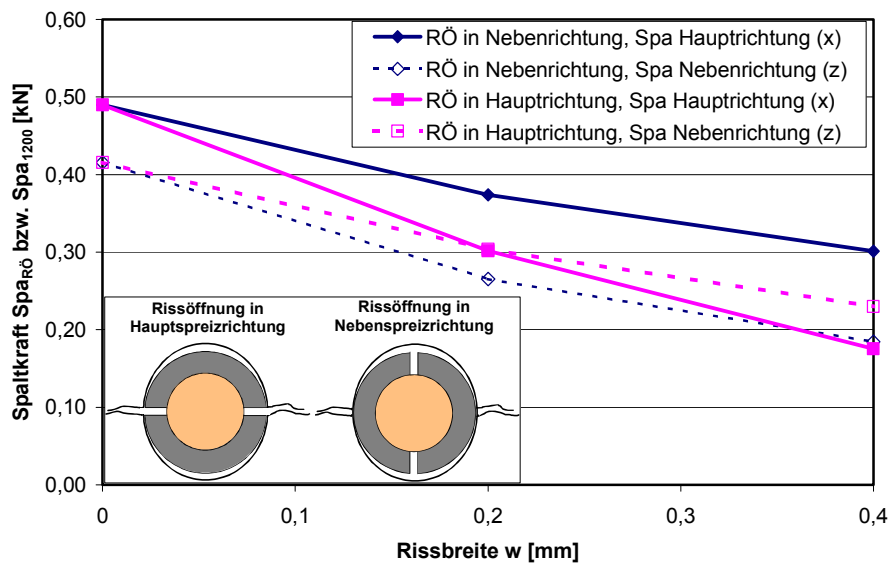


Bild 4.36 Einfluss der Rissbreite auf die Spaltkräfte bei Rissöffnung in Haupt- bzw. in Nebenspreizrichtung im ungerissenen Beton ($t = 10$ Minuten) und im gerissenen Beton 10 Minuten nach der Rissöffnung, Modell Dübel Typ 2 ($\epsilon_{\text{radial}} = 33\%$).

4.2.4.3 Einfluss der Verspreizungsart (Schraubdübel und Nageldübel)

Bei den bisher vorgestellten Berechnungen von Schraubdübeln wurden zwei verschiedene Materialmodelle zur Berechnung des Verspreizens und der Rissöffnung verwendet. Dabei wird von der Annahme ausgegangen, dass sich der Kunststoff der Dübelhülse von Schraubdübeln durch das Eintreiben des Spreizelementes erwärmt, was den Elastizitätsmodul und die Festigkeit des Kunststoffes reduziert und die Kriech- bzw. Relaxationsneigung erhöht. Bei den Berechnungen wurde daher beim Verspreizen und der folgenden Relaxation im ungerissenen Beton mit einem anderen Materialmodell gerechnet als bei der Rissöffnung (vgl. Abschnitt 4.2.3).

Bei Nageldübeln wird das Spreizelement nicht eingedreht, sondern eingeschlagen, was zu einer geringeren Erwärmung der Kunststoffhülse führt. In den FE-Studien wurde die Geomet-

rie des Nageldübel Typ 15 (Durchmesser 8 mm) untersucht. In den Berechnungen wurde für den Kunststoff beim Verspreizen und bei der Rissöffnung das gleiche Materialmodell verwendet ($E = 1.200 \text{ N/mm}^2$). Dies entspricht der Annahme, dass sich der Kunststoff beim Verspreizen nicht erwärmt. Die Anfangsverformung des Kunststoffes wurde im FE-Modell trapezförmig aufgebracht, da das Spreizelement in Realität Konen aufweist.

In Bild 4.37 ist der Einfluss der Rissbreite auf die bezogene Spreizkraft von Dübel Typ 15 dargestellt. Bezugswert ist die Spreizkraft kurz vor der Rissöffnung im ungerissenen Beton Sp_{R0} . Die Abnahme der Spreizkraft beträgt bei einer Rissbreite von $w = 0,2 \text{ mm}$ etwa 30%. Bei größeren Rissbreiten nimmt die Spreizkraft nur noch wenig ab. Im Vergleich zu den berechneten bezogenen Spreizkraftkurven für Schraubdübel (Bild 4.31) ist die prozentuale Abnahme der Spreizkraft des Nageldübel geringer als die der Schraubdübel. Die prozentuale Abnahme der Spreizkräfte der Schraubdübel ist bei einer Rissbreite von $w = 0,2 \text{ mm}$ bei Dübel Typ 1 und Typ 2 etwa in der gleichen Größenordnung wie beim Nageldübel, bei Dübel Typ 4 aber deutlich größer. Mit zunehmender Rissbreite wird der Unterschied größer, obwohl die Kunststoffdehnung des Nageldübel (im Mittel ca. 23%) etwa vergleichbar ist mit der des Dübel Typ 4 (vgl. Bild 4.32).

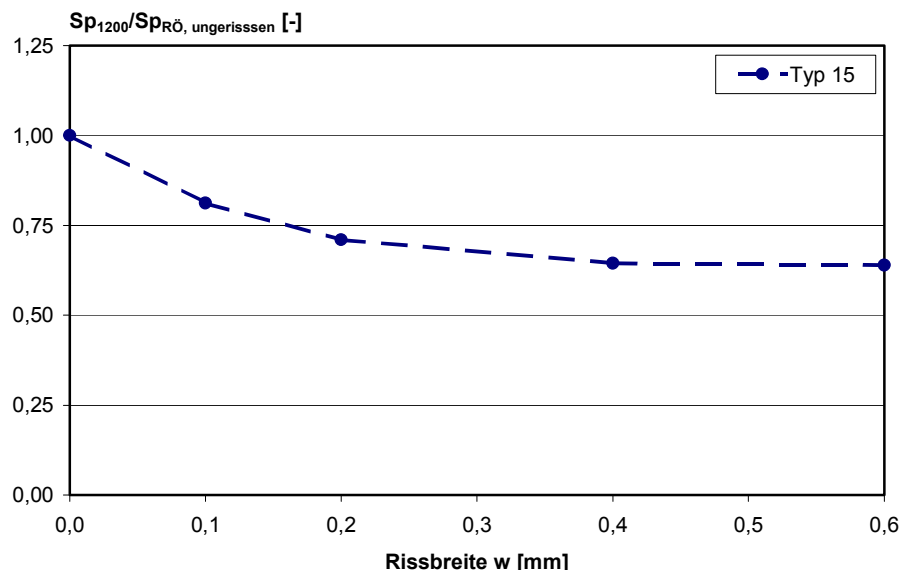


Bild 4.37 Einfluss der Rissbreite auf die bezogene Spreizkraft im ungerissenen Beton ($t = 10$ Minuten) Sp_{R0} und im gerissenen Beton 10 Minuten nach der Rissöffnung Sp_{1200} ; Nageldübel Typ 15.

In einer weiteren Berechnung wurde am Modell des Nageldübel untersucht, wie die Spreizkraft beeinflusst wird, wenn die Erwärmung des Kunststoffes beim Verspreizen durch Veränderung des Materialmodells berücksichtigt wird, d.h. wenn man davon ausgeht, dass das Spreizelement eingedreht statt eingeschlagen wird. Die berechneten Spreizkraftverläufe der beiden Simulationen sind in Bild 4.38 als bezogene Werte dargestellt. Die Rissbreite beträgt $w = 0,2 \text{ mm}$.

Durch das Eintreiben des Spreizelementes ergibt sich beim Nageldübel auf Grund des größeren Elastizitätsmoduls eine größere Spreizkraft als bei Verwendung des Materialmodells für Schraubdübel. Die Entlastung durch Rissöffnung wird in beiden Simulationen mit dem gleichen Materialmodell durchgeführt. In Bild 4.38 ist zu erkennen, dass die Abnahme der Spreizkraft infolge Relaxation bei Verwendung des Materialmodells für Nageldübel im ungerissenen Beton prozentual etwas größer ist als bei Verwendung des Materialmodells für Schraubdübel. Infolge der Rissöffnung ergibt sich bei der Berechnung mit dem Materialmodell für Schraubdübel ein deutlich größerer Abfall der bezogenen Spreizkraft als beim Modell des Nageldübel. Weiterhin ist zu erkennen, dass sich bei Verwendung des Materialmodells für Schraubdübel infolge des Memory-Effekts ein größerer Wiederanstieg der Spreizkraft

ergibt als mit dem Modell des Nageldübel. Die bezogene Spreizkraft erreicht 10 Minuten nach der Rissöffnung bei Verwendung des Schraubdübelmodells einen Wert von ca. 0,50, während sie beim Nageldübel ca. 0,70 beträgt. Der Wiederanstieg der Spreizkraft ist beim Nageldübel geringer, da infolge des höheren Belastungsniveaus beim Eintreiben des Spreizelementes die Spreizkraftabnahme infolge Relaxation größer ist als beim Schraubdübel. Durch Anwendung des Boltzmann'schen Superpositionsprinzips folgt daraus, dass der Spreizkraftanstieg nach der Rissöffnung geringer ausfallen muss bzw. schneller abgeschlossen ist.

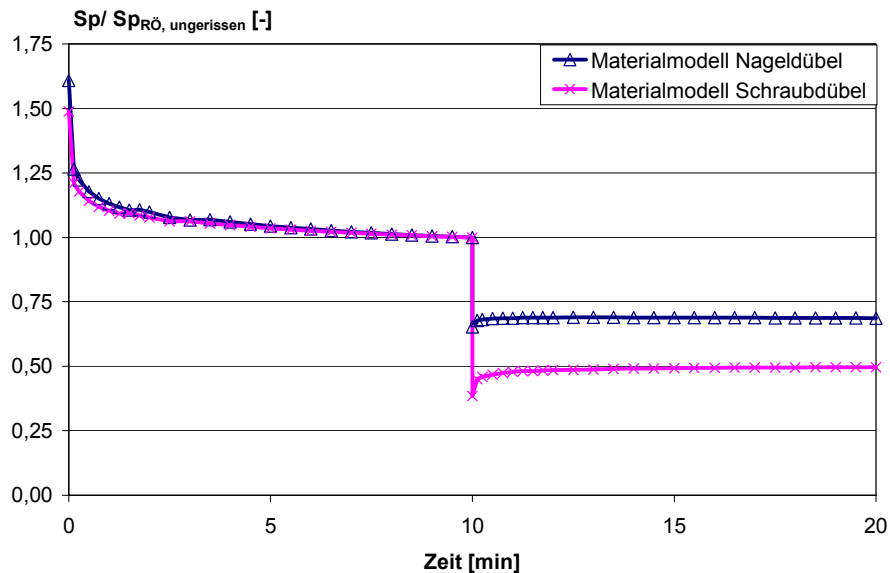


Bild 4.38 Einfluss der verwendeten Materialmodelle bzw. der Verspreizungsart (Nageldübel bzw. Schraubdübel) auf die bezogene Spreizkraft im ungerissenen Beton und im gerissenen Beton ($w = 0,2$ mm); Nageldübel Typ 15.

Zur Veranschaulichung des Materialverhaltens wird der Einfluss des Materialmodells auf das Spannungs-Dehnungsverhalten an einem einzelnen 3D-FE-Element verdeutlicht. Dabei wird die gleiche Belastungsgeschichte wie bei den Simulationen an der Dübelgeometrie verwendet. Bild 4.39 zeigt das Ergebnis der Berechnungen mit den beiden Materialmodellen. Es ist zu erkennen, dass sich bei Belastung mit der gleichen Dehnung beim Materialmodell des Nageldübel durch den größeren Elastizitätsmodul höhere Spannungen ergeben als beim Schraubdübel. Durch das höhere Spannungsniveau ist die Spannungsabnahme $\Delta\sigma_{\text{Relax}}$ infolge Relaxation ebenfalls größer als beim Schraubdübel. Bei der Entlastung durch eine konstante Dehnungsdifferenz $\Delta\varepsilon_{\text{Riss}}$ ergibt sich bei beiden Modellen aufgrund des gleichen Materialmodells der gleiche Entlastungsmodul bzw. die gleiche Spannungsdifferenz $\Delta\sigma_{\text{Riss}}$. Die prozentuale Abnahme der Spannung ist daher beim Materialmodell des Schraubdübel deutlich größer, da die Spannung vor der Entlastung kleiner ist.

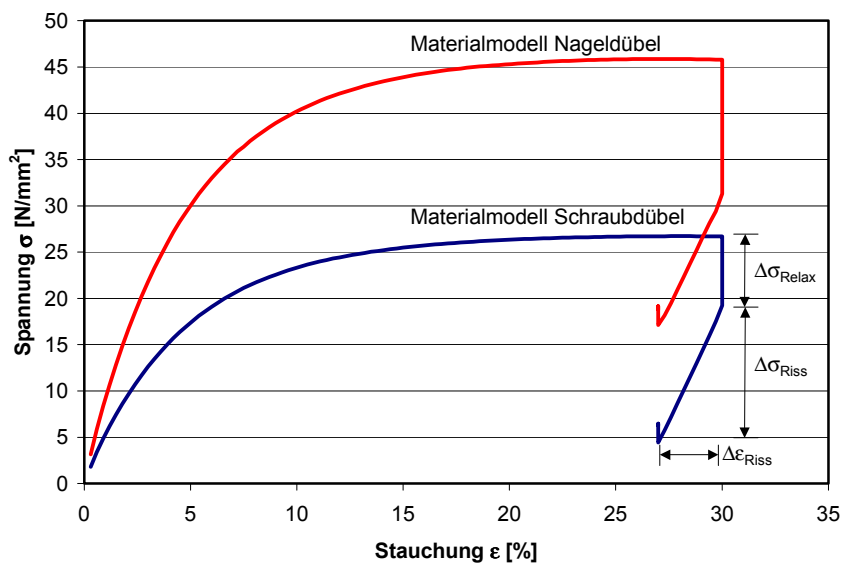


Bild 4.39 Einfluss des verwendeten Materialmodells bei Lastaufbringung auf das Spannungs-Dehnungsverhalten des Kunststoffes, Untersuchungen an einem 3D-FE-Element.

4.2.4.4 Einfluss des Dübeldurchmessers

Der Einfluss des Dübeldurchmessers auf den Spreizkraftverlauf wird anhand des Modells des Dübels Typ 2 untersucht. Die radialen Maße des Dübels (Dicke der Dübelhülse) wurden im Verhältnis des mittleren Bohrreackmaßes ($d_{\text{nom}}+0,3 \text{ mm}$) von einem Nenndurchmesser $d_{\text{nom}}=10 \text{ mm}$ auf die Durchmesser $d_{\text{nom}}=14 \text{ mm}$ bzw. 8 mm umgerechnet bzw. skaliert und die Hülseabschnitte mit den neuen Maßen modelliert. Die Höhe des Modells und der Kerbe zwischen den Rippen ist in allen Modellen konstant. Die Anfangsverformung wurde ebenfalls im Verhältnis der Durchmesser skaliert. Dadurch ergibt sich in allen Berechnungen die gleiche radiale Kunststoffdehnung. Bei der Variation des Dübeldurchmessers wird durch die Skalierung die Anpressfläche im Verhältnis des Durchmessers variiert. Die untersuchten Rissbreiten betragen $w=0,2 \text{ mm}$ und $w=0,4 \text{ mm}$. Zusätzliche Berechnungen mit einer kleineren Anfangsverformung zeigen, ob der Einfluss des Durchmessers abhängig von der radialen Kunststoffdehnung ist.

Den Einfluss des Dübeldurchmessers auf die Spreizkräfte im ungerissenen und gerissenen Beton zeigt Bild 4.40. Es wird deutlich, dass die Spreizkraft im ungerissenen und gerissenen Beton linear mit dem Dübeldurchmesser zunimmt. Dies deckt sich mit den Erkenntnissen des Einflusses der Kontaktfläche auf die Spreizkraft (Abschnitt 4.2.4.1.2), da die Spreizkraft ebenfalls annähernd linear mit der Kontaktfläche ansteigt. Die Modelle sind durch die Skalierung so angelegt, dass die Kontaktfläche linear mit dem Dübeldurchmesser zunimmt.

Bild 4.41 zeigt die bezogenen Spreizkräfte in Abhängigkeit des Dübeldurchmessers. Bezugswert ist im ungerissenen Beton die Spreizkraft des Dübels mit Nenndurchmesser 10 mm kurz vor der Rissöffnung und im gerissenen Beton die Spreizkraft des Dübels mit Nenndurchmesser 10 mm 10 Minuten nach der Rissöffnung. Die Spreizkraft ist im ungerissenen Beton beim Dübel mit einem Nenndurchmesser von 8 mm etwa 25% kleiner als beim Dübel mit einem Nenndurchmesser von 10 mm , während die Spreizkraft des Dübels mit $d_{\text{nom}}=14 \text{ mm}$ ca. 50% größer ist. Dies entspricht in etwa dem Verhältnis der Durchmesser bzw. der Kontaktflächen. Mit zunehmender Rissbreite wird das Verhältnis der Spreizkräfte beim Modell mit 8 mm Nenndurchmesser kleiner und beim Modell mit 14 mm Durchmesser größer. Auf Grund der größeren Dicke der Dübelhülse erhält man bei gleicher Rissbreite beim Dübel mit größerem Nenndurchmesser eine geringere Dehnungsdifferenz $\Delta\varepsilon_{\text{Riss}}$ (vgl. Gleichung (4.6)), was eine geringere prozentuale Abnahme der Spreizkraft zur Folge hat. Allerdings bleibt das Verhältnis der Dehnungsdifferenzen $\Delta\varepsilon_{\text{Riss}}$ der Durchmesser mit zunehmender Rissbreite konstant, da nur die Rissbreite und die skalierte Kunststoffdicke eingehen.

Unter Annahme einer linearen Entlastungskurve dürfte sich deshalb das Verhältnis der Spreizkräfte bei $w = 0,2$ mm und $w = 0,4$ mm nicht ändern. Die Entlastungskurve verläuft jedoch bei der Rissöffnung nichtlinear. Sie wird zunehmend nichtlinearer je näher die Spannung bzw. Spreizkraft dem Wert Null kommt. Daher hat die Größe der Anfangsverformung l_0 einen Einfluss auf die Spannungsdifferenz $\Delta\sigma_{\text{Riss}}$ durch die Rissöffnung. Je kleiner die Anfangsverformung ist, um so schneller kommt die Kurve bei gleicher Rissbreite in den degressiven Bereich, in dem die Spreizkraft asymptotisch gegen Null strebt. Das bedeutet, dass das Verhältnis der Spannungsdifferenzen nicht wie das Verhältnis der Dehnungsdifferenzen unabhängig von der Rissbreite ist, sondern mit zunehmender Rissbreite zunimmt. Dadurch steigt das Verhältnis der Spreizkräfte nach der Rissöffnung mit zunehmender Rissbreite.

Bei Berechnungen mit dem gleichen Modell und einer geringeren radialen Anfangsstauchung des Kunststoffes ist der Einfluss des Dübeldurchmessers auf die Spreizkraft im ungerissenen Beton prozentual gleich groß wie bei der realen Kunststoffstauchung. Im gerissenen Beton ist jedoch der Einfluss des Dübeldurchmessers auf die bezogenen Spreizkräfte bei den Berechnungen mit der geringeren Stauchung größer. Dies liegt am zunehmenden Entlastungsmodul bei Rissöffnung mit abnehmender radialer Dehnung.

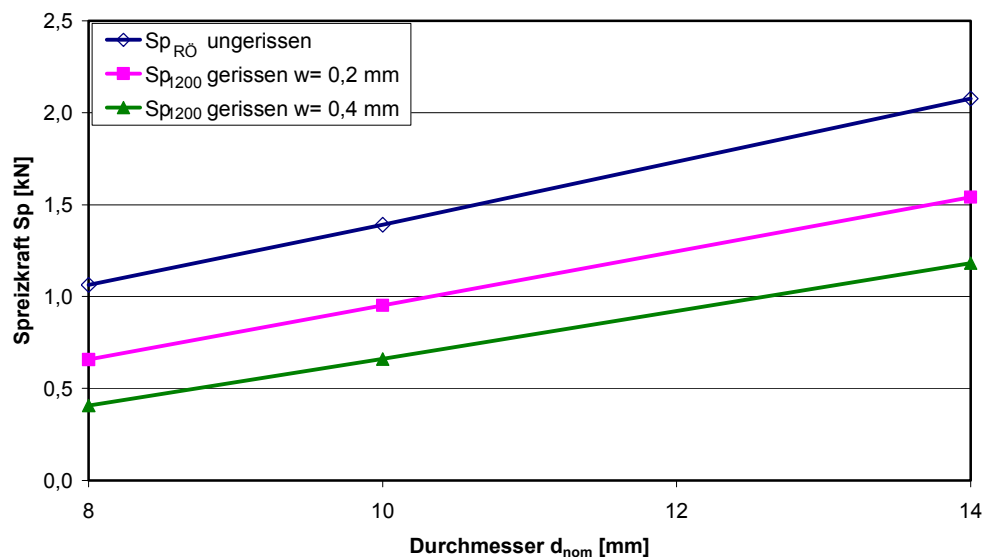


Bild 4.40 Einfluss des Dübeldurchmessers auf die Spreizkraft im ungerissenen Beton Sp_{R0} ($t = 10$ Minuten) und auf die Spreizkraft im gerissenen Beton 10 Minuten nach der Rissöffnung Sp_{1200} ($w = 0,2$ mm und $0,4$ mm); Modell Dübel Typ 2 ($\epsilon_{\text{radial}} = 33\%$).

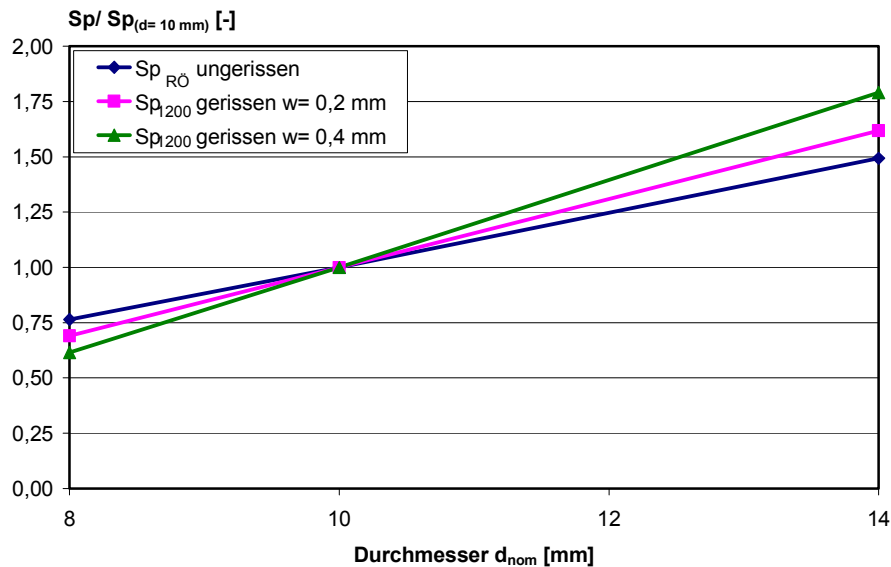


Bild 4.41 Einfluss des Dübelndurchmessers auf die bezogene Spreizkraft im ungerissenen Beton Sp_{RO} ($t = 10$ Minuten) und im gerissenen Beton 10 Minuten nach der Rissöffnung Sp_{200} ($w = 0,2$ mm und $0,4$ mm); Modell Dübel Typ 2 ($\epsilon_{radial} = 33\%$).

4.2.4.5 Einfluss des Bohrereckmaßes

Der Einfluss des Bohrereckmaßes (Innendurchmesser des Bohrlochs) auf den Spreizkraftverlauf von Kunststoffdübeln wird ebenfalls anhand des Modells des Dübels Typ 2 untersucht. Dabei wurde bei den Modellen mit maximalem Bohrereckmaß $d_{cut,max}$ und minimalem Bohrereckmaß $d_{cut,min}$ gemäß *ETAG (1997)* die Geometrie des FE-Netzes so angepasst, dass der Außendurchmesser der Dübelhülse $10,5$ mm bzw. $10,0$ mm beträgt. Die Dicke der Dübelhülse ist in allen Modellen gleich. Die Breite des Schlitzes wurde unter Voraussetzung einer konstanten Querschnittsfläche bzw. Anpressfläche der Modelle angepasst. Durch die Vergrößerung des Bohrlochdurchmessers ergibt sich bei gleichbleibender Kunststoffdicke eine geringere Anfangsverformung l_0 und entsprechend eine geringere radiale Dehnung. Die untersuchten Rissbreiten betragen $w = 0,2$ mm und $w = 0,4$ mm. Zusätzlich zu den Berechnungen mit der von der realen Dübelgeometrie stammenden Anfangsverformung wurden Berechnungen mit geringerer Anfangsverformung durchgeführt. Die Anfangsverformung beträgt in diesen Rechnungen nur ein Drittel des Wertes des „realen“ Modells mit mittlerem Bohrereckmaß.

Der Einfluss des Bohrereckmaßes auf den Spreizkraftverlauf kann direkt auf den Einfluss der radialen Dehnung zurückgeführt werden, da die radiale Dehnung des Kunststoffes durch die Veränderung des Innendurchmessers des Bohrlochs beeinflusst wird (vgl. Gleichung (4.1)). Die Kontaktfläche ist unabhängig vom Innendurchmesser des Bohrlochs.

Der Einfluss des Bohrereckmaßes auf die Spreizkraft ist auch vom Dübelndurchmesser abhängig, da die Differenz zwischen maximalem und minimalem Schneidendurchmesser im Bereich zwischen 8 mm und 14 mm konstant ist. Der prozentuale Einfluss der Durchmesser-differenz auf die radiale Dehnung wird deshalb mit zunehmendem Dübelndurchmesser geringer.

Die Ergebnisse der Berechnungen zum Einfluss des Bohrereckmaßes auf die bezogene Spreizkraft im gerissenen und ungerissenen Beton sind in Bild 4.42 dargestellt. Das Bild zeigt die Werte der Untersuchungen mit der geringeren Anfangsverformung. Bezugswert der Spreizkraft ist die entsprechende Spreizkraft des Modells mit mittlerem Bohrereckmaß.

Die Spreizkräfte nehmen im ungerissenen und gerissenen Beton mit zunehmendem Bohrereckmaß deutlich ab. Im ungerissenen Beton ist die Spreizkraft bei minimalem Bohrereckmaß $d_{cut,min}$ 10% größer, bei $d_{cut,max}$ 20% kleiner als bei mittlerem Bohrereckmaß. Der prozentuale Einfluss des Bohrereckmaßes auf die Spreizkraft ist im gerissenen Beton ($w = 0,2$ mm)

deutlich größer. Die bezogene Spreizkraft beträgt im gerissenen Beton bei maximalem Bohrereckmaß 0,65 bzw. 1,32 bei minimalem Bohrereckmaß.

Durch die Variation des Schneidendurchmessers wird die radiale Dehnung des Dübels verändert. Der Einfluss des Bohrereckmaßes auf die Spreizkraft ist im gerissenen Beton größer als im ungerissenen Beton, da eine Erhöhung der Dehnung im ungerissenen Beton eine Spannungssteigerung entsprechend der Spannungs-Dehnungsbeziehung bedeutet. Je nach Größe der Stauchung ist der Einfluss größer, wenn die Kurve weniger im plastischen Bereich liegt. Im gerissenen Beton hat die radiale Dehnung des Kunststoffes jedoch einen deutlich größeren prozentualen Einfluss auf die Spreizkraft als im ungerissenen Beton (vgl. Abschnitt 4.2.4.1.1). Eine größere radiale Dehnung bedeutet wegen des abnehmenden Entlastungsmoduls einen prozentual geringeren Spreizkraftabfall bei Rissöffnung. Daher ist der Einfluss des Bohrereckmaßes auf die Spreizkraft im gerissenen Beton größer als im ungerissenen Beton.

Die Dehnungsdifferenz $\Delta \epsilon_{\text{Riss}}$ infolge der Rissöffnung ist unabhängig vom Bohrlochdurchmesser. Die Spannungsdifferenz infolge der Rissöffnung hängt nur von der Form der Entlastungskurve und vom Entlastungsmodul ab. Deshalb muss die bezogene Spreizkraft, wie beim Einfluss des Dübeldurchmessers, mit zunehmender Rissbreite bei maximalem Bohrereckmaß abnehmen und bei minimalem Bohrereckmaß zunehmen. Hier hat wiederum die absolute Größe der Anfangsverformung einen Einfluss auf die Form der Entlastungskurve.

Bei den Berechnungen mit der größeren Stauchung des Kunststoffes ist der Einfluss des Bohrereckmaßes auf die Spreizkräfte wesentlich geringer, da die Veränderung der Dehnung durch die Variation des Schneidendurchmessers bei größerer Anfangsverformung prozentual kleiner ist. Dadurch ist auch der prozentuale Einfluss auf die Spreizkraft im gerissenen und ungerissenen Beton geringer.

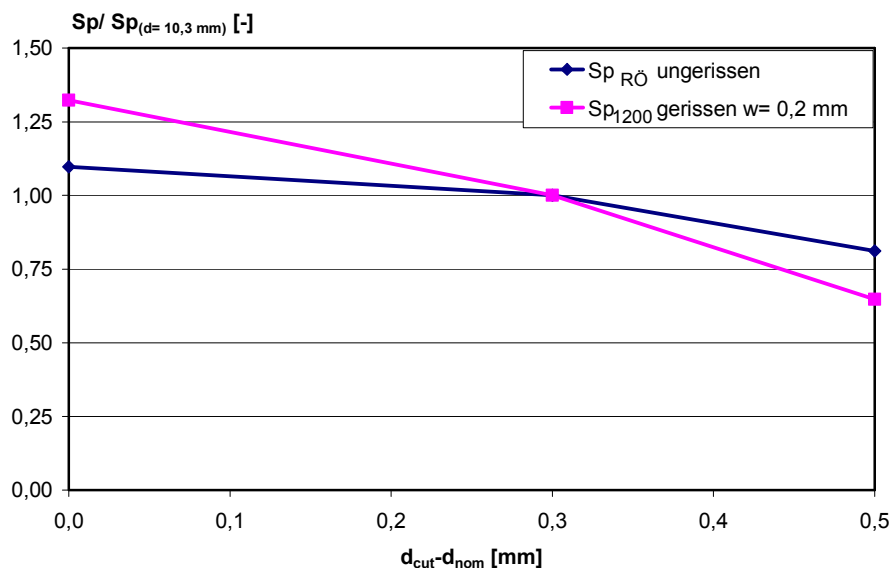


Bild 4.42 Einfluss des Bohrereckmaßes auf die bezogene Spreizkraft im ungerissenen Beton ($t=10$ Minuten) und im gerissenen Beton ($w=0,2$ mm) 10 Minuten nach der Rissöffnung; Berechnung mit geringerer Anfangsverformung $l_0=0,37$ mm; Modell Dübel Typ 2 ($\epsilon_{\text{radial}}=11\%$).

4.2.4.6 Einfluss von Feuchtigkeit und Temperatur

Polyamid nimmt reversibel Wasser auf. Mit der Wasseraufnahme bzw. -abgabe ist eine Volumenänderung verbunden, die etwa 0,9% je Prozent Wasseraufnahme beträgt. Die Volumenzunahme kann in eine lineare Längenänderung von etwa 0,3% je Prozent Wasseraufnahme ($30 \cdot 10^{-4} (\%)^{-1}$) umgerechnet werden (Tome (2000)). Durch das Quellen verändern sich beim Kunststoffdübel die Maße der Kunststoffhülse und entsprechend die aufgebracht

radiale Kunststoffdehnung ϵ_{radial} . Im Gegensatz zur Volumenänderung durch Quellen und Schwinden beträgt der thermische Längenausdehnungskoeffizient von Polyamid nur etwa $8,5 \cdot 10^{-4} (10\text{K})^{-1}$ (0,085% je 10 K). Der Einfluss von Feuchtigkeit und Temperatur auf die radiale Dehnung der Kunststoffhülse ist in Bild 4.43 beispielhaft für die Maße des Dübels Typ 2 dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Änderung der radialen Kunststoffdehnung infolge Feuchtigkeitsaufnahme deutlich größer ist als infolge Temperatureinwirkung.

Weiterhin ändert sich bei Einwirkung von Feuchtigkeit oder Temperatur die Festigkeit bzw. der Elastizitätsmodul von Polyamid (vgl. Bild 2.6). Der E-Modul variiert beim Verspreizen von Schraubdübeln zusätzlich aufgrund der Erwärmung des Kunststoffes beim Eindrehen der Schraube (vgl. Bild 4.5), während bei Rissöffnung der E-Modul bei Umgebungstemperatur vorliegt. Insgesamt ergibt sich bei Einwirkung von Temperatur bzw. Feuchtigkeit ein sehr komplexer Zustand, der durch verschiedene Parameter beeinflusst wird, die im Rahmen der durchgeführten FE-Rechnungen nicht realistisch berücksichtigt werden können. Es werden daher stark vereinfachte Annahmen getroffen, um mögliche Tendenzen der Spreizkräfte aufzuzeigen.

Die Volumenänderung bei Feuchtigkeitsaufnahme wurde in den FE-Rechnungen durch eine Änderung der Dicke der Dübelhülse und der Schlitzbreite berücksichtigt. Die Höhe der Kerbe zwischen den Rippen bleibt konstant. Die Maße des Modells wurden so geändert, dass sich eine lineare Volumenzunahme von ca. 8% zwischen dem trockenen Zustand und dem nassen Zustand ergibt. Dies entspricht in etwa den Wassergehalten von 0% und ca. 8%. Den Berechnungen liegt die Annahme zu Grunde, dass das Referenzmodell des Dübels Typ 2 beim Ausgleichsfeuchtegehalt (2,5%) modelliert wurde. Die untersuchten Rissbreiten betragen $w = 0,2 \text{ mm}$ und $w = 0,4 \text{ mm}$. Zusätzlich wurden Berechnungen bei einer geringeren Kunststoffdehnung durchgeführt.

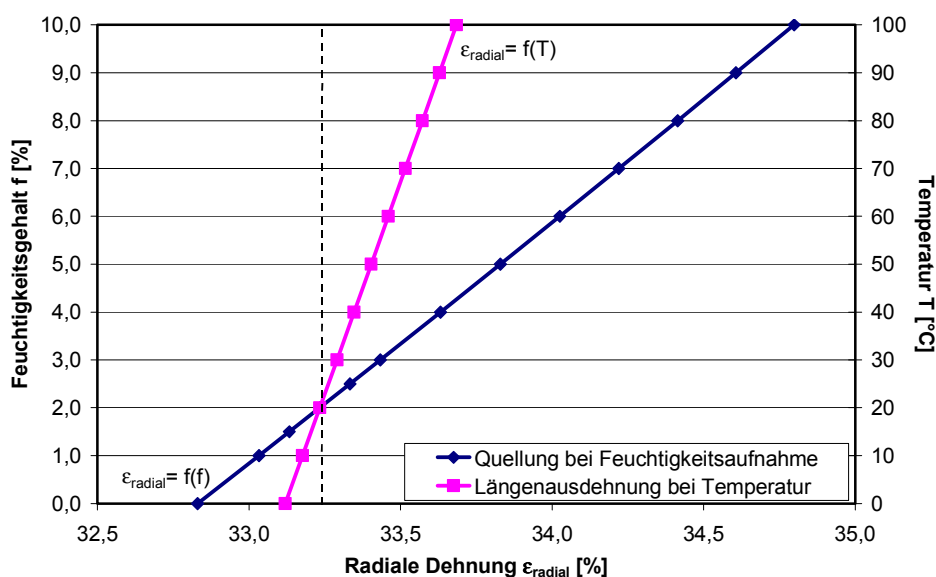


Bild 4.43 Einfluss von Temperatur T und Feuchtegehalt f auf die radiale Dehnung des Dübels Typ 2.

Zunächst wird in den Berechnungen zum Einfluss der Feuchtigkeit auf den Spreizkraftverlauf nur die Volumenänderung, d.h. der geometrische Einfluss, berücksichtigt. Die Ergebnisse der Berechnungen mit der geringeren radialen Dehnung (radiale Dehnung ca. 11%) sind in Bild 4.44 als bezogene Spreizkräfte über dem Wassergehalt aufgetragen. Bezugswert ist die Spreizkraft im luftfeuchten Zustand. Ähnlich wie bei den Berechnungen zum Einfluss des Bohrereckmaßes ist bei den Berechnungen mit der größeren Anfangsverformung der Einfluss der geometrischen Veränderung infolge des variierenden Feuchtegehalts deutlich geringer als bei den Berechnungen mit der kleineren Anfangsverformung. Daher wird auf eine

Darstellung der Berechnungen mit der größeren Anfangsverformung verzichtet. Bei einer radialen Dehnung von 11% sind die Spreizkräfte im gerissenen Beton ($w = 0,2 \text{ mm}$) im trockenen Zustand ca. 25% geringer bzw. im nassen Zustand ca. 30% größer als im luftfeuchten Zustand. Im ungerissenen Beton betragen die bezogenen Werte ca. 0,9 im trockenen Zustand und 1,05 im nassen Zustand. Durch die geometrischen Veränderungen des Modells ergeben sich mit zunehmendem Feuchtegehalt im ungerissenen und gerissenen Beton zunehmende Spreizkräfte. Dies steht im Widerspruch zu Erkenntnissen aus der Literatur wonach die Herausziehlasten (und entsprechend die Spreizkräfte) im ungerissenen Beton mit zunehmendem Feuchtegehalt abnehmen (vgl. Bild 3.10). Allerdings sind in den Berechnungen keine Materialveränderungen sondern nur geometrische Veränderungen berücksichtigt.

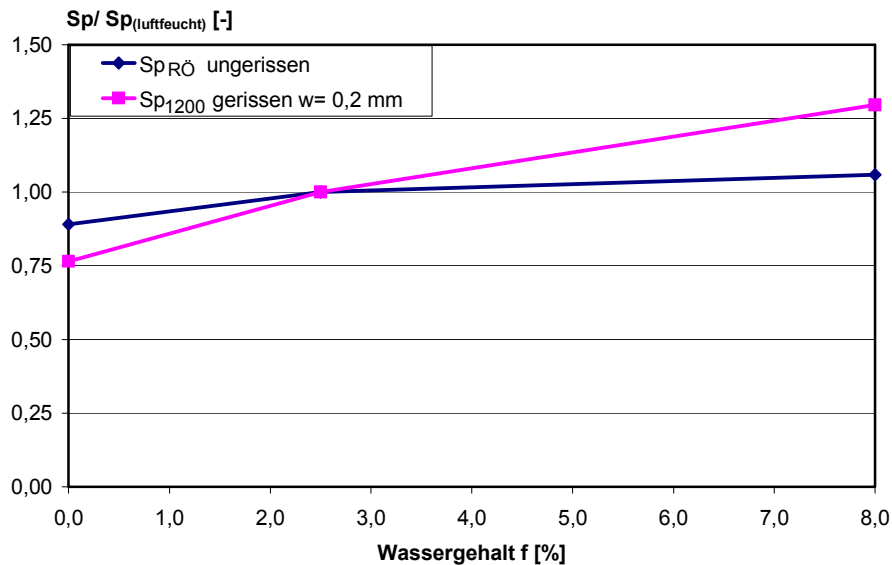


Bild 4.44 Einfluss des Feuchtegehalts auf die bezogene Spreizkraft im ungerissenen Beton $Sp_{R\ddot{O}}$ ($t = 10$ Minuten) und im gerissenen Beton Sp_{1200} ($w = 0,2 \text{ mm}$) 10 Minuten nach der Rissöffnung; Berechnung mit geringerer Anfangsverformung $l_0 = 0,37 \text{ mm}$; Modell Dübel Typ 2 ($\epsilon_{\text{radial}} = 11\%$) (Modell nur geometrisch angepasst).

Um den Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts der Dübelhülse weiter zu untersuchen, wurden Berechnungen durchgeführt, die durch eine Änderung des E-Moduls den Einfluss der veränderten Materialeigenschaften stark vereinfacht berücksichtigen. Die E-Moduln zur Berechnung des Verspreizens entsprechen näherungsweise einer geschätzten mittleren Temperatur nach Bild 2.6. Bei der Rissöffnung entsprechen die E-Moduln den Werten im jeweiligen Konditionierungszustand bei $T = 20^\circ\text{C}$.

In Bild 4.45 ist der Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts auf die Spannungs-Dehnungskurven von Polyamid dargestellt. Das Bild zeigt links die Spannungs-Dehnungskurven, die unter Annahme von realistischen mittleren Temperaturen beim Verspreizen von Schraubdübeln ermittelt wurden. Auf die entsprechenden Temperaturen wird später eingegangen. Das rechte Bild zeigt exemplarisch den Spannungs-Dehnungsverlauf, wenn die Temperatur beim Verspreizen geringer ist. Aufgrund der stark vereinfachten Annahmen bezüglich des Materialmodells können nur Tendenzen aufgezeigt werden. Die Kurven wurden an einem FE-Element mit dem Materialmodell des Kunststoffes ermittelt. Bei den Berechnungen wurde entsprechend den Konditionierungszuständen sowohl die Dehnung als auch der E-Modul variiert. In den Berechnungen mit den Dübelgeometrien wurden die gleichen Materialmodelle bei Be- und Entlastung wie in Bild 4.45 links verwendet. Die im rechten Bild verwendeten E-Moduln wurden nur exemplarisch ohne tatsächlichen realen Bezug ausgewählt.

Der Referenzzustand (Konditionierung luftfeucht) ist in Bild 4.45 blau (mittlere Kurve) dargestellt. Bild 4.45 links zeigt die Spannungs-Dehnungskurve, wie sie bei Schraubdübeln auftreten kann. Durch Vergrößerung des Elastizitätsmoduls und Verkleinerung der maximalen Dehnung beim Verspreizen (entspricht dem Zustand trocken, rote Kurve) ergibt sich eine

größere Spannung als im Referenzzustand. Aufgrund des größeren E-Moduls bei Rissöffnung ist auch der Entlastungsmodul größer als im Referenzzustand, so dass bei gleicher Dehnungsdifferenz $\Delta\epsilon_{\text{Riss}}$ der Spannungsabfall $\Delta\sigma_{\text{Riss}}$ deutlich größer ist. Im nassen Zustand (grüne Kurve) sind die Tendenzen umgekehrt. Beim Verspreizen ergibt sich wegen des geringeren E-Moduls eine niedrigere Spannung als im luftfeuchten Zustand. Bei Rissöffnung ist der Entlastungsmodul ebenfalls kleiner, so dass die Spannung nach der Rissöffnung etwas größer ist als im Referenzzustand (Bild 4.45 links).

Überträgt man das beschriebene Verhalten auf den Spreizkraftverlauf von Kunststoffdübeln, so sind Zustände möglich, bei denen die Spreizkraft im ungerissenen Beton im trockenen Zustand größer ist als im luftfeuchten Zustand. Infolge der Rissöffnung nimmt die Spreizkraft im trockenen Zustand aufgrund des größeren Entlastungsmoduls aber stärker ab, so dass sich im trockenen Zustand nach der Rissöffnung eine kleinere Spreizkraft als im luftfeuchten Zustand einstellen kann. Entgegengesetzt dazu kann im nassen Zustand der kleinere Entlastungsmodul im gerissenen Beton zu einer größeren Spreizkraft führen, während die Spreizkraft im ungerissenen Beton kleiner ist als im Referenzzustand.

Aus Bild 4.45 rechts wird deutlich, dass das Verhalten des Kunststoffes vor allem im trockenen Zustand sehr stark vom Elastizitätsmodul abhängt, der sich bei Belastung (Eintreiben des Spreizelementes) einstellt. Ist der E-Modul im trockenen Zustand beim Verspreizen infolge einer geringen Erwärmung des Kunststoffes (z.B. langsames Eindrehen oder Nageldübel) sehr groß, so ist der Abstand der Spannungs-Dehnungskurven bzw. der Spreizkräfte im ungerissenen Beton im trockenen und luftfeuchten Zustand groß und auch die Spannung bzw. Spreizkraft nach der Rissöffnung kann oberhalb des Wertes des Referenzzustandes liegen. Im nassen Zustand ist die Veränderung des E-Moduls durch steigende Temperaturen deutlich geringer als im trockenen Zustand (vgl. Bild 2.6). Dennoch ergibt sich in nassem Zustand nach der Entlastung des Kunststoffes eine geringere Spannung als in luftfeuchtem Zustand (Bild 4.45 rechts).

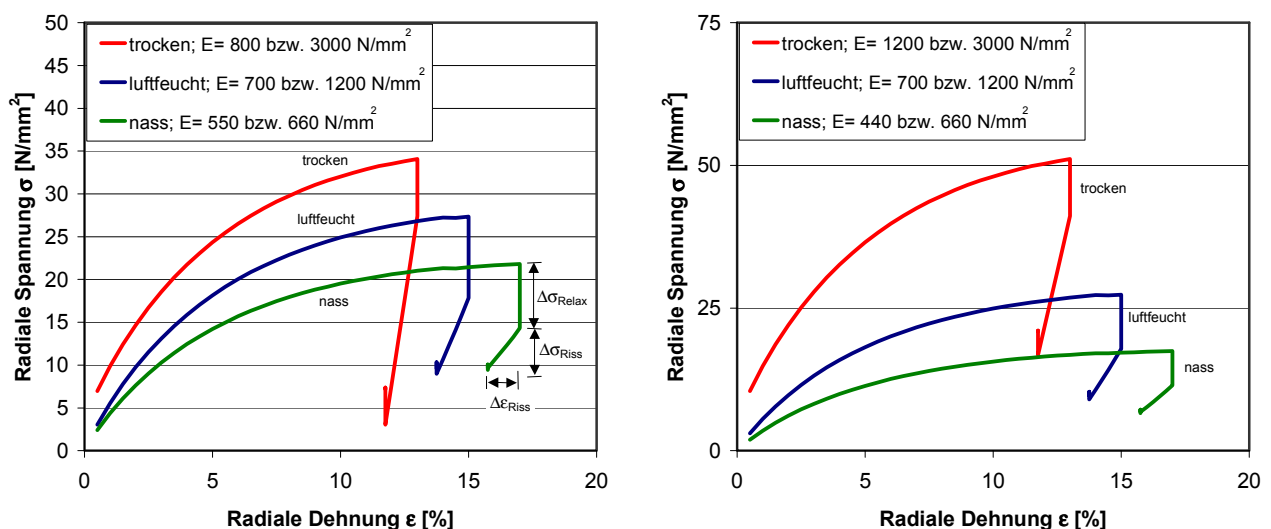


Bild 4.45 Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts (entspricht der Variation des E-Moduls und der Dehnung) auf den Spannungs-Dehnungsverlauf des Polyamids bei Be- und Entlastung; Berechnung an einem FE-Element.

In den folgenden FE-Studien zum Einfluss des Materialmodells auf den Spreizkraftverlauf von Kunststoffdübeln sollte, basierend auf den Beobachtungen bei Ausziehversuchen mit Kunststoffdübeln in gerissenem Beton (Abschnitt 6.2.4), durch gezielte Variation des E-Moduls ein Zustand erreicht werden, bei dem die Spreizkräfte im ungerissenen Beton mit zunehmendem Feuchtegehalt abfallen und im gerissenen Beton ansteigen. Die Berechnungen wurden am Modell des Dübels Typ 2 mit der kleinen radialen Dehnung durchgeführt.

In Bild 4.46 sind die Ergebnisse der Berechnungen zum Einfluss der Feuchtigkeit der Dübelhülse auf den Spreizkraftverlauf dargestellt. Die Darstellung zeigt bezogene Spreizkraftwerte Sp_{R0} bzw. Sp_{1200} . Bezugswert ist die jeweilige Spreizkraft im luftfeuchten Zustand. Die Be-

rechnung im trockenen Zustand wurde beim Verspreizen mit einem E-Modul von 800 N/mm^2 durchgeführt. Dies entspricht nach Bild 2.6 im trockenen Zustand einer mittleren Temperatur von etwa 80°C . Die Rissöffnung wurde mit einem E-Modul von 3000 N/mm^2 ($T = 20^\circ\text{C}$) simuliert. Im nassen Zustand wurde mit den E-Moduln von 550 N/mm^2 ($T \approx 50^\circ\text{C}$) und 660 N/mm^2 ($T = 20^\circ\text{C}$), im luftfeuchten Zustand mit den E-Moduln 700 N/mm^2 ($T \approx 45^\circ\text{C}$) und 1200 N/mm^2 ($T = 20^\circ\text{C}$) gerechnet. Die angegebenen Temperaturen, die den verwendeten Elastizitätsmoduln von PA6 entsprechen (vgl. Bild 2.6), sind beim Verspreizen im nassen und luftfeuchten Zustand etwa vergleichbar, während die Temperatur im trockenen Zustand deutlich größer ist.

In Bild 4.46 ist zu erkennen, dass die Spreizkraft im ungerissenen Beton im nassen Zustand durch die Zunahme der radialen Dehnung und die Abnahme des Elastizitätsmoduls kleiner ist als im luftfeuchten Zustand, während sich im gerissenen Beton ($w = 0,2 \text{ mm}$) eine größere Spreizkraft ergibt. Die bezogenen Spreizkraftwerte betragen im ungerissenen Beton 0,84 und im gerissenen Beton 1,23. Das sich in Bild 4.45 für den Spannungs-Dehnungsverlauf des Polyamids im trockenen Zustand abzeichnende Verhalten konnte für den Spreizkraftverlauf nicht erreicht werden. Die Spreizkräfte sind im gerissenen und ungerissenen Beton größer als im luftfeuchten Zustand. Im gerissenen Beton ist die Spreizkraft etwa 11% größer als im luftfeuchten Zustand, während sie im ungerissenen Beton ca. 40% größer ist. Durch eine weitere Reduktion des E-Moduls beim Verspreizen (Erhöhung der Temperatur) kann erreicht werden, dass die Spreizkraft im gerissenen Beton kleiner ist als im luftfeuchten Zustand. Die dazu notwendigen Temperaturen sind jedoch unrealistisch hoch.

Ein Vergleich der bezogenen Spreizkräfte mit in der Literatur beschriebenen bezogenen Herausziehlasten im ungerissenen Beton (Bild 3.10) zeigt, dass die berechneten bezogenen Spreizkräfte den bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln in etwa entsprechen.

Zusammenfassendes Ergebnis der Studie ist, dass die Spreizkraft im nassen Zustand unter Verwendung realistischer Annahmen für den E-Modul vor der Rissöffnung kleiner als im Referenzzustand ist, während sie nach der Rissöffnung größer ist. Im trockenen Zustand ist hingegen die Größe des E-Moduls beim Eintreiben des Spreizelementes und damit die Erwärmung des Kunststoffes von Bedeutung. Nur bei einem geringen Unterschied der Spreizkräfte nach dem Verspreizen im trockenen und luftfeuchten Zustand, der sich bei starker Erwärmung des Kunststoffes beim Eintreiben des Spreizelementes ergibt, ist es möglich, dass die Spreizkräfte vor der Rissöffnung mit zunehmendem Feuchtegehalt abnehmen und im gerissenen Beton zunehmen (vgl. auch Bild 4.45).

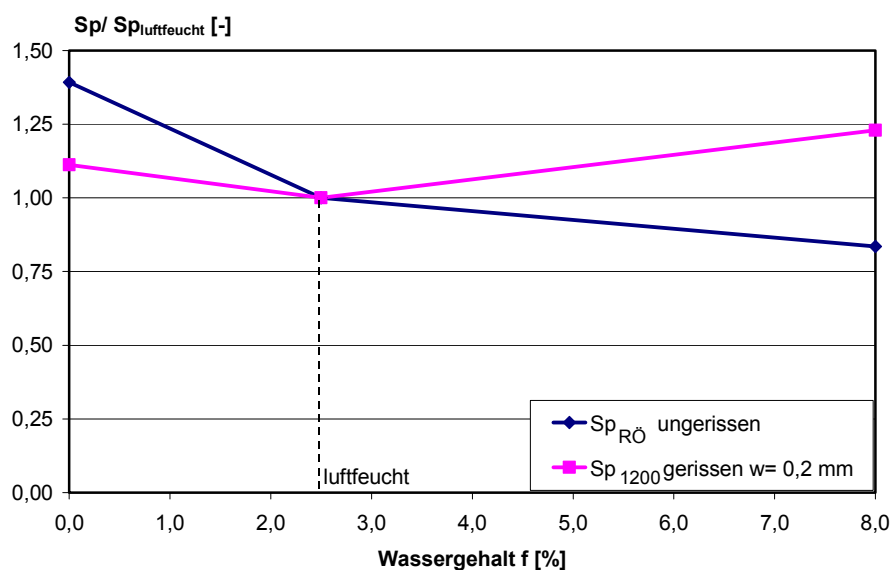


Bild 4.46 Einfluss des Feuchtegehalts auf die bezogene Spreizkraft im ungerissenen Beton Sp_{R0} ($t = 10$ Minuten) und im gerissenen Beton Sp_{1200} ($w = 0,2 \text{ mm}$) 10 Minuten nach der Rissöffnung; Modell Dübel Typ 2 ($\epsilon_{\text{radial}} = 11\%$), (variable Dehnung und variabler E-Modul).

Der Einfluss der Temperatur auf den Spreizkraftverlauf wurde ohne eine Veränderung der Geometrie des Modells untersucht, da die Temperaturdehnung von Polyamid wesentlich geringer ist als die Volumenzunahme durch Quellen. Bei den Berechnungen wurde der E-Modul des Materialmodells variiert. Der E-Modul betrug bei der Berechnung bei $T = 0^\circ\text{C}$ beim Verspreizen 700 N/mm^2 . Dies entspricht nach Bild 2.6 einer mittleren Temperatur im luftfeuchten Zustand von ca. 40°C . Bei Rissöffnung wurde der E-Modul zu 3.000 N/mm^2 angenommen. Die Berechnung bei 50°C wurde mit den E-Moduln von 420 N/mm^2 beim Verspreizen ($T \approx 80^\circ\text{C}$) und 620 N/mm^2 ($T \approx 50^\circ\text{C}$) bei Rissöffnung durchgeführt.

Bild 4.47 zeigt die bezogenen Spreizkräfte in Abhängigkeit von der Temperatur bei Rissöffnung. Bezugswert ist die Spreizkraft (Sp_{R0} oder Sp_{1200}) bei $T = 20^\circ\text{C}$. Bei einer Temperatur von 0°C ergeben sich Spreizkräfte, die im gerissenen und ungerissenen Beton fast doppelt so groß sind wie bei 20°C . Auch durch eine weitere Reduktion des E-Moduls beim Verspreizen (stärkere Erwärmung beim Eindrehen) und unter Berücksichtigung einer minimal veränderten radialen Dehnung (Längenänderung infolge Temperatur) ist kein Zustand erreichbar, in dem die Spreizkraft bei 0°C kleiner ist als bei 20°C . Bei 50°C sind die Spreizkräfte etwa 40% geringer als bei 20°C . Auch in diesem Fall bewirkt eine Veränderung des E-Moduls (geringere Erwärmung beim Verspreizen) und eine Anpassung der radialen Dehnung keine Umkehrung der in Bild 4.47 dargestellten Tendenzen.

Ein Vergleich der berechneten bezogenen Spreizkräfte im ungerissenen Beton mit den in der Literatur beschriebenen Ergebnissen von Ausziehversuchen (Bild 3.9) zeigt, dass der Einfluss der Temperatur hinsichtlich der Spreizkraft bei den Berechnungen im Bereich niedriger Temperaturen stark überschätzt wird. Allerdings ist zu berücksichtigen, dass der Reibbeiwert unter Umständen von der Temperatur ebenfalls beeinflusst wird, so dass Spreizkraft und Herausziehlust nicht proportional zueinander sein müssen.

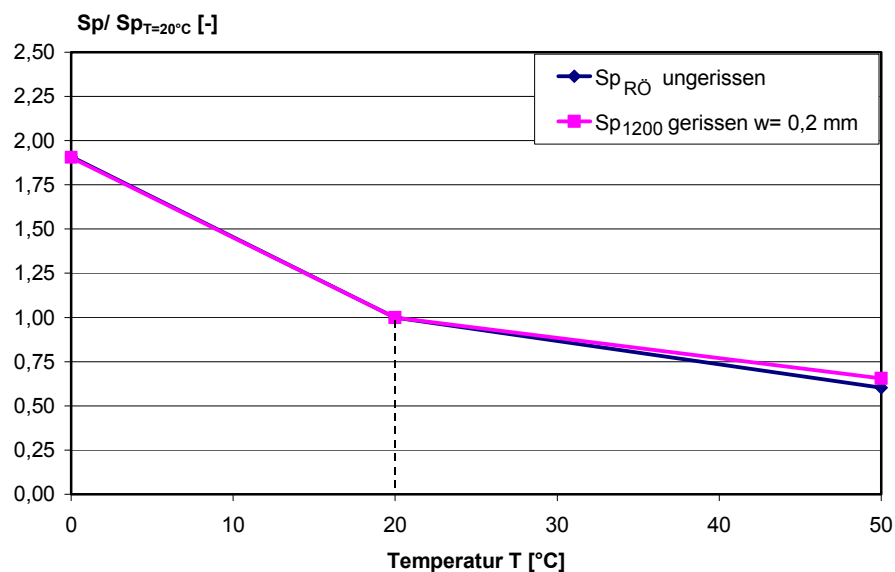


Bild 4.47 Einfluss der Temperatur auf die bezogene Spreizkraft im ungerissenen Beton Sp_{R0} ($t = 10$ Minuten) und im gerissenen Beton Sp_{1200} ($w = 0,2\text{ mm}$) 10 Minuten nach der Rissöffnung; Modell Dübel Typ 2 ($\epsilon_{\text{radial}} = 11\%$), (variabler E-Modul, Dehnung nicht variiert).

Um realistischere Ergebnisse der Einflüsse von Temperatur und Feuchtigkeit zu erhalten, müssten Materialmodelle erstellt werden, die den betrachteten Zuständen besser angepasst sind (Angleichung der Spannungs-Dehnungs-Beziehungen). Weiterhin müsste der Temperaturverlauf des Spreizelementes und der Dübelhülse beim Verspreizen für alle Zustände bestimmt werden. Genauere Ergebnisse könnten erreicht werden, wenn der Temperaturverlauf des Kunststoffes bei der Berechnung exakt vorgegeben werden kann.

Abschließend lässt sich zusammenfassen, dass die Spreizkräfte im ungerissenen Beton aufgrund der veränderten Materialeigenschaften (Abnahme des E-Moduls mit zunehmendem

Feuchtegehalt) mit zunehmender Temperatur bzw. zunehmendem Feuchtegehalt abnehmen. Der Einfluss der veränderten radialen Dehnung auf die Spreizkraft infolge Volumenzunahme des Kunststoffes ist im ungerissenen Beton gering. Dagegen kann ein zunehmender Feuchtegehalt wegen der damit verbundenen zunehmenden radialen Dehnung und der Abnahme des Entlastungsmoduls im gerissenen Beton einen Anstieg der Spreizkraft bewirken. Dies wird allerdings wesentlich von der Erwärmung des Kunststoffes beim Eintreiben des Spreizelementes beeinflusst. Durch eine starke Erwärmung des Kunststoffes beim Verspreizen (kleiner E-Modul trotz trockenem Zustand) ergibt sich ein geringer Unterschied der Spreizkraft im trockenen und luftfeuchten Zustand. Dadurch kann sich bei Rissöffnung durch den größeren Entlastungsmodul im trockenen Zustand eine geringere Spreizkraft ergeben als im luftfeuchten Zustand. Die Spreizkraft nimmt dann mit zunehmendem Feuchtegehalt im gerissenen Beton zu. Daraus folgt direkt, dass bei Nageldübeln die Spreizkräfte im ungerissenen und gerissenen Beton mit zunehmendem Feuchtegehalt abnehmen, da die Dübelhülse beim Eintreiben des Spreizelementes kaum erwärmt wird. Dadurch ist die Differenz der Spreizkräfte nach dem Verspreizen in den Konditionierungszuständen groß und die Effekte aus radialer Dehnung und Änderung des Entlastungsmoduls bewirken bei Rissöffnung keine Umkehr der Tendenzen der Spreizkräfte.

Beim Einfluss von Temperatur ist die Änderung der radialen Dehnung gering und die Temperatur der Dübelhülse beim Verspreizen bei 0°C geringer als im trockenen Zustand. Daher nehmen die Spreizkräfte im ungerissenen und gerissenen Beton mit zunehmender Temperatur ab.

4.2.4.7 Einfluss der Belastungsgeschichte

Der Einfluss der Belastungsgeschichte wurde beispielhaft an einer Berechnung mit dem Modell des Dübels Typ 2 untersucht. Dabei wurde die Relaxationszeit vor der Rissöffnung von $t = 10$ Minuten auf $t = 1$ h erhöht und anschließend die Rissöffnung simuliert. Nach der Rissöffnung wurde die Spaltkraft weitere 10 Minuten beobachtet. Die Rissbreite beträgt $w = 0,2$ mm. In beiden Berechnungen wurde nach 10 Minuten das Materialmodell für Kunststoff bei Raumtemperatur verwendet, da davon auszugehen ist, dass die Dübelhülse nach 10 Minuten vollständig ausgekühlt ist.

Bild 4.48 zeigt den Verlauf der Spreizkraft der beiden Berechnungen in Abhängigkeit von der Zeit. Der Spreizkraftabfall in Folge der Rissöffnung ist in beiden Fällen annähernd gleich groß. Wegen der geringeren Spreizkraft vor der Rissöffnung ist die Spreizkraft in der Berechnung mit der längeren Relaxationszeit nach der Rissöffnung jedoch kleiner. Die Spreizkraft 10 Minuten nach der Rissöffnung ist in der Berechnung mit der längeren Relaxationszeit ebenfalls kleiner.

Eine längere Relaxationszeit vor der Belastung oder der Rissöffnung bedeutet eine niedrigere Ausgangspreizkraft, während der Spreizkraftabfall infolge der Rissöffnung annähernd gleich bleibt. Um die Vergleichbarkeit von Ergebnissen zu garantieren, muss deshalb bei der Versuchsdurchführung von Ausziehversuchen im ungerissenen und gerissenen Beton die Zeitdifferenz zwischen Montage und Dübelbelastung bzw. zwischen Montage und Rissöffnung und zwischen Rissöffnung und Dübelbelastung beachtet werden. Dies gilt in erhöhtem Maße bei Versuchen unter Temperatureinfluss, da erhöhte Temperaturen den Einfluss der Zeitdifferenz verstärken.

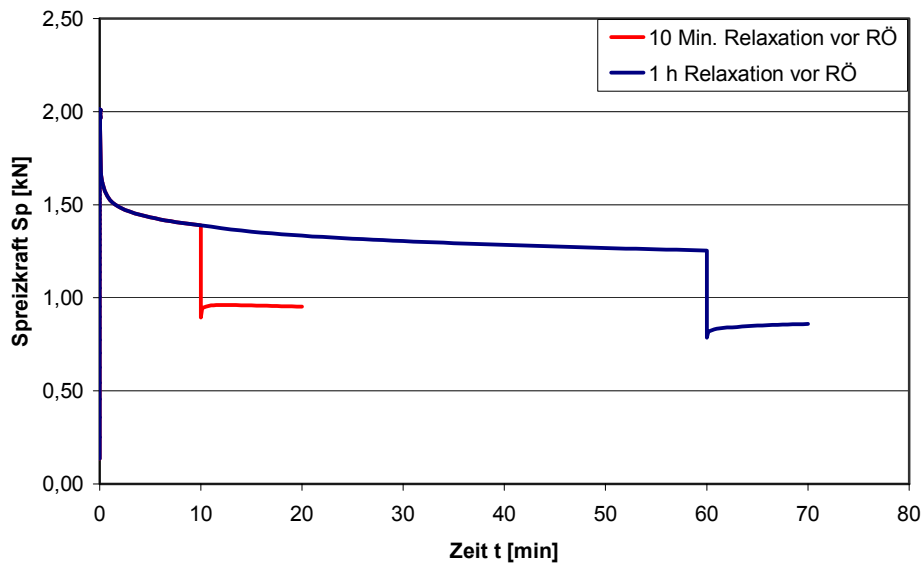


Bild 4.48 Einfluss der Relaxationszeit vor der Rissöffnung auf den Spitzkraftverlauf im ungerissenen und gerissenen Beton ($w = 0,2 \text{ mm}$); Modell Dübel Typ 2 ($\epsilon_{\text{radial}} = 33\%$).

4.2.4.8 Einfluss von bewegten Rissen

Der Einfluss von bewegten Rissen auf den Spitzkraftverlauf wurde an Berechnungen mit dem Modell des Dübels Typ 2 untersucht. Bei der Berechnung wurde das Verspreizen und die Relaxation wie bei den Rechnungen zum Einfluss der Rissbreite (Abschnitt 4.2.4.2) simuliert. Nach der Relaxationsphase wurde der Riss auf $0,2 \text{ mm}$ (obere Rissbreite) geöffnet und 1 Minute konstant gehalten. Danach wurde der Riss auf $0,1 \text{ mm}$ (untere Rissbreite) geschlossen und wieder 1 Minute konstant gehalten. Dieser Vorgang wurde insgesamt viermal wiederholt.

In Bild 4.49 ist der Spitzkraftverlauf in Abhängigkeit von der Zeit aufgetragen. Es wird deutlich, dass die Spitzkraft infolge jeder Rissöffnung abfällt, dann aber bei konstanter Rissbreite wieder ansteigt. Durch die Verkleinerung der Rissbreite wird der Kunststoff erneut gestaucht und die Spitzkraft steigt wieder an. Bei konstanter unterer Rissbreite fällt die Spitzkraft infolge der Relaxation des Kunststoffes wieder ab.

Bei Versuchen in bewegten Rissen werden Kunststoffdübel mit einer zentrischen Dauerlast beaufschlagt. Aus den Berechnungen wird deutlich, dass der kritischste Punkt für ein Versagen des Dübels der Zeitpunkt direkt nach der Rissöffnung ist, da die Spitzkraft am geringsten ist. Nach den Berechnungen sind die Spitzkraftwerte bei der unteren und oberen Rissbreite annähernd konstant. Hier sollten allerdings weitere Untersuchungen durchgeführt werden, die zeigen, ob das Niveau der Spitzkräfte auch bei deutlich mehr Rissbewegungen konstant bleibt. Denkbar wäre, dass eine Ermüdung des Kunststoffes mit zunehmender Anzahl der Rissbewegungen zu einem Abfall der Spitzkraft führt. Derartige Untersuchungen können allerdings nicht mit Hilfe des vorliegenden Modells durchgeführt werden, da die Berechnungen zu umfangreich sind.

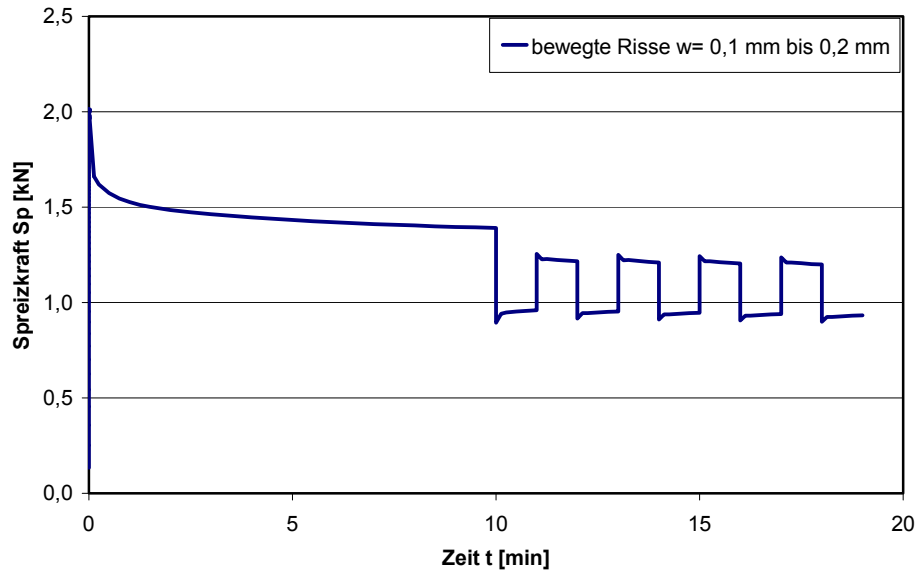


Bild 4.49 Einfluss von bewegten Rissen ($w = 0,2 \text{ mm}$ bis $0,1 \text{ mm}$) auf den Spreizkraftverlauf; Modell Dübel Typ 2 ($\epsilon_{\text{radial}} = 11\%$).

4.3 Untersuchungen mit einem nicht-isothermen viskoelastischen 3D-Deformationsmodell an einem Massepunkt

Im vorigen Abschnitt konnte gezeigt werden, dass die Erwärmung des Kunststoffes beim Eintreiben des Spreizelementes die Spreizkraft von Kunststoffdübeln wesentlich beeinflusst. Das verwendete nichtlineare Finite-Element-Programm kann den Einfluss von Temperatur auf das Spannungs-Dehnungsverhalten nur stark vereinfacht und näherungsweise abbilden. Daher wurden weitere numerische Simulationen mit dem Programm 3D-Defmod, das an der Universität Essen am Lehrstuhl für Kunststofftechnik entwickelt wurde, durchgeführt. Das Programm 3D-Defmod bietet die Möglichkeit, einem Massepunkt beliebige Belastungsgeschichten vorzugeben, und die daraus resultierende Werkstoffantwort zu berechnen. Als Belastungsgeschichte können dabei Temperaturverläufe mit Spannungs- oder Dehnungsvorgaben kombiniert werden.

4.3.1 Das Programm 3D-Defmod

Das 3-dimensionale Deformationsmodell basiert auf den Arbeiten von *Schmachtenberg (1987)*, *Schöche (1997)* und *Wanders (1999)*. *Wanders* erweiterte das Grundmodell, das *Schmachtenberg* für 1-dimensionale isotherme Deformationsvorgänge herleitete und *Schöche* auf nicht-isotherme Deformationsvorgänge erweiterte, auf 3-dimensionale isotherme Deformationsvorgänge. In weiterführenden bisher nicht veröffentlichten Arbeiten wurde das 3-dimensionale isotherme Modell zur Berücksichtigung nicht-isothermer Anwendungen verändert.

Um das nichtlineare viskoelastische Deformationsverhalten von Kunststoffen mit Hilfe eines Feder-Dämpfer-Systems beschreiben zu können, ist es notwendig, die Viskosität η des Dämpfers lastabhängig und temperaturabhängig zu definieren. *Wanders* verwendet hierzu ein allgemeines 3-dimensionales Maxwell-Element, das neben einem Hook'schen Element in jeder Raumrichtung Dämpfer aufweist, die über Leitungen zum Ausgleich der Fließvorgänge in den Raumrichtungen miteinander verbunden sind (vgl. Bild 4.50). Die lastabhängigen Fließigenschaften der Dämpfer werden über Fließlinien definiert, die die Fließgeschwindigkeit jedes Dämpfers in Abhängigkeit von der Belastung und der Temperatur angeben. Umrechnungen zwischen sich ändernder Dehnungsrate oder Temperatur werden mit dem Zeit-Temperatur-Verschiebungsprinzip realisiert. Die 3-dimensionalen Fließvorgänge des Dämpfersystems werden unter der Voraussetzung der Volumenkonstanz im Gesamtsystem berechnet.

Prinzipiell gibt es für jedes Grundelement drei mögliche Zustände. Ein Grundelement gilt als elastisch, wenn die auftretende Dehnungsänderung vollständig durch das Hook'sche Element aufgenommen werden kann. In den Dämpfern kommt es bei elastischen Verformungen zu keiner Dehnungsänderung.

Ein Element ist aktiv, wenn Dehnungsänderungen vom Hook'schen Element und vom Dämpfersystem aufgenommen werden.

Das Verhalten eines Grundelementes wird als plastisch bezeichnet, wenn die aufgeprägte Dehnungsänderung nur durch Fließvorgänge in den Dämpfern aufgenommen wird. In diesem Fall resultiert aus der Dehnungsänderung keine Spannungszunahme.

Das endgültige 3-dimensionale Deformationsmodell setzt sich aus einer Parallelschaltung einer endlichen Anzahl von Maxwell-Grundmodellen zusammen. Dabei werden den einzelnen Maxwell-Modellen unterschiedliche Elastizitätsmoduln zugewiesen. Mit zunehmender Dehnungsänderung geht eine ansteigende Anzahl an Grundelementen vom rein elastischen in den aktiven und später in den plastischen Zustand über.

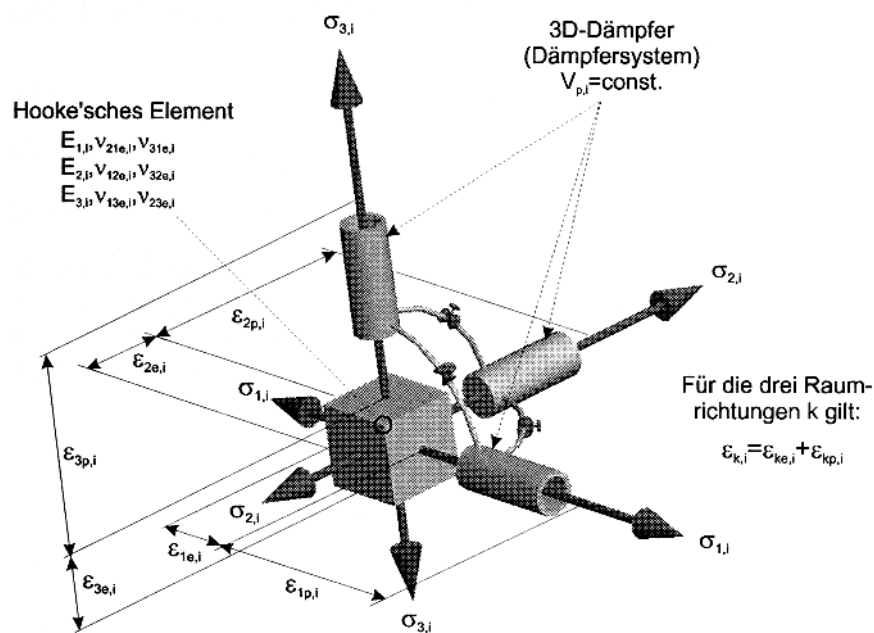


Bild 4.50 3D-Maxwell-Grundmodell des nichtlinearen viskoelastischen Deformationsmodells von Wanders (1999).

4.3.2 Kalibrierung des Materialverhaltens des Kunststoffes

Die Modellkalibrierung erfolgt anhand einachsiger Zug- oder Druckversuche, die mit konstanter Dehngeschwindigkeit bei verschiedenen Temperaturen durchgeführt werden. Die Spannungs-Dehnungskurven werden durch einen numerischen Ansatz approximiert, der für unendlich große Dehnungen gegen die Streckspannung konvergiert. Hieraus ergibt sich eine Beschränkung des Modells auf Spannungen bzw. Dehnungen, die unterhalb der Streckspannung liegen.

Prinzipiell muss vor der Kalibrierung eine Festlegung der Anzahl der parallel geschalteten Grundelemente durchgeführt und eine Annahme der Verteilung der Elastizitätsmoduln auf die Grundelemente getroffen werden. Die E-Moduln werden dabei so verteilt, dass die Summe der einzelnen Moduln gleich der maximalen Gesamtsteifigkeit des Werkstoffes ist. Die maximale Steifigkeit entspricht dabei dem E-Modul bei der geringsten Temperatur, bei der das Modell eingesetzt werden soll. Die Verteilung der Elastizitätsmoduln wird dann in Form einer geometrischen Reihe vorgenommen. Als minimaler E-Modul wird 1% der Gesamtsteifigkeit vorgeschlagen.

Aus den oben genannten Annahmen werden für jedes Element anhand der Spannungs-Dehnungsbeziehungen bei verschiedenen Temperaturen Fließlinien mit einem geeigneten Algorithmus iterativ berechnet.

Die Kalibrierung des verwendeten Materialmodells wurde anhand der Druckversuche mit Ultramid B3L[®] aus Bild 2.7 durchgeführt.

4.3.3 Ergebnisse der Deformationsstudien an einem Massepunkt

Bei den Studien mit dem Programm 3D-Defmod stellte es sich heraus, dass nicht-isotherme Belastungen nicht korrekt von der verwendeten Programmversion berechnet werden. Die Berechnungen wurden daher isotherm mit verschiedenen Temperaturen durchgeführt. Deshalb wurde hauptsächlich der Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit auf den Spannungsverlauf untersucht.

Der Massepunkt wurde in einer Spannungsrichtung mit einer Stauchung von 3% belastet. Die Belastung wurde zeitabhängig durchgeführt. Die Zeitdifferenz zwischen Belastungsbeginn und Erreichen der maximalen Dehnung betrug 0,5 Minuten bzw. 3 Minuten. Nach der Aufbringung der Dehnung wurde diese bis zum Zeitpunkt $t = 10$ Minuten konstant gehalten. Die Dehnung der zweiten Koordinatenrichtung wurde behindert, während die dritte Richtung frei verformbar gewählt wurde. In dieser Richtung wurde die Spannung auf null gehalten. Nach einer Zeit von 10 Minuten wurde die aufgebrachte Stauchung innerhalb von 0,2 Minuten auf einen Wert von 2% reduziert. Die Temperatur betrug während der gesamten Zeit $T = 60^\circ\text{C}$. In der Berechnung wurden 15 Grundelemente parallel geschaltet.

Bild 4.51 zeigt den Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit bei der Dehnungsaufbringung auf den bezogenen Spannungsverlauf. Bezugswert der Spannung ist die maximale Spannung bei langsamer Dehnungsaufbringung. Angewendet auf das Tragverhalten von Kunststoffdübeln bedeutet die langsame Dehnungsaufbringung eine langsame Montage des Spreizelementes, wie es zum Beispiel bei Montage mit einem Drehmomentschlüssel der Fall ist. Der andere Lastfall steht für die Montage mit einem Schrauber.

Aus Bild 4.51 geht hervor, dass die maximale Spannung nach dem Verspreizen bei der schnelleren Montage größer ist als bei der langsameren Montage, da bei der langsameren Montage während der längeren Montagezeit größere Spannungsanteile relaxieren. Bei der schnelleren Montage ist die maximale Spannung nach der Dehnungsaufbringung größer, zum Zeitpunkt $t = 10$ Minuten ergibt sich jedoch bei langsamer Montage eine höhere Spannung als bei schneller Montage. Die Spannungsabnahme infolge Relaxation ist bei der schnelleren Belastung des Kunststoffes größer, da insgesamt das höhere Belastungsniveau zu einer größeren Spannungsabnahme infolge Relaxation führt. Weiterhin ist der elastische Anteil der Verformung, der letztendlich relaxiert, bei der schnellen Dehnungsaufbringung größer als bei der langsamen Dehnungsaufbringung.

Die Spannungsabnahme infolge der Reduzierung der Dehnung (entspricht Rissöffnung) und die Spannungszunahme nach der Dehnungsreduzierung ist bei beiden Lastfällen etwa gleich, da die Dehnungsdifferenz und die Temperatur gleich sind.

In Bild 4.52 ist der Einfluss der Temperatur auf den zeitlichen Verlauf der Spannung dargestellt. Die Belastung erfolgte in beiden Berechnungen mit einer Stauchung von 3%, die innerhalb von 0,5 Minuten aufgebracht wurde. Die Berechnungen wurden bei einer Temperatur von 40°C und 60°C durchgeführt. Die Darstellung zeigt die bezogene Spannung. Bezugswert ist die maximale Spannung der Berechnung bei einer Temperatur von 60°C .

Die Spannung direkt nach der Dehnungsaufbringung ist bei einer Temperatur von 40°C wegen des größeren Elastizitätsmoduls deutlich größer als bei einer Temperatur von 60°C . Die Spannungsabnahme infolge Relaxation ist bei der Berechnung mit 40°C größer als bei der Berechnung mit 60°C . Dies ist auf das wesentlich höhere Belastungsniveau bei der geringeren Temperatur zurückzuführen. Der bezogene und der absolute Spannungszuwachs nach der Entlastung ist bei der Simulation mit einer Temperatur von 60°C kleiner als bei der Berechnung bei einer Temperatur von 40°C . Bei der Entlastung bei 60°C sind die Molekülketten

des Kunststoffes wesentlich beweglicher als bei einer Temperatur von 40°C. Deshalb kann der Kunststoff bereits während der Entlastung die Dehnungsdifferenz besser ausgleichen als bei der geringeren Temperatur. Dadurch ergibt sich ein geringerer Spannungsabfall und bei konstanter Dehnung ein geringerer Spannungszuwachs.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass die Temperatur des Kunststoffes beim Eintreiben des Spreizelementes einen wesentlichen Einfluss auf den zeitlichen Verlauf und die Größe der Spreizkraft im ungerissenen und gerissenen Beton hat.

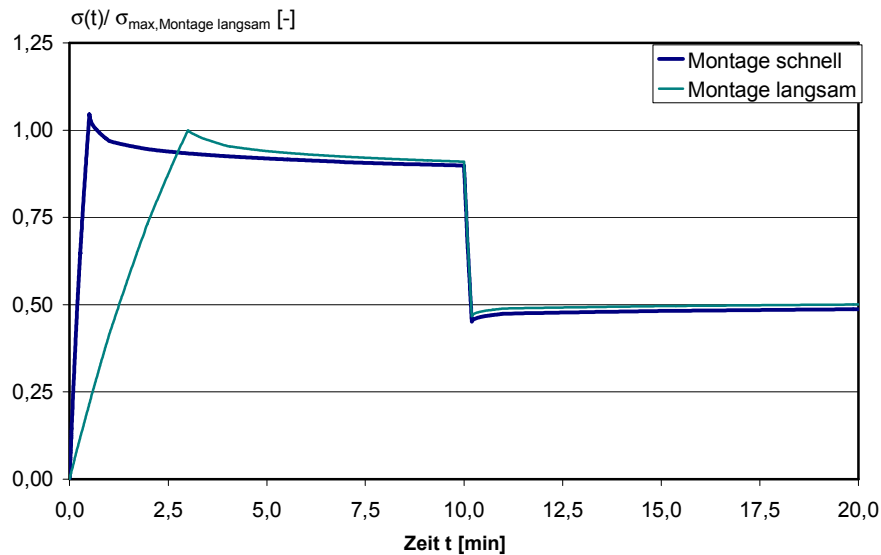


Bild 4.51 Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit bei der Dehnungsaufbringung auf den zeitlichen bezogenen Spannungsverlauf von Polyamid; Anfangsstauchung 3%, Reduktion nach 10 Minuten auf 2%, Materialmodell von Polyamid PA6 (Druck).

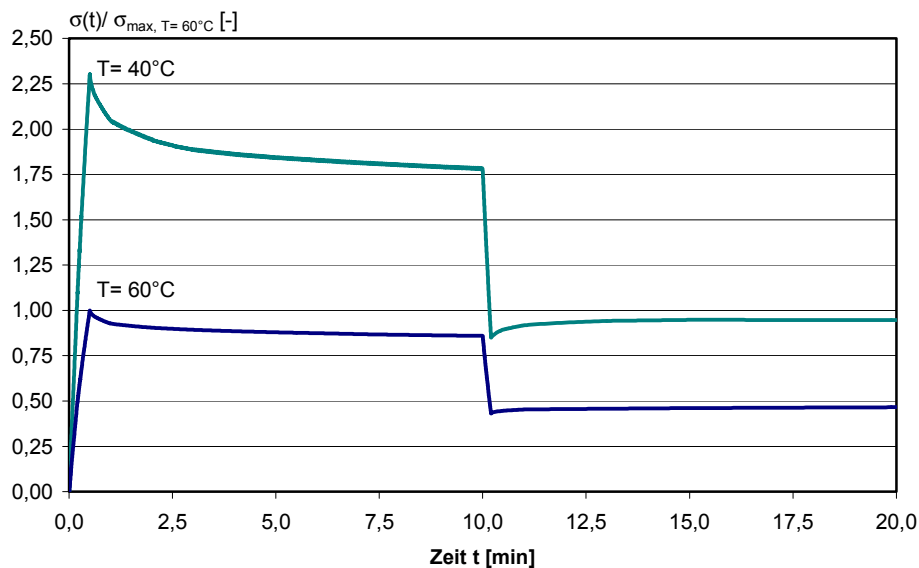


Bild 4.52 Einfluss der Temperatur bei der Dehnungsaufbringung auf den zeitlichen bezogenen Spannungsverlauf von Polyamid; Anfangsstauchung 3%, Reduktion nach 10 Minuten auf 2%, Materialmodell von Polyamid PA6 (Druck).

5 Tragverhalten von Kunststoffdübeln in ungerissenem Beton

Die im Folgenden diskutierten Ergebnisse von Versuchen mit Dübeltypen verschiedener Hersteller werden firmenneutral dargestellt. Daher werden die Bezeichnungen der Dübeltypen kodiert. Die Reihenfolge der Dübelkodierung stimmt nicht mit der Reihenfolge der Dübel aus Bild 3.1 überein. Die wichtigsten Kenndaten der untersuchten Dübel sind in Tabelle 5.1 zusammengefasst.

Um die unterschiedlichen Einflüsse der Dübelkonstruktion auf das Tragverhalten in Beton zu untersuchen, wurden die Hülsen und Schrauben der verschiedenen Kunststoffdübeltypen vermessen. Die Messungen wurden mit einem Messschieber durchgeführt und weisen daher keine hohe Genauigkeit auf. Die Genauigkeit der Messungen reicht jedoch aus, um die unterschiedlichen Einflüsse auf das Tragverhalten zu erklären.

Aus den Maßen der Dübelhülsen wurde die mittlere radiale Kunststoffdehnung $\epsilon_{\text{radial,m}}$ und die Kontaktfläche C_{abs} zwischen Kunststoff und Beton berechnet. Bei der Berechnung der Kunststoffdehnung wurde berücksichtigt, dass sich die Hülse beim Eintreiben auf den Bohrl Lochdurchmesser aufweitet. Als Bohrl Lochdurchmesser wurde ein mittleres Bohrereckmaß ($d_{\text{nom}} + 0,3 \text{ mm}$) angenommen. Aus Kunststoffdicke und Schraubendurchmesser, die an mehreren Messstellen im Abstand von 10 mm entlang der Dübelachse bestimmt wurden, wurde die radiale Kunststoffstauchung nach Gleichung (4.1) getrennt in Haupt- und Nebenspreizrichtung ermittelt. Die in den Auswertungen dargestellte mittlere radiale Dehnung $\epsilon_{\text{radial,m}}$ ist der Mittelwert aus Haupt- und Nebenspreizrichtung entlang der Dübelachse.

Die Berechnung der Kontaktfläche erfolgte stark vereinfacht, da die Geometrien zu komplex sind, um mit einem vertretbaren Aufwand eine exakte Bestimmung der Kontaktfläche durchzuführen. Bei einigen Dübeltypen ist nicht direkt ersichtlich, welche Flächen tatsächlich nach dem Verspreizen am Beton anliegen. Daher wurden mit diesen Dübeltypen Setzversuche in Polyacrylglasblöcken durchgeführt und die Kontaktflächen entsprechend der visuellen Ergebnisse korrigiert. Bei den Berechnungen der Kontaktflächen wurden die Bereiche außer Acht gelassen, in denen der Schraubendurchmesser rechnerisch nicht ausreicht, um den Kunststoff gegen die Bohrl Lochwand zu pressen. Aus dem Absolutwert der Kontaktfläche C_{abs} wurde die bezogene Kontaktfläche C_r nach Gleichung (4.2) berechnet.

Dübel Typ	d_{nom} [mm]	h_{ef} [mm]	C_{abs} [mm ²]	$\epsilon_{\text{radial,m}}$ [%]	Spreiz- element
1	10	50	584	23,9	Schraube
	10	70	700	29,6	Schraube
	14	70	1107	26,4	Schraube
2	10	50	680	19,9	Schraube
3	10	50	- ¹⁾	- ¹⁾	Schraube
	14	70	- ¹⁾	- ¹⁾	Schraube
4	10	50	735	19,7	Schraube
	10	70	1312	14,4	Schraube
5	8	70	740	23,7	Schraube
	10	50	648	25,4	Schraube
	10	70	945	20,0	Schraube
	14	70	1353	19,1	Schraube
10	8	50	- ¹⁾	- ¹⁾	Schraube
11	8	50	- ¹⁾	- ¹⁾	Schraube
12	10	50	- ¹⁾	- ¹⁾	Schraube
13	8	35	756	8,6	Nagel
14	8	40	613	3,3	Nagel
15	8	40	478	12,1	Nagel
16	8	55	683	17,4	Nagel

¹⁾: Die Kontaktflächen und die radiale Dehnung wurden nicht bestimmt, da keine Muster vorlagen und nur wenige Versuche mit den Dübeln durchgeführt wurden.

Tabelle 5.1 Kenndaten der untersuchten Dübeltypen.

Aus Tabelle 5.1 ist zu entnehmen, dass Schraubdübel in der Regel größere radiale Dehnungen aufweisen als Nageldübel. Weiterhin wird deutlich, dass die Kontaktfläche vom Durchmesser und von der Verankerungstiefe abhängt. Dübel des gleichen Typs mit unterschiedlichen Durchmessern weisen in etwa die gleiche radiale Dehnung auf.

5.1 Montage

5.1.1 Montage von Schraubdübeln

Bei der Montage von Schraubdübeln darf die Hülse beim Verspreizen nicht abreißen, und die Schraube muss zentrisch in der Dübelhülse geführt werden. Die Dübelhülse wird beim Eintreiben des Spreizelementes etwas gelängt.

Durch das Eindrehen der Schraube in die Dübelhülse erwärmt sich die Schraubenoberfläche infolge der Reibung zwischen Spreizelement und Dübelhülse. Bild 5.1 zeigt die Oberflächentemperatur der Schrauben verschiedener Kunststoffdübeltypen mit Durchmesser 10 mm in Abhängigkeit von der Zeit nach der Montage. Die Temperatur wurde an der Oberfläche der Schraubenspitze gemessen. Die Dübel wurden in halbierte Stahlteile (Länge 70 mm bzw. 60 mm) mit zentrischem (geteiltem) Bohrloch ($d = 10,3$ mm) gesetzt. Eines der Stahlteile war am unteren Ende ca. 10 mm kürzer als das Andere, so dass der untere Teil der Dübelhülse sichtbar war. An jeder Dübelhülse wurde vor der Montage einseitig ein ca. 5 mm langes Stück des oberen Spreizlappens entfernt. Nach der Montage des Dübels war dadurch am unteren Ende ein Stück der Schraube sichtbar, auf das das Temperaturmesselement (PT 100) mit einem isolierten Stab aufgedrückt wurde. Die Dübel wurden in der Regel mit einem Dübelschrauber mit hoher Eindrehgeschwindigkeit gesetzt. Bei Dübel Typ 4 wurde zusätzlich eine Serie durchgeführt, bei der die Schraube mit einem Drehmomentschlüssel eingeschraubt wurde. Die Dübelhülsen waren luftfeucht konditioniert und die Raumtemperatur betrug ca. 20°C.

In Bild 5.1 sind die Mittelwertkurven der Oberflächentemperatur der Schrauben nach der Montage (Versuchszahl je Serie $n = 4$) dargestellt. Bei Verspreizen des Dübels mit dem Schrauber liegt die mittlere Oberflächentemperatur direkt nach der Montage zwischen 86°C und 93°C. Die Temperatur ist bei Dübel Typ 2 etwas geringer, da dieser Dübel eine Verankerungstiefe von 50 mm hat, während die beiden anderen Dübeltypen eine Verankerungstiefe von 70 mm aufweisen. Bei Montage mit dem Drehmomentschlüssel beträgt die Temperatur nach dem Einschrauben bei Dübel Typ 4 im Mittel nur etwa 61°C. Die Schraube erwärmt sich durch die langsamere Montage mit dem Drehmomentschlüssel (Montagezeit ca. 30-60 Sekunden) weniger, da aufgrund der geringeren Umdrehungsgeschwindigkeit weniger kinetische Energie in Wärme umgewandelt wird als bei schneller Montage. Weiterhin fließt wegen der längeren Montagezeit mehr Wärme in die Umgebung bzw. in das Schraubeninnere ab. Etwa 1,5 bis 2,5 Minuten nach der Montage beträgt die mittlere Oberflächentemperatur bei allen untersuchten Dübeltypen wieder etwa 30°C. Die Abkühlung verläuft asymptotisch. Die Abkühlung sollte bei Dübeln, die in Beton gesetzt werden, etwas länger andauern als in den Versuchen gemessen, da der Dübel und die Schraube in den Versuchen Kontakt mit der Außenluft hatte.

Die Ergebnisse der Temperaturmessungen decken sich mit den Beobachtungen von *Wagner-Grey (1976)*, der bei einer Montagezeit von $t = 0,5$ Minuten eine Erwärmung um 30 K bis 50 K, also eine Temperatur von etwa 50°C bis 70°C, feststellt (vgl. Bild 3.13). Die Erwärmung der Schraube ist bei den Messungen von *Wagner-Grey* ebenfalls nach ca. 3 bis 5 Minuten wieder abgeklungen.

Die gemessene Oberflächentemperatur der Schrauben von etwa 90°C bewirkt eine Erwärmung des Kunststoffes während bzw. nach der Montage. Die in Abschnitt 4.1 berechneten Wärmedurchgänge mit dem Differenzenverfahren zeigen, dass eine Oberflächentemperatur von etwa 90°C bei einem Dübel mit einer 2 mm dicken Dübelhülse innerhalb von 30 Sekunden nach der Montage eine nahezu gleichmäßige Durchwärmung des Kunststoffes bewirkt. Es ergibt sich dabei eine mittlere Temperatur des Kunststoffes von etwa 65°C (Bild 4.3). Die Erwärmung der Schraube beim Eindrehen und die Durchwärmung des Kunst-

stoffes hängen neben der Eindrehgeschwindigkeit von der Umgebungstemperatur, der Kunststoffdicke und der Konditionierung des Kunststoffes ab.

Das nötige Eindrehmoment bei der Montage wird von der Reibung zwischen Hülse und Schraube bestimmt. Die Eindreh- und Festdrehmomente eines Schraubdübels hängen daher von der Dübelkonstruktion und der Eindrehgeschwindigkeit ab.

Bild 5.2 zeigt beispielhaft den Verlauf einer Drehmoment-Drehwinkelkurve. Das Eindrehmoment steigt kontinuierlich mit dem Drehwinkel an. Wenn der Schraubenkopf auf dem Anbauteil anliegt, steigt das Drehmoment sehr schnell bis zum Maximum und fällt dann wieder ab. Bei Versuchen kann das maximale Eindrehmoment T_{Inst} und das Festdrehmoment T_M ausgewertet werden. Wird die Schraube bei der Montage überdreht, so wird das maximale Moment als Durchdreh- oder Überdrehmoment T_U bezeichnet.

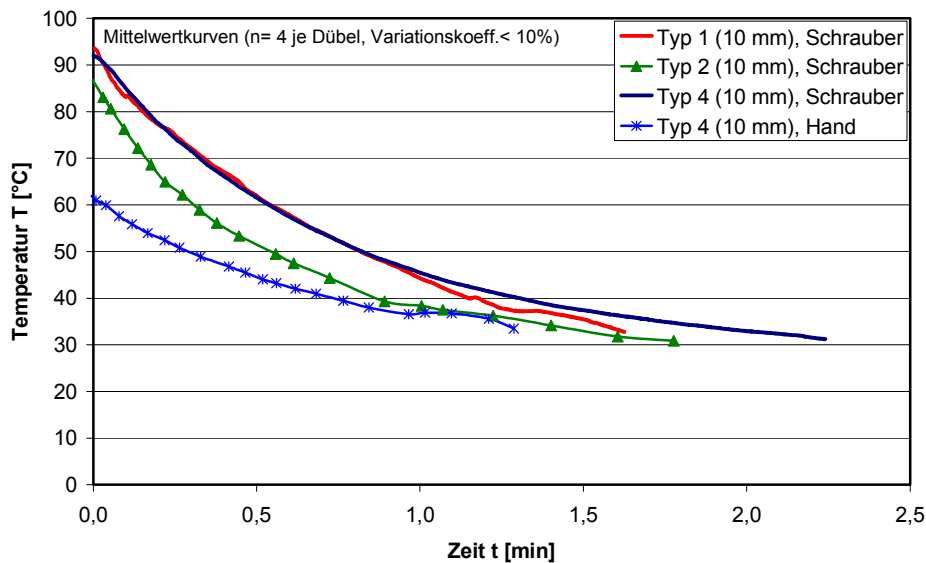


Bild 5.1 Oberflächentemperatur der Schrauben nach dem Eindrehen in verschiedene Kunststoffdübeltypen (Typ 1, Typ 2 und Typ 4), Konditionierung luftfeucht, Montage mit dem Schrauber bzw. mit dem Drehmomentschlüssel (Hand).

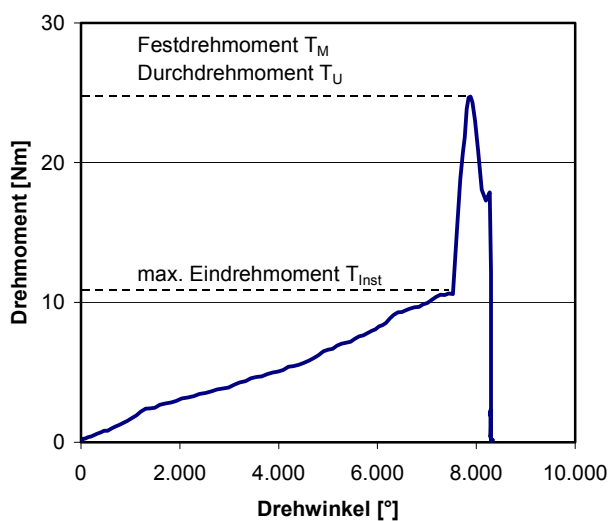


Bild 5.2 Prinzipieller Verlauf der Drehmoment-Drehwinkelkurven von Kunststoffdübeln in Beton.

Bild 5.3 zeigt den Einfluss der Montageart bzw. der Eindrehzeit auf die Eindrehmomente T_{Inst} der Dübel Typ 1 und Typ 5 (Durchmesser 10 mm). Die Dübel wurden mit einem Schrauber bzw. mit einem Drehmomentschlüssel gesetzt. Die Eindrehmomente der untersuchten Dübel nehmen im Mittel mit zunehmender Montagezeit etwas zu. Die Schraube und der Kunststoff werden durch die geringere Eindrehgeschwindigkeit mit dem Drehmomentschlüssel (längere Montagezeit) weniger erwärmt. Dadurch ergibt sich ein größerer Spreizdruck, der eine größere Reibkraft zwischen Schraube und Dübelhülse zur Folge hat. Grund hierfür ist die zunehmende Steifigkeit des Kunststoffes mit abnehmender Temperatur. Weiterhin ist die Montage mit dem Schrauber eine kontinuierliche Bewegung, während bei

Montage mit dem Drehmomentschlüssel in der Regel in $\frac{1}{4}$ -Umdrehungen angezogen wird. Dadurch muss bei der Montage bei jeder neuen $\frac{1}{4}$ -Drehung die größere Haftreibung zwischen Kunststoff und Schraube überwunden werden. Die Streuung der dargestellten Eindrehmomente ist gering (Variationskoeffizient < 10%).

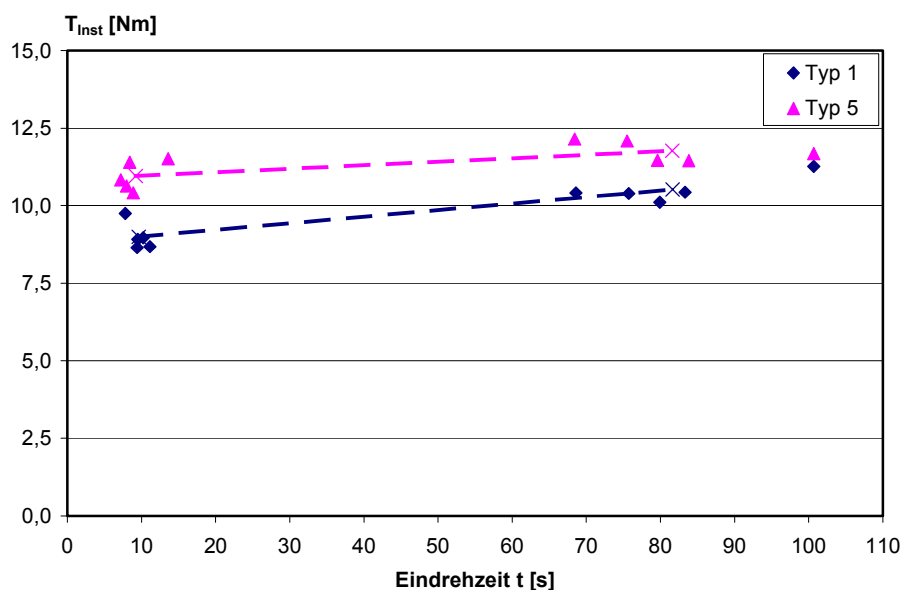


Bild 5.3 Mittlere Eindrehmomente $T_{Inst,m}$ von Schraubdübeln in Abhängigkeit von der Montagezeit (Schrauber und Drehmomentschlüssel), Durchmesser 10 mm, Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Daten aus *Pregartner/Eligehausen (2001/1)*.

In Bild 5.4 und Bild 5.5 sind die Festdrehmomente T_M von Schraubdübeln mit Durchmesser 10 mm in Abhängigkeit vom Feuchtigkeitsgehalt der Dübelhülse (Bild 5.4) bzw. in Abhängigkeit von der Temperatur (Bild 5.5) als bezogene Werte dargestellt. Bezugswert ist jeweils das mittlere Festdrehmoment beim Ausgleichsfeuchtegehalt der Dübelhülse bzw. bei einer Temperatur von $T = 20^\circ\text{C}$. Es wird deutlich, dass die Festdrehmomente mit zunehmendem Wassergehalt der Dübelhülse bzw. mit zunehmender Temperatur abnehmen. Im trockenen Zustand bzw. bei $T = 0^\circ\text{C}$ ergeben sich Festdrehmomente, die im Mittel zwischen 7% und 26% größer sind als die Vergleichswerte. Bei 80°C bzw. im nassen Zustand betragen die Festdrehmomente noch ca. 79% bis 92% der Mittelwerte des jeweiligen Referenzzustandes. Die Festdrehmomente werden mit zunehmender Temperatur bzw. mit zunehmendem Wassergehalt geringer, da die Steifigkeit und Festigkeit des Kunststoffes unter beiden Einflüssen kleiner wird (vgl. Bild 2.7 und Bild 2.8). Dadurch ergibt sich ein geringerer Spreizdruck beim Eintreiben des Spreizelementes und die Reibkraft zwischen Schraube und Dübelhülse ist kleiner. Der Einfluss der Temperatur und des Feuchtigkeitsgehalts auf die Montage Momente ist abhängig vom Dübeltyp. Dübel Typ 5 hat bei einer Temperatur von 0°C im Mittel keinen Anstieg der Festdrehmomente im Vergleich zu den Drehmomenten bei 20°C .

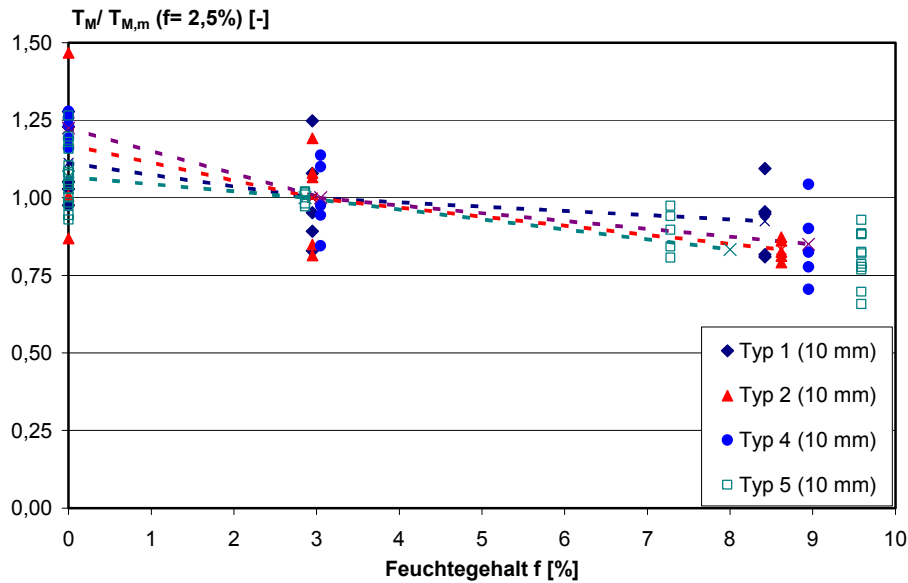


Bild 5.4 Bezogene Festdrehmomente T_M von Schraubdübeln in Abhängigkeit von der Konditionierung der Dübelhülse, Durchmesser 10 mm, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Montage mit dem Schrauber, Daten aus Pregartner/Eligehausen (2001/3), Pregartner/Eligehausen (2001/4).

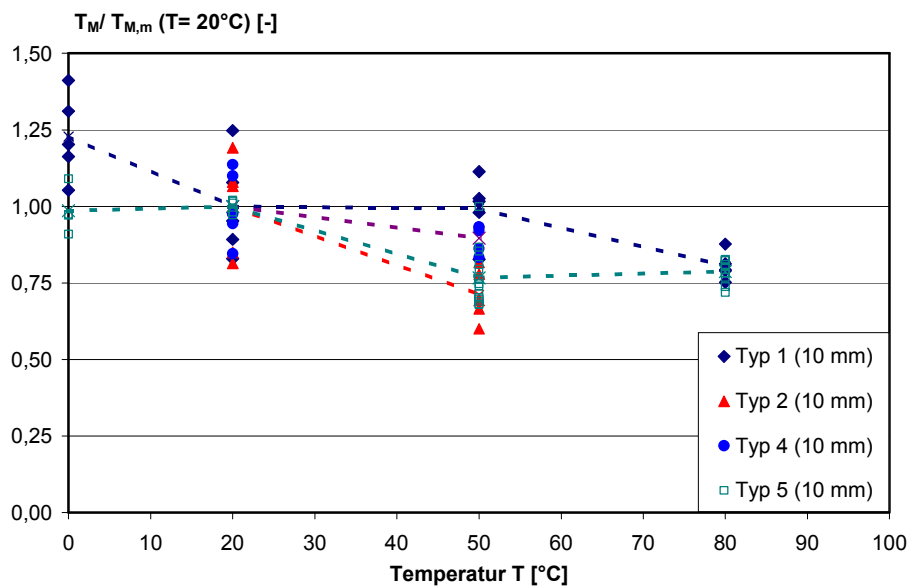


Bild 5.5 Bezogene Festdrehmomente T_M von Schraubdübeln in Abhängigkeit von der Temperatur der Dübelhülse, Durchmesser 10 mm, Dübelhülse luftfeucht konditioniert, Montage mit dem Schrauber, Daten aus Pregartner/Eligehausen (2001/3), Pregartner/Eligehausen (2001/4).

Bild 5.6 (a) zeigt die Innenseite eines Schraubdübels mit dem eingeschnittenen Gewinde. Wird die Schraube nach dem Anlegen des Schraubenkopfes auf dem Anbauteil weiter gedreht, so kann das eingeschnittene Gewinde durch Überdrehen der Schraube zerstört werden. Dabei fällt das Drehmoment nach dem Anlegen des Schraubenkopfes trotz zunehmendem Drehwinkel ab. Bild 5.6 (b) zeigt das Foto eines durch Überdrehen der Schraube zerstörten Gewindeabdrucks. Wird die Schraube bei der Montage überdreht, so ist bei Zugbelastung des Dübels die Krafteinleitung durch Formschluss von der Schraube in die Kunststoffhülse gestört. Unter Umständen kann daher bei zentrischer Zugbelastung und überdreheter Schraube der Dübel durch Herausziehen der Schraube aus der Hülse versagen, da die innere Reibung zwischen Schraube und Hülse wegen des schlechten Formschlusses kleiner ist als die äußere Reibung zwischen Hülse und Beton. Der Dübel ist in diesem Fall bereits

durch die Montage geschädigt. Der Formschluss zwischen Hülse und Schraube verbessert sich infolge der Kriechverformungen des Kunststoffes mit zunehmender Zeitdifferenz zwischen Montage und Belastung wieder (Bild 5.6 (c)).

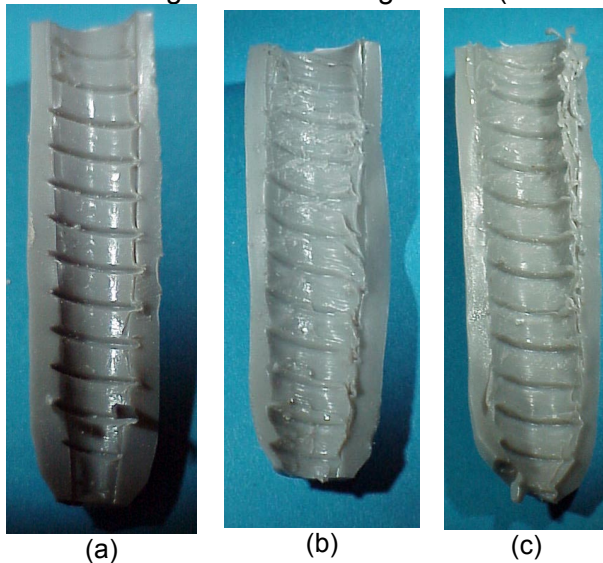


Bild 5.6 Fotos des eingeschrittenen Gewindes bei einem Schraubdübel im Sollzustand (a), mit überdrehter Schraube direkt nach der Montage (b) und mit überdrehter Schraube nach ca. 300 h (c).

In Versuchen wurde das Eindrehmoment und das Durchdrehmoment von Kunststoffdübeln in niederfestem Beton gemessen. Die Hülsen waren luftfeucht konditioniert und die Umgebungstemperatur betrug $T = 20^\circ\text{C}$. Die Bohrlöcher wurden mit einem Bohrer mit mittlerem Bohrreißmaß $d_{\text{cut,m}}$ erstellt. Die Montage erfolgte in der Regel mit dem Schrauber. Bei einigen Versuchen wurde die Schraube mit einem Drehmomentschlüssel eingedreht. Bei der Montage wurde darauf geachtet, dass die Dübel möglichst mit einer konstanten Geschwindigkeit und vom selben Monteur gesetzt wurden, um die Streuung zu minimieren. Die Schrauben wurden so lange eingedreht, bis das Drehmoment nach dem Aufliegen des Schraubenkopfes auf dem Anbauteil deutlich abgefallen war. Das Drehmoment wurde kontinuierlich mit einer Drehmomentmesswelle gemessen.

In Bild 5.7 sind die maximalen Durchdrehmomente T_U der untersuchten Dübel mit Durchmesser 10 mm dargestellt. Die Durchdrehmomente bei Montage mit dem Schrauber sind abhängig vom untersuchten Dübeltyp. Sie liegen zwischen 18 Nm und 28 Nm. Dübel Typ 2 hat eine geringere Verankerungstiefe ($h_{\text{ef}} = 50$ mm) als die anderen untersuchten Dübeltypen ($h_{\text{ef}} = 70$ mm). Dennoch sind die Durchdrehmomente des Dübels Typ 2 nur wenig kleiner als die von Dübel Typ 1. Die Durchdrehmomente sind bei den Dübeln Typ 1 und Typ 5 bei Montage mit dem Drehmomentschlüssel (Abkürzung: „Hand“) etwa gleich groß wie bei Montage mit dem Schrauber. Sie hängen demnach nicht von der Eindrehgeschwindigkeit und damit von der Erwärmung der Dübelhülse ab, während das Eindrehmoment von der Montageart beeinflusst wird (vgl. Bild 5.3). Der Einfluss der Erwärmung des Kunststoffes und damit der Eindrehgeschwindigkeit auf das Eindrehmoment und Durchdrehmoment sollte prinzipiell gleich sein.

Bei Dübeln mit einem Durchmesser von 14 mm war das Überdrehen mit dem verwendeten Schrauber nicht möglich. Die Schrauben wurden mit dem Drehmomentschlüssel überdreht. Die Ergebnisse werden hier nicht dargestellt, da die Montage mit dem Drehmomentschlüssel keine praktische Relevanz hat. Die Ergebnisse dieser Versuche sind in *Pregartner/Eligehausen (2001/1)* und *Pregartner/Eligehausen (2002/5)* ausführlich beschrieben.

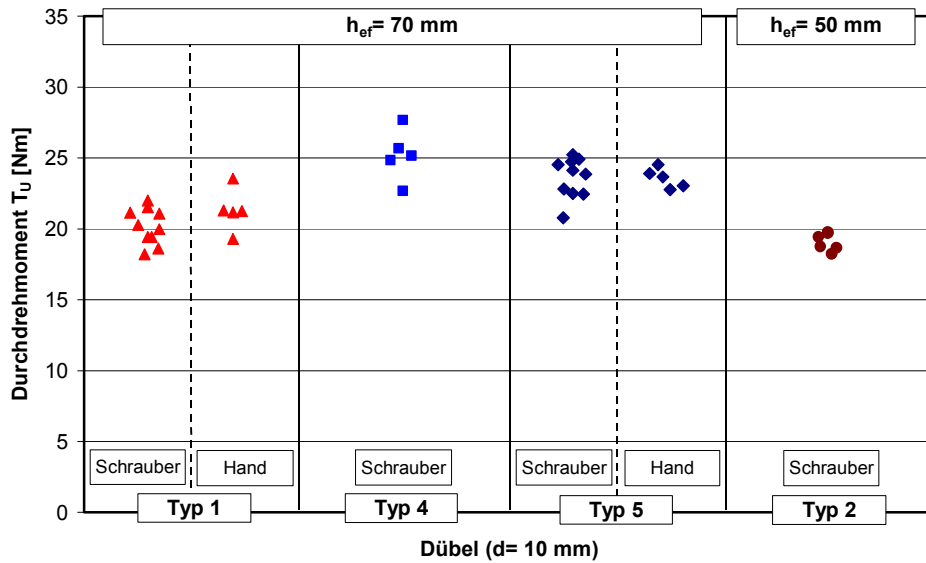


Bild 5.7 Durchdrehmomente von Schraubdübeln, Durchmesser 10 mm, Konditionierung luftfeucht, $T = 20^\circ\text{C}$, Montage mit dem Schrauber bzw. mit einem Drehmomentschlüssel (Hand), Pregartner/Eligehausen (2001/1), Pregartner/Eligehausen (2002/5).

In Bild 5.8 ist das Verhältnis zwischen Durchdrehmoment T_U und Eindrehmoment T_{Inst} dargestellt. Dieses Verhältnis gibt die Sicherheit gegen das Überdrehen bei der Montage an. Es liegt bei Montage mit dem Schrauber bei allen untersuchten Dübeltypen über 2,0. Man kann davon ausgehen, dass der Monteur das Aufliegen des Schraubenkopfes auf dem Anbauteil ab einem Verhältnis T_U / T_{Inst} von 1,5 als deutlichen Ruck im Schrauber spürt. Das Verhältnis zwischen Durchdreh- und Eindrehmoment ist bei Montage mit dem Drehmomentschlüssel im Mittel etwas kleiner als bei Montage mit dem Schrauber. Da die Durchdrehmomente bei beiden Montagearten etwa gleich groß sind, muss bei Montage mit dem Drehmomentschlüssel das Eindrehmoment im Mittel größer sein als bei Montage mit dem Schrauber. Dies deckt sich mit den Erkenntnissen aus Bild 5.3.

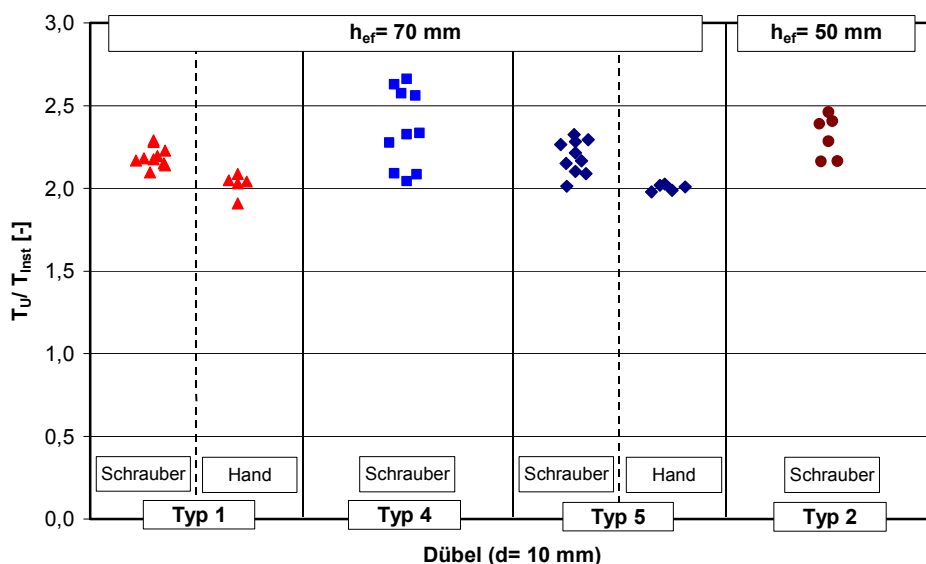


Bild 5.8 Verhältnis Durchdrehmoment T_U zu Eindrehmoment T_{Inst} von Schraubdübeln, Durchmesser 10 mm, Konditionierung luftfeucht, $T = 20^\circ\text{C}$, Montage mit dem Schrauber bzw. mit einem Drehmomentschlüssel (Hand), Daten aus Pregartner/Eligehausen (2001/1), Pregartner/Eligehausen (2002/5), Pregartner/Eligehausen (2002/4).

5.1.2 Montage von Nageldübeln

Um eine komfortable Montage von Nageldübeln zu gewährleisten, darf die Anzahl der Hammerschläge, die zum vollständigen Verspreizen benötigt wird, nicht zu groß sein. Ein sinnvoller Erfahrungswert liegt bei etwa 3 bis 5 Hammerschlägen mit einem üblichen Zimmermann-Latthammer.

Der Nagel soll in der Dübelhülse zentrisch geführt werden, so dass das Spreizelement auch bei schrägem Einschlagen nicht aus der Hülsenachse ausbricht. Ansonsten kann sich die maximale Spreizkraft des Dübels nicht einstellen. Weiterhin muss ein Nageldübel eine Einschlagsperre aufweisen, die bei Durchsteckmontage verhindert, dass die Dübelhülse verspreizt wird, bevor der Kragen auf dem Anbauteil aufliegt. Der Dübel wird bei der Montage durch das Anbauteil gesteckt und die Hülse mit leichten Schlägen auf das Spreizelement durch das Anbauteil in das Bohrloch getrieben, bis der Kragen auf dem Anbauteil anliegt. In dieser Phase darf der Nagel nicht in die Hülse eingetrieben werden, da die Hülse sonst im Anbauteil verspreizt wird und eine korrekte Montage nicht mehr möglich ist.



Bild 5.9 Fotos des eingedrückten Gewindes bei einem Nageldübel (a) direkt nach der Montage und (b) nach ca. 300 h.

Beim Eintreiben des Nagels darf die Dübelhülse (auch in sprödem Zustand des Polyamids: niedrige Temperatur oder trockene Dübelhülse) nicht abreißen. Die Hülse wird durch das Eintreiben des Nagels in die Spreizhülse stark gelängt und auf Zug beansprucht. Beim Einschlagen des Nagels wird der verdrängte Kunststoff teilweise vor dem Nagel hergetrieben.

Durch das plastische Verhalten des Kunststoffes entsteht bei Nageldübeln nach vollendeter Montage ein Abdruck der Nagelform im Kunststoff. Bild 5.9 zeigt Fotos des Nagelabdrucks eines Nageldübels nach der Montage. Durch das Einprägen der Nagelgeometrie in den Kunststoff wird auch bei Nageldübeln zum Teil eine Kraftübertragung vom Nagel in den Kunststoff über Formschluss ermöglicht (Bild 5.9 (a)). Mit zunehmender Zeitdifferenz zwischen Montage und Dübelbelastung bildet sich der Formschluss durch zusätzliche Kriechverformungen weiter aus (Bild 5.9 (b)).

5.2 Verteilung der Spaltkraft entlang der Dübelachse (Spaltkraftmessungen in Stahllamellen)

Um das Tragverhalten von Kunststoffdübeln genauer analysieren zu können und um Zusammenhänge zwischen Dübelkonstruktion und Tragverhalten zu erklären, wurde ein Messgerät entwickelt, mit dem der Spaltkraftverlauf eines Kunststoffdübels entlang der Dübelachse bestimmt werden kann.

Das Messgerät ermöglicht die Bestimmung von Einzelspaltkräften entlang der Dübelachse im Abstand von 5 mm mit doppel-T-förmigen Stahlscheiben. Jede Scheibe hat ein zentrales Durchgangsloch mit einem Durchmesser von 10,30 mm, in das der Dübel bei der Messung eingesteckt wird. An den Außenseiten der Scheiben sind je Scheibe zwei Dehnmessstreifen appliziert. Die Form des Durchgangsloches und der Scheiben wurde mit Hilfe von FEM-Analysen so optimiert, dass im Bereich der Dehnmessstreifen eine gleichmäßige Dehnungsverteilung vorliegt, die durch Spaltkräfte senkrecht zur Messrichtung nur minimal gestört wird. Die einzelnen Scheiben mit Dehnmessstreifen wurden in einer externen Kalibriervorrichtung vor den Messungen mit einer Zug-Kraftmessdose kalibriert. Das Messgerät ist in Bild 5.10 dargestellt. Weitere Details zur Messapparatur sind in *Krasznai/Fuchs (2000)* enthalten.

Zur Bestimmung der Spaltkraftverteilung wurden je Dübeltyp und je Spreizrichtung 6 Messungen durchgeführt und die Ergebnisse der Einzelmessungen gemittelt. Bei der Auswertung der Messungen wurde der Zeitpunkt $t = 0$ Minuten festgelegt, sobald die hinterste Messscheibe das maximale Kraftsignal aufzeigte. Beginnend mit diesem Zeitpunkt wurden die Kraftsignale aller Messscheiben in gleichen Zeitabständen ausgewertet. Die Dübel waren luftfeucht konditioniert und wurden bei einer Temperatur von $T = 20^\circ\text{C}$ montiert. Die Montage erfolgte mit einem Drehmomentschlüssel.

In Bild 5.11 ist die Verteilung der Spaltkräfte entlang der Dübelachse eines Dübels mit Nenn-durchmesser 10 mm und 70 mm Verankerungstiefe dargestellt. Die Darstellung zeigt bezogene Spaltkraftwerte zum Zeitpunkt $t = 0$ Minuten. Bezugswert ist die maximale Spaltkraft entlang der Dübelachse bei Messung in Hauptspreizrichtung. In den verwendeten Balkendiagrammen steht jeder Balken für den Messwert einer Stahllamelle. Die Zahlenangabe zur Position entlang der Dübelachse entspricht dem Mittelpunkt der jeweiligen Messscheibe.

Der in Bild 5.11 dargestellte Dübel weist von den untersuchten Dübeltypen die gleichmäßigste Verteilung der Spaltkräfte entlang der Dübelachse in Haupt- und Nebenspreizrichtung auf. Die maximale Spaltkraft (0,98 kN) wird im oberen Spreizbereich (bis 22,5 mm) erreicht, da hier der maximale Schraubendurchmesser vorliegt. Im Gewindebereich der Schraube verkleinert sich der Kerndurchmesser und es ergibt sich eine geringere Spaltkraft. Die im Vergleich zu anderen Dübeltypen gleichmäßige Verteilung der Spaltkraft in Haupt- und Nebenspreizrichtung wird durch einen gewundenen Schlitz und die Variation der Kunststoffdicke in Haupt- und Nebenrichtung erreicht. Je nach Position und Lage des Schlitzes ergeben sich in Nebenspreizrichtung auch größere Spaltkraftwerte als in Hauptspreizrichtung (z.B. bei 17,5 mm und 22,5 mm).

Spaltkraftverläufe von anderen Dübeltypen sind im Anhang B dargestellt. Unter anderem wurden Messungen mit dem Dübel durchgeführt, den *Wagner-Grey (1976)* untersucht hat. Der gemessene Spaltkraftverlauf in Hauptspreizrichtung aus dem Anhang B 1 stimmt gut mit dem von *Wagner-Grey* bestimmten Spaltkraftverlauf aus Bild 3.15 überein.

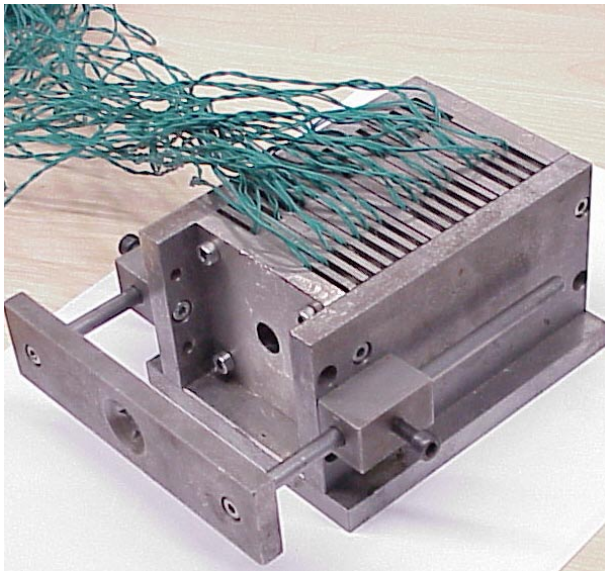


Bild 5.10 Messgerät aus Stahllamellen mit Dehnmessstreifen zur Bestimmung der Spaltkraftverteilung entlang der Dübelachse, Durchgangsloch 10,30 mm, aus *Krasznai/Fuchs (2000)*.

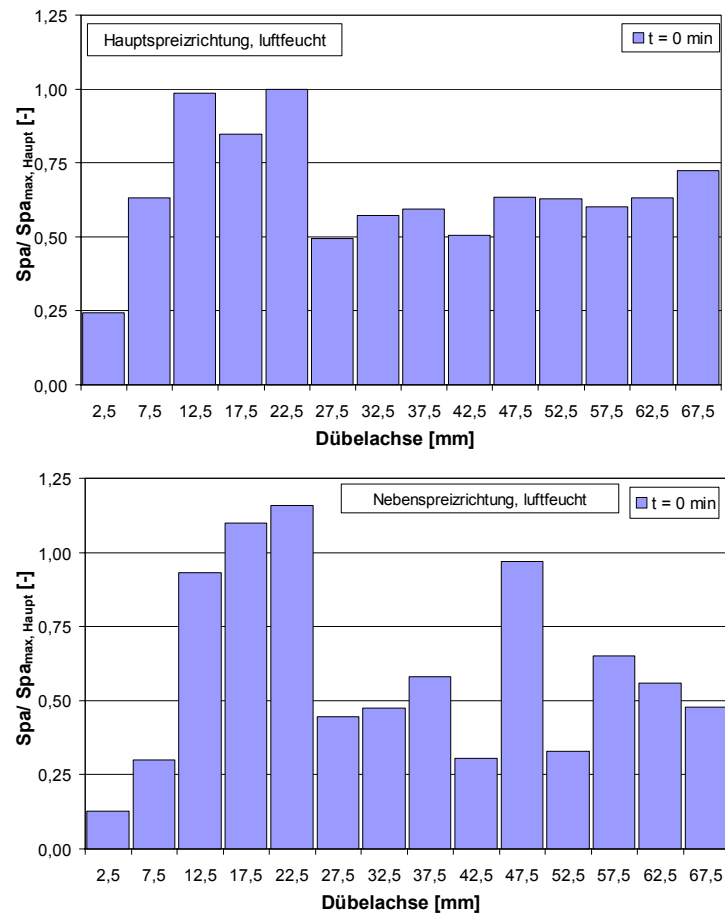


Bild 5.11 Bezogene Spalkraftverteilung entlang der Dübelachse, Dübel mit Durchmesser 10 mm und Sollverankerungstiefe 70 mm, Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Montage mit dem Drehmomentschlüssel, Messung in Haupt- und Nebenspreizrichtung.

5.3 Spalkraftverlauf nach der Montage

Aus den Messungen der Spalkraftverteilung entlang der Dübelachse (Abschnitt 5.2) kann der Absolutwert der Spalkraft des Dübels in Haupt- bzw. Nebenspreizrichtung durch Summation der Einzelspalkräfte der Messscheiben berechnet werden. Die Mittelwerte der gemessenen Spalkräfte sind im Anhang B 4 zusammengefasst.

Der zeitliche Verlauf der mittleren Spalkräfte in Haupt- und Nebenspreizrichtung der untersuchten Kunststoffdübel ist in Bild 5.12 dargestellt. Die größte mittlere Spalkraft in Hauptspreizrichtung direkt nach der Montage weisen Dübel Typ 4 und Typ 5 auf. Die geringste Spalkraft in Haupt- und Nebenspreizrichtung liegt bei Dübel Typ 2 vor, weil er eine geringere Verankerungstiefe ($h_{ef} = 50 \text{ mm}$) als die andere untersuchten Dübeltypen aufweist. In Nebenspreizrichtung erreicht Dübel Typ 4 die größte Spalkraft. Diese ist in Nebenspreizrichtung (bei $t = 5$ Minuten) nur ca. 8% geringer als in Hauptspreizrichtung.

Aus den gemessenen Spalkräften in Haupt- und Nebenspreizrichtung wird die mittlere Spreizkraft des Dübels nach Gleichung (4.17) berechnet. Der Wert der Spreizkraft ist zur Beurteilung des Gesamtverhaltens eines Dübels aussagekräftiger als die Spalkraftwerte in Haupt- und Nebenspreizrichtung, da die Spreizkraft das Tragverhalten des Dübels durch einen einzigen Wert kennzeichnet. Die aus den Messungen berechneten Spreizkräfte der untersuchten Dübeltypen sind in Bild 5.13 dargestellt. Es ist zu sehen, dass Dübel Typ 4 die größte Spreizkraft der untersuchten Dübeltypen aufweist, da die mittlere Spalkraft in Haupt- und Nebenspreizrichtung größer ist als bei den anderen untersuchten Dübeltypen. Dübel Typ 2 mit der geringeren Verankerungstiefe ($h_{ef} = 50 \text{ mm}$) hat die kleinste Spreizkraft. Die deutlichen Unterschiede der Spreizkräfte verschiedener Dübeltypen ergeben sich aus deren

unterschiedlichen Konstruktionen der Schraube und der Dübelhülse (radiale Dehnung und Kontaktfläche, vgl. Abschnitt 4.2.4.1).

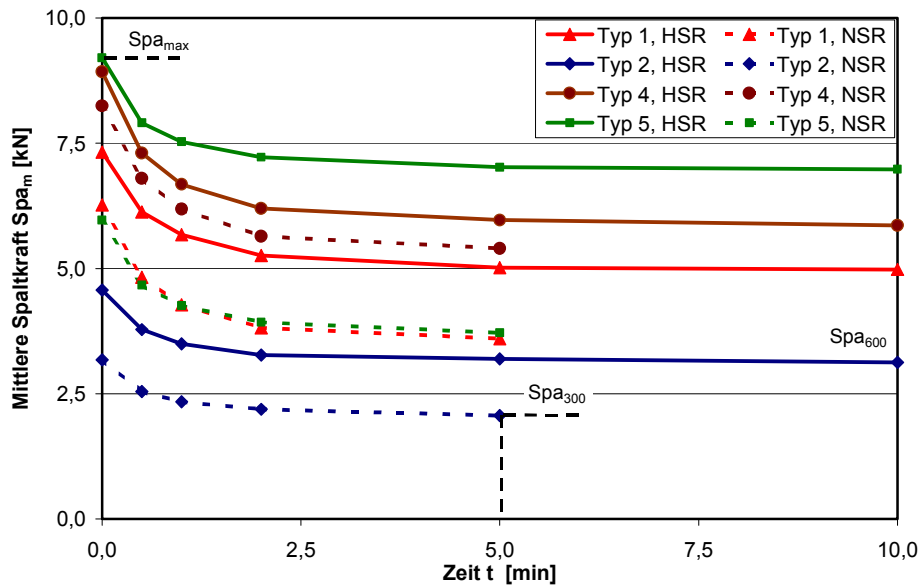


Bild 5.12 Mittlere Spaltkraft verschiedener Dübeltypen ($d=10\text{ mm}$) in Hauptspaltkraft (HSR) und Nebenspaltkraft (NSR) über der Zeit, Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T=20^\circ\text{C}$, Montage mit dem Drehmomentschlüssel.

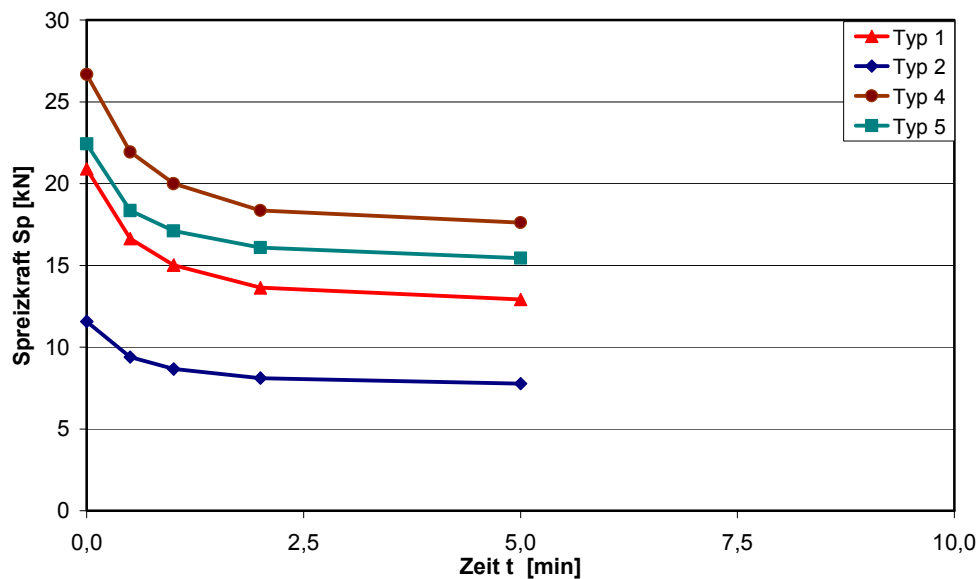


Bild 5.13 Mittlere Spreizkraft verschiedener Dübeltypen ($d=10\text{ mm}$) über der Zeit, Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T=20^\circ\text{C}$, Montage mit dem Drehmomentschlüssel.

In den folgenden Auswertungen wird in der Regel nicht die maximale Spreizkraft direkt nach der Montage Sp_{\max} diskutiert, da Dübel in der Praxis und im Versuch frühestens eine gewisse Zeitdifferenz nach der Montage belastet werden können. Die maximale Spreizkraft direkt nach der Montage kann in der Praxis nie ausgenutzt werden, da die Spreizkraft innerhalb weniger Minuten infolge Relaxation stark abfällt. Im Versuch beträgt die Zeitdifferenz zwischen Montage und Ausziehversuch etwa 5 Minuten (300 Sekunden) bis 10 Minuten (600 Sekunden). Die ausgewerteten Spreizkräfte werden daher mit Sp_{300} und Sp_{600} bezeichnet. In Bild 5.12 sind die im Folgenden ausgewerteten Spalt- bzw. Spreizkräfte mit ihren Bezeichnungen eingezeichnet. Die Indices werden für Spaltkräfte und Spreizkräfte in gleicher Weise verwendet.

Der Einfluss der Feuchtigkeit der Dübelhülse auf den zeitlichen Verlauf der bezogenen mittleren Spaltkraft in Hauptspaltkraftrichtung von Dübel Typ 4 ist in Bild 5.14 dargestellt. Bezugswert der Spaltkraft ist der Maximalwert im luftfeuchten Zustand direkt nach dem Verspreizen ($Sp_{a_{max}}$). Die Spaltkraft wird mit zunehmendem Feuchtegehalt geringer, da die Steifigkeit und Festigkeit des Kunststoffes abnimmt. Im trockenen Zustand beträgt die maximale Spaltkraft im Mittel das 1,65-fache der maximalen Spaltkraft im luftfeuchten Zustand. Im nassen Zustand beträgt die mittlere Spaltkraft direkt nach dem Verspreizen nur ca. 62% der Spaltkraft im luftfeuchten Zustand.

Unterschiede zwischen den Konditionierungszuständen ergeben sich auch im weiteren Verlauf der Relaxationskurven. Im trockenen Zustand ist die prozentuale Abnahme der Spaltkraft größer als im luftfeuchten Zustand. Sie beträgt 45% innerhalb von 5 Minuten (Abnahme: $1 - 0,91/1,65 = 0,45$), während die Abnahme im luftfeuchten Zustand nur etwa 33% beträgt. Im nassen Zustand beträgt die prozentuale Abnahme der Spaltkraft infolge Relaxation 42% ($1 - 0,36/0,62 = 0,42$). Die Kriech- und damit auch die Relaxationsneigung von Polyamid nimmt mit zunehmendem Feuchtegehalt des Kunststoffes und mit zunehmender Belastungshöhe zu (vgl. Bild 2.22).

Weiterhin wird die Kriechneigung von der Temperatur des Kunststoffes beeinflusst. Im trockenen Zustand ist davon auszugehen, dass das höhere Belastungsniveau und die beim Einschrauben größere Erwärmung des Kunststoffes zu einer stärkeren Spaltkraftabnahme infolge Relaxation führt als im luftfeuchten Zustand. Die Erwärmung des Kunststoffes ist bei trockener Konditionierung größer, da die Reibung zwischen Schraube und dem im trockenen Zustand steiferen Kunststoff größer ist als bei luftfeuchter und nasser Konditionierung. Im nassen Zustand überwiegt die größere Relaxationsneigung des Kunststoffes die geringere Erwärmung, so dass sich auch in diesem Zustand eine größere prozentuale Abnahme der Spaltkraft ergibt.

Bild 5.15 zeigt den Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts der Dübelhülse auf die mittlere bezogene Spreizkraft nach einer Relaxationszeit von 5 Minuten (Sp_{300}). Zusätzlich ist in das Diagramm der bezogene Verlauf des Elastizitätsmoduls bei 20°C von Ultramid B3L[®] (aus Bild 2.6) und der Verlauf der bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln aus Ultramid B3L[®] (aus Bild 3.10) eingetragen. Bezugswert ist für alle Größen der Mittelwert beim Ausgleichsfeuchtegehalt ($f = 2,5\%$).

Spreizkraft, E-Modul und die Herausziehlasten von Kunststoffdübeln nehmen mit zunehmendem Feuchtegehalt ab. Im trockenen Zustand sind die bezogenen Spreizkräfte allerdings im Mittel deutlich geringer als der bezogene E-Modul von Polyamid. Durch die starke Erwärmung des Kunststoffes beim Einschrauben des Spreizelementes wird der Elastizitätsmodul des Kunststoffes reduziert. Die Spreizkraftsteigerung zwischen dem luftfeuchten und trockenen Zustand entspricht daher nicht der prozentualen Steigerung des E-Moduls. Im nassen Zustand ist der Unterschied zwischen dem bezogenen Spreizkraftverlauf und dem Verlauf des E-Moduls geringer als im trockenen Zustand, da bei nasser Konditionierung die Temperaturerhöhung bei der Montage nur einen geringen Abfall des E-Moduls bewirkt (vgl. Bild 2.6). Der Verlauf der mittleren bezogenen Spreizkräfte deckt sich etwa mit dem Verlauf der von Ehrenstein (1976/1) und Ehrenstein (1976/2) gemessenen bezogenen Herausziehlasten.

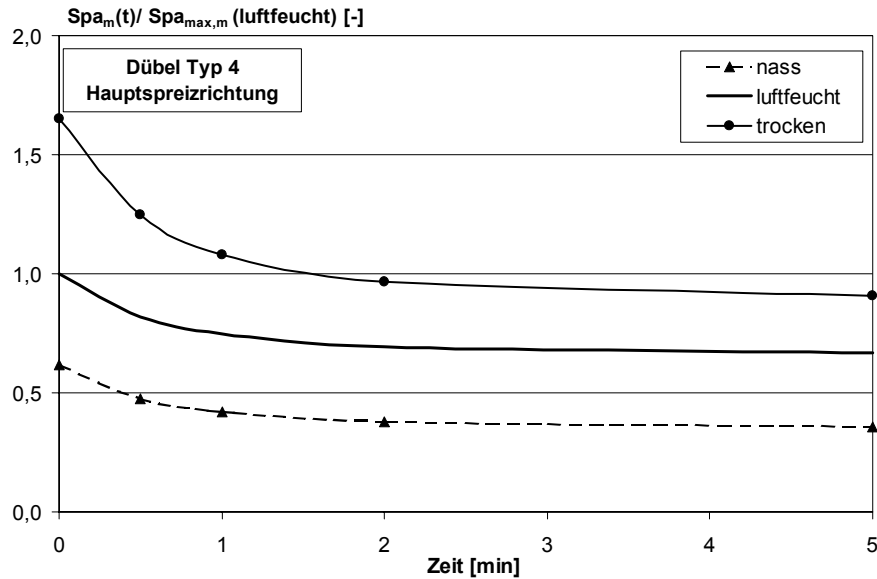


Bild 5.14 Einfluss der Feuchtigkeit der Dübelhülse auf die bezogene mittlere Spaltkraft von Dübel Typ 4 ($d=10\text{ mm}$, $h_{\text{er}}=70\text{ mm}$); Messung in Hauptspreizrichtung (HSR), Konditionierung trocken, luftfeucht und nass, Temperatur $T=20^\circ\text{C}$, Montage mit dem Drehmomentschlüssel.

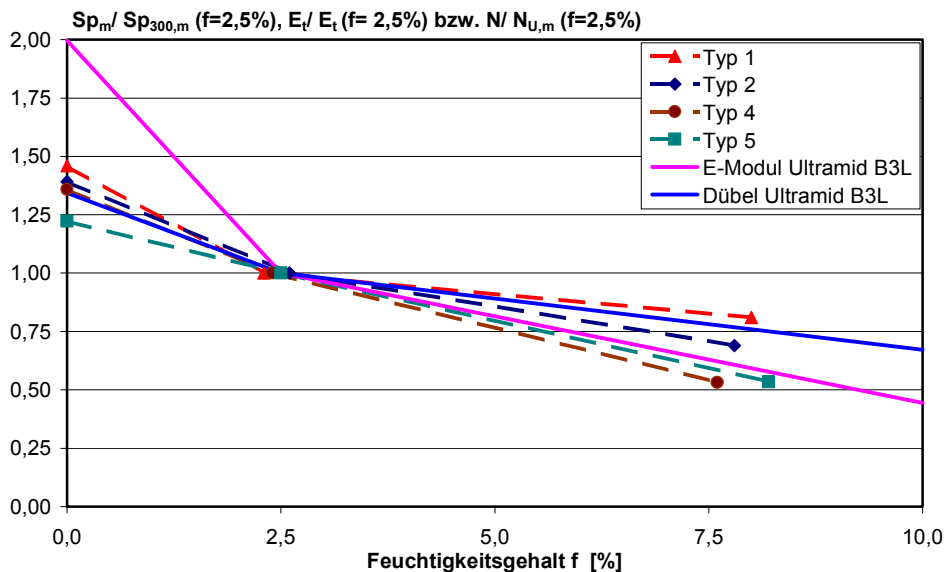


Bild 5.15 Einfluss der Feuchtigkeit der Dübelhülse auf die mittlere bezogene Spreizkraft nach $t=5$ Minuten Sp_{300} verschiedener Dübeltypen ($d=10\text{ mm}$), auf den bezogenen E-Modul von Ultramid B3L[®] und auf die bezogenen Herausziehlsten von Kunststoffdübeln aus Ultramid B3L[®] (nach Ehrenstein (1976/1), Ehrenstein (1976/2)), Temperatur $T=20^\circ\text{C}$.

Bild 5.16 zeigt den Einfluss der Montageart auf den bezogenen mittleren Spaltkraftverlauf in Hauptspreizrichtung von Dübel Typ 4. Bezugswert der Spaltkraft ist die maximale mittlere Spaltkraft Sp_{max} direkt nach dem Verspreizen bei Montage mit dem Drehmomentschlüssel. Werden die Dübel mit dem Schrauber montiert, so ergibt sich bei Dübel Typ 4 eine maximale Spaltkraft, die 17% größer ist als bei Montage mit dem Drehmomentschlüssel. Durch die schnellere und kontinuierliche Drehbewegung des Spreizelementes bei Montage mit dem Schrauber wird der Kunststoff schneller belastet als bei Montage mit dem Drehmomentschlüssel, allerdings ist die Temperaturerhöhung infolge Reibung in der Dübelhülse bei Montage mit dem Schrauber deutlich größer (Bild 5.1). Die beiden Parameter Temperatur und Belastungsgeschwindigkeit beeinflussen Steifigkeit und Festigkeit von Polyamid gegenläufig.

Mit zunehmender Belastungsgeschwindigkeit steigen Elastizitätsmodul und Festigkeit an (Bild 2.10), während eine zunehmende Temperatur einen Steifigkeitsverlust bedeutet (Bild 2.6). Bei Verwendung eines Schraubers dominiert direkt nach der Montage die größere Belastungsgeschwindigkeit den Einfluss der höheren Temperatur. Es ergibt sich eine größere Spaltkraft, da der Kunststoff der Dübelhülse wegen der schnellen Montage erst einige Zeit nach dem Verspreizen vollständig durchwärmt ist (vgl. Bild 4.3). Im weiteren Verlauf der Spaltkraftkurven ist jedoch zu erkennen, dass die prozentuale Abnahme infolge Relaxation bei Montage mit dem Schrauber (Abnahme nach 5 Minuten 59%) wesentlich größer ist als bei Montage mit dem Drehmomentschlüssel (Abnahme nach 5 Minuten 33%). Im Zeitraum nach der Montage führt die höhere Temperatur des Kunststoffes und das höhere Belastungsniveau bei Montage mit dem Schrauber zur größeren prozentualen Abnahme der Spaltkraft infolge Relaxation. Bei der Montage mit dem Drehmomentschlüssel findet ein Teil der Spaltkraftabnahme infolge Relaxation bereits während der wesentlich länger dauernden Montage statt, so dass die Spaltkraftabnahme nach dem vollständigen Verspreizen deutlich geringer ist als bei Montage mit dem Schrauber.

Insgesamt ist festzustellen, dass die Anfangsspaltkraft bei Montage mit dem Schrauber zwar deutlich größer ist als bei Verwendung eines Drehmomentschlüssels, aber die Spaltkraft fällt bereits nach ca. 30 Sekunden unter das Niveau der Kurve bei Montage mit dem Drehmomentschlüssel ab. In den numerischen Simulationen an einem Massepunkt wurde der Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit auf den Spannungsverlauf untersucht. In Bild 4.51 ist qualitativ der gleiche Kurvenverlauf festzustellen wie in den Spaltkraftmessungen in Bild 5.16. Durch die höhere Belastungsgeschwindigkeit ergibt sich eine größere Spannung und eine größere Spannungsabnahme infolge Relaxation.

Die maximale Spaltkraft direkt nach dem Verspreizen kann in der Praxis nicht ausgenutzt werden, da eine Belastung des Dübels erst einige Zeit nach der Montage erfolgt.

Bei Montage am Bauteilrand kann die maximale Spaltkraft bei Montage mit dem Schrauber zur Rissbildung auch bei größerem Randabstand führen als bei Montage mit dem Drehmomentschlüssel.

Basierend auf diesen Ergebnissen müssen die Herausziehlasten bei Montage mit dem Drehmomentschlüssel größer sein als bei Montage mit dem Schrauber.

Tendenziell kann das gleiche Verhalten der Spaltkräfte auch bei den anderen untersuchten Dübeltypen beobachtet werden. Bei einigen Dübeln ist die Spaltkraft direkt nach der Montage mit dem Schrauber allerdings nicht wesentlich größer als bei Montage mit dem Drehmomentschlüssel. Nach 5 Minuten ergibt sich jedoch bei allen untersuchten Dübeln eine deutlich geringere Spaltkraft bei Montage mit dem Schrauber als bei Verwendung des Drehmomentschlüssels.

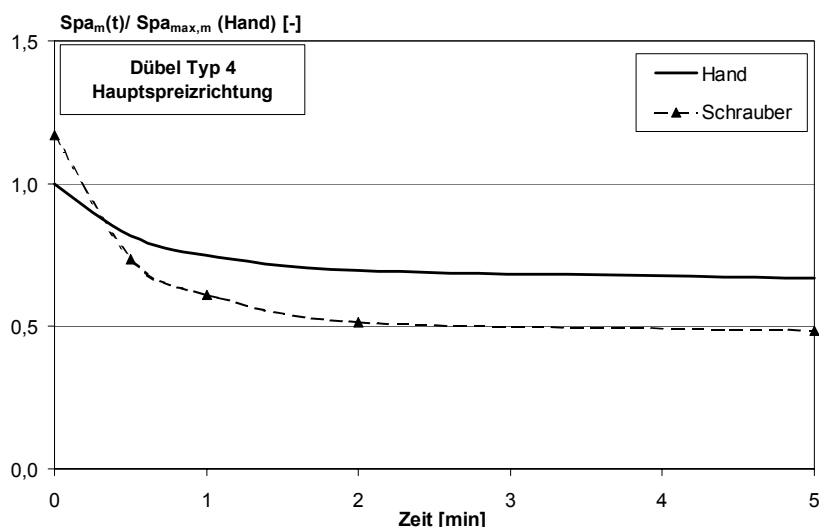


Bild 5.16 Einfluss der Montageart auf die bezogene Spaltkraft von Dübel Typ 4 ($d = 10 \text{ mm}$, $h_{\text{ef}} = 70 \text{ mm}$); Messung in Hauptpreisrichtung, Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Montage mit dem Drehmomentschlüssel (Hand) und mit dem Schrauber.

5.4 Bestimmung des Spaltkraftverlaufs und des Reibkoeffizienten zwischen Dübelhülse und Beton (Vereinfachte Funktionsersatzprüfungen)

Zur Bestimmung des Reibkoeffizienten zwischen Dübelhülse und Beton wurden Spaltkraftmessungen in Betonwürfeln durchgeführt, bei denen der Dübel gleichzeitig auf zentrischen Zug belastet werden kann. Durch diese Versuchsanordnung kann im ungerissenen Beton aus der gemessenen Spaltkraft, der Herausziehlust und dem Verhältnis der Spaltkraft in Haupt- und Nebenspreizrichtung der Reibkoeffizient zwischen Dübelhülse und Bohrlochwand berechnet werden.

Die Spaltkraftmessungen basieren auf der Versuchsmethodik der „Funktionsersatzprüfung“ (FEP), die von Mayer (1991) entwickelt wurde. Mit der Funktionsersatzprüfung wird die Funktionsfähigkeit bzw. das Nachspreizverhalten von Metallspreizdübeln im gerissenen Beton überprüft. Bei Kunststoffdübeln geht man davon aus, dass die Funktionsfähigkeit im gerissenen Beton in der Regel gegeben ist, da ein planmäßiges Nachspreizen des Dübels nicht stattfindet. Der Name der Versuchsmethodik „Funktionsersatzprüfung“ ist daher im Zusammenhang mit Kunststoffdübeln irreführend, da bei Kunststoffdübeln durch diese Versuche die Interaktion zwischen Herausziehlust, Spreizkraft und Reibkoeffizient untersucht wird. Der Name Funktionsersatzprüfung (FEP) wird dennoch in dieser Arbeit verwendet, um die Versuchsaufbauten eindeutig unterscheiden zu können und die Herkunft des Prüfverfahrens zu kennzeichnen.

Die in diesem Abschnitt dargestellten Versuchsergebnisse stammen aus dem Forschungsbericht Pregartner/Elgehausen (2002/10). Die Mittelwerte der gemessenen Spaltkräfte aller durchgeführter Versuche sind im Anhang B 5 zusammengefasst.

5.4.1 Versuchsdurchführung

Die Dübel wurden bei den vereinfachten Funktionsersatzprüfungen im ungerissenen Beton (FEP II) in ein Bohrloch gesetzt, das zentrisch in den Spalt zwischen zwei Betonwürfelvierteln erstellt wurde. Die Betonwürfel (Kantenlänge 200 mm) wurden vor dem Bohren mit einer Diamantsäge in Viertel geteilt, wobei je Versuch zwei Würfelviertel verwendet wurden. Zwischen die Würfelviertel wurden zwei 0,5 mm dicke Bleche eingelegt und die Würfelviertel beim Bohren zusammengespannt. Die Bleche garantieren, dass die Würfel beim Bohren und beim Versuch keinen Kontakt haben. Die Bohrlöcher wurden mit einem Hartmetallbohrer mit mittlerem Bohrereckmaß senkrecht nach unten erstellt, wobei die Bohrmaschine in einem Bohrständler geführt wurde und die Betonwürfelviertel komplett durchbohrt wurden. Die Bohrlöcher wurden nach dem Bohren nicht gesondert gereinigt. Allerdings löst sich der Bohrstaub beim Transport und beim Einbau aus den Bohrlöchern der getrennten Würfelviertel, so dass von einem gereinigten Bohrloch ausgegangen werden kann.

Der Beton war niederfest und nach ETAG (1997) hergestellt. Die Festigkeit der verwendeten Betonkörper wurde an Betonwürfeln mit einer Kantenlänge von 200 mm bestimmt. Die Würfeldruckfestigkeit $\beta_{W,200}$ eines niederfesten Betons muss nach ETAG (1997) zwischen $23,8 \text{ N/mm}^2$ und $33,3 \text{ N/mm}^2$ betragen. Eine typische Betonzusammensetzung ist in Tabelle 5.2 dargestellt. Die Feuchtlagerung der Betonwürfel erfolgte in einer geschlossenen Halle und begann unmittelbar nach deren Fertigung durch Überdecken mit Folie und anschließend durch Überdecken mit feuchten Tüchern und einer Kunststoffolie bis zum 7. Tag nach dem Betonieren. Die Lagerung aller Betonelemente erfolgte lufttrocken in einer geschlossenen Halle.

	Zement		Zuschlag			Wasser	
	Art	Menge [kg/m ³]	0-2 mm [kg/m ³]	2-8 mm [kg/m ³]	8-16 mm [kg/m ³]	Menge [kg/m ³]	W/Z [-]
C20/25	CEM I 32,5 R	240	770÷780	470÷490	760÷770	150÷180	0,6÷0,75

Tabelle 5.2 Beispiel für die Zusammensetzung eines typischen niederfesten Betons C20/25 nach ETAG (1997).

Die Dübel wurden in der Regel vor der Montage auf den gewünschten Feuchtegehalt konditioniert. Trockene Dübelhülsen wurden durch Lagerung im Trockenschrank bei $T = 70^\circ\text{C}$ bis zur Massekonstanz konditioniert. Für Versuche mit nasser Dübelhülse wurden die Hülsen im Wasserbad (meist bei erhöhter Temperatur von $T = 70^\circ\text{C}$) gelagert bis der Wassergehalt größer als 5% oder bis Massekonstanz erreicht war. Die luftfeuchte Konditionierung wurde in der Regel nach DIN ISO 1110 durchgeführt. Die Temperatur im nicht klimatisierten Labor betrug etwa 20°C .

Beim Versuch wurden die beiden Würfelviertel mit den Abstandsblechen und mit einer Ringkraftmessdose (Messbereich bis 20 kN) mit Kalotte in einen Stahlrahmen eingebaut, so dass die Bohrlochhälften exakt übereinander lagen. Bild 5.17 zeigt eine schematische Skizze der verwendeten Stahlrahmen und ein Foto der Ausziehvorrichtung.

Dann wurde der Rahmen durch gleichmäßiges Anziehen der Muttern mit einer Kraft von etwa 1 kN vorgespannt, um Setzungen im Versuchsaufbau zu minimieren. Die Messung wurde gestartet und der Dübel mit einem Schrauber in Durchsteckmontage gesetzt. Das Anbauteil hatte ein Durchgangsloch mit einem Durchmesser von $d_{\text{nom}} + 0,5 \text{ mm}$ und war im oberen Bereich an die Form der Dübelhülse angepasst. Die Anbauteile waren auf die Klemmlänge der untersuchten Dübel abgestimmt und die durch die Montage erzeugte Vorspannkraft wurde in der Regel bis zum Ausziehversuch beibehalten. Bei allen Versuchen wurden die Dübel mit Hauptspreizrichtung senkrecht zum Spalt eingebaut. Durch diese Versuchsanordnung wird die Spaltkraft des Dübels in Hauptspreizrichtung gemessen. Nach der Montage des Dübels wurde die Ausziehvorrichtung am Anbauteil mit zwei Schrauben befestigt und der Dübel nach der geplanten Zeitdifferenz zwischen Dübelmontage und Ausziehversuch bis zum Versagen durch zentrischen Zug belastet. Die Zeitdifferenz zwischen Montage und Dübelbelastung, in der die Spaltkraft kontinuierlich aufgezeichnet wurde, betrug 5 Minuten bis 1.500 h. Die Ausziehvorrichtung bestand aus einem hydraulischen Kolben mit Kraftmessdose (Messbereich bis 20 kN). Die Zugkraft wurde über eine Kalotte und eine Zugstange vom Hohlkolben in den Dübel eingeleitet. Die Abstützung erfolgte mit zwei Stahlstützen auf dem Betonwürfel. Die Verschiebung des Dübels wurde von hinten an der Schraubenspitze mit einem Wegaufnehmer gemessen (vgl. Bild 5.17). Die Versuche wurden in 5 Stahlrahmen parallel durchgeführt.

Durch die Messung der Herausziehlust und der Spaltkraft kann für jeden Versuch der Reibkoeffizient zwischen Bohrlochwand und Dübelhülse berechnet werden. Die Berechnung des Reibkoeffizienten erfolgt nach Gleichung (4.8) aus der Herausziehlust und der Spreizkraft bei Erreichen der Herausziehlust. Daraus ergibt sich der maximale Wert des Reibkoeffizienten, der für das Versagen des Dübels maßgebend ist. Dübel Typ 1 hat Last-Verschiebungskurven mit zwei Maxima. Bei diesem Dübeltyp ist das erste Maximum für das Versagen infolge Reibung maßgebend.

Zur Berechnung der Spreizkraft wird das Verhältnis der Spaltkraft in Neben- und Hauptspreizrichtung aus den Spaltkraftmessungen des Abschnitts 5.3 verwendet. Die Spreizkraft wird nach Gleichung (4.17) aus der gemessenen Spaltkraft ermittelt. Die in den Berechnungen verwendeten Verhältnisse der Spaltkräfte der untersuchten Dübeltypen sind in Tabelle 5.3 zusammengefasst.

Dübel Typ	Durchmesser	Verhältnis $\frac{Spa_{\text{Neben}}}{Spa_{\text{Haupt}}}$ $w = 0,0 \text{ mm}^1$
1	10 mm	0,72 (0,75)
4	10 mm	0,91 (0,78)
5	10 mm	0,53
1 ²⁾	14 mm	0,72

¹⁾: Werte aus den Spreizkraftmessungen aus Abschnitt 5.3; Werte der FE-Rechnungen in Klammern.

²⁾: Gleicher Wert wie Dübel Typ 1 (10 mm), da nicht gemessen und nicht berechnet.

Tabelle 5.3 Verwendete Verhältnisse der Spaltkräfte in Haupt- und Nebenspreizrichtung zur Berechnung der Spreizkräfte.

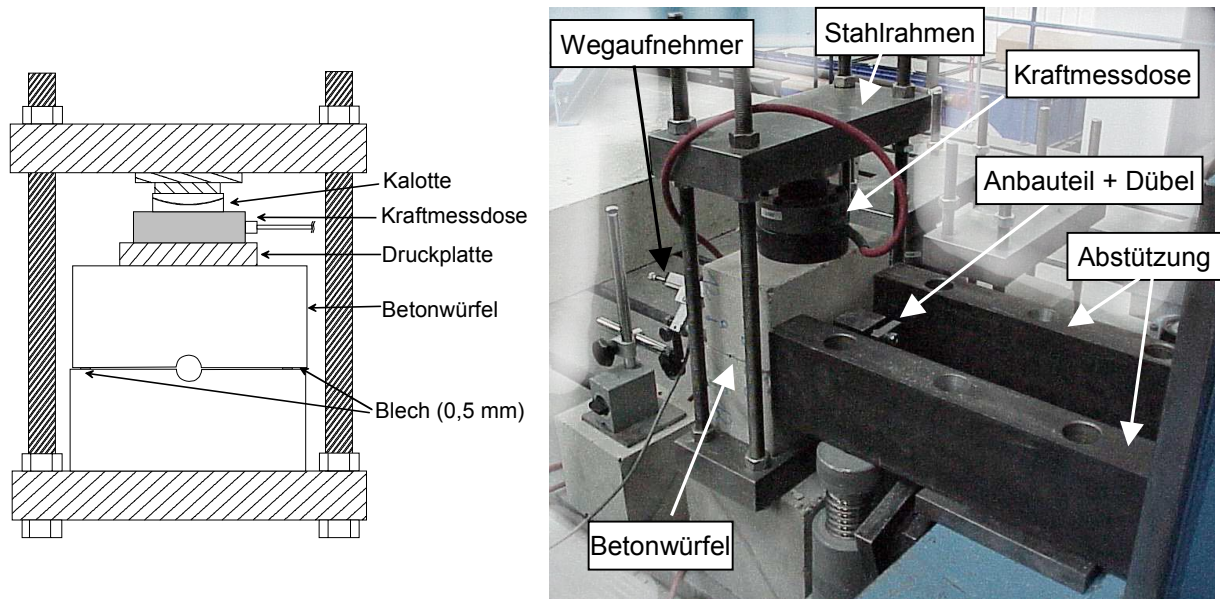


Bild 5.17 Schematische Darstellung des Stahlrahmens zur Messung der Spaltkraft von Kunststoffdübeln in Betonwürfeln (vereinfachte FEP II) und Foto des Versuchsaufbaus zur Belastung der Dübel.

5.4.2 Ergebnisse der vereinfachten Funktionsersatzprüfungen

5.4.2.1 Einfluss des Dübeltyps

Zur Untersuchung des Einflusses des Dübeltyps wurden die luftfeucht konditionierten Dübel gesetzt und nach einer einheitlichen Zeitdifferenz Δt von 5 Minuten zwischen Montage und Ausziehversuch belastet.

In Bild 5.18 ist ein Vergleich der gemessenen mittleren Spaltkraftkurven der vereinfachten Funktionsersatzprüfungen mit den Spaltkraftkurven der Spaltkraftmessungen in Stahllamellen aus Abschnitt 5.3 dargestellt. Beim Vergleich der Mittelwertkurven fällt auf, dass der maximale mittlere Spaltkraftwert direkt nach der Montage $Sp_{a_{max,m}}$ bei beiden Messmethoden etwa vergleichbare Werte ergibt. Die Abweichung der Mittelwerte beträgt maximal 17% bei Dübel Typ 5. Bei den beiden anderen Dübeltypen ist die Abweichung der maximalen mittleren Spaltkraftwerte kleiner als 10%. Nach einer Zeitdifferenz von 5 Minuten ist jedoch der Unterschied der Spaltkräfte bei den Dübeln Typ 1 und Typ 4 deutlich größer (über 50%), während die Spaltkraft in Hauptspaltkraftrichtung des Dübels Typ 5 bei beiden Messmethoden etwa gleiche Mittelwerte ergibt. Die Tatsache, dass die maximale mittlere Spaltkraft direkt nach der Montage annähernd gleich groß ist, zeigt, dass beide Messapparaturen eine ähnliche Steifigkeit aufweisen. Die maximalen Werte der Spaltkraftmessungen in Stahllamellen sind etwas größer als die Werte der FEP. Der deutliche Unterschied der mittleren Spaltkräfte nach 5 Minuten bei den Dübeln Typ 4 und Typ 5 kann daher nicht durch den Versuchsaufbau erklärt werden. Der zeitliche Verlauf der Spaltkraft kann durch die Eindrehgeschwindigkeit maßgeblich beeinflusst werden, wie beim Vergleich der Spaltkraftkurven bei Montage mit dem Drehmomentschlüssel und dem Schrauber gezeigt wird (Bild 5.16). Der Unterschied der Spaltkraftkurven könnte daher auf eine variierende Eindrehgeschwindigkeit zurückzuführen sein. Der Kunststoff erwärmt sich durch eine größere Eindrehgeschwindigkeit stärker. Da die Dübelhülse aber erst einige Sekunden nach der Montage vollständig durchwärmt ist, wird dadurch hauptsächlich die Spaltkraftabnahme infolge Relaxation beeinflusst.

Aufgrund der unterschiedlichen Ergebnisse der Spaltkraftmessungen wird auf eine ausführliche Diskussion verzichtet, da später auch gezeigt wird, dass sich bei FEP II/III-Untersuchungen in einer servo-hydraulischen Anlage bessere Übereinstimmungen der Spaltkräfte ergeben (vgl. Abschnitt 6.1.3). Im vorliegenden Abschnitt wird hauptsächlich ein Vergleich der ermittelten Reibkoeffizienten durchgeführt.

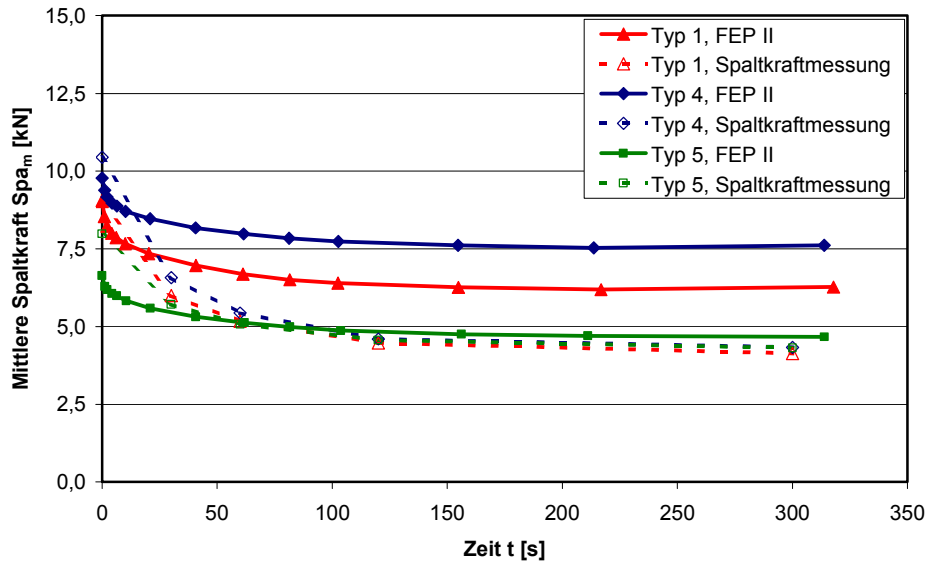


Bild 5.18 Vergleich des mittleren Spaltkraftverlaufs in Hauptspaltkraft-Richtung der vereinfachten Funktionsersatzprüfungen mit den Spaltkraftmessungen in Stahllamellen; Montage mit dem Schrauber; Konditionierung luftfeucht; Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$.

In Bild 5.19 ist der zeitliche Verlauf der Spaltkraft einer Versuchsserie mit Dübel Typ 1 ($d = 10\text{ mm}$) im ungerissenen Beton dargestellt. Die maximale Spaltkraft Spa_{\max} wird direkt nach der Montage erreicht. Im Zeitraum bis 5 Minuten relaxiert der Kunststoff und die Spaltkraft nimmt mit zunehmender Zeitdifferenz deutlich ab. Bei Belastung des Dübels durch eine zentrische Zugkraft ist ein deutlicher Anstieg der Spaltkraft zu erkennen. Teilweise ist die Spaltkraft beim Ausziehversuch sogar größer als direkt nach der Montage. Die Spaltkraft, die sich bei Belastung des Dübels mit der maximalen Herausziehlast einstellt, wird mit „Spa bei N_{\max} “ bezeichnet. Der Spaltkraftanstieg entsteht bei Belastung des Dübels zum einen durch eine Relativverschiebung zwischen Spreizelement und Kunststoff an den Gewindeflanken der Schraube (vgl. Bild 4.9), zum anderen bewirkt die Rauigkeit des Bohrlochs einen Spaltkraftanstieg, da der Kunststoff beim Verspreizen in die Unebenheiten des Bohrlochs gepresst wird und dadurch einen Mikroformschluss hervorruft (Bild 4.10).

Der Spaltkraftanstieg bei Belastung des Dübels zeigt, dass zur Bewertung des Tragverhaltens von Kunststoffdübeln in Beton die Relaxationskurve nicht zwangsläufig maßgebend sein muss.

Aus den Spaltkraftmessungen geht nicht eindeutig hervor, durch welchen Effekt der Spaltkraftanstieg bei Belastung des Dübels hervorgerufen wird. Bei Funktionsersatzprüfungen in einem glatten Stahlbohrloch mit dem gleichen Dübeltyp wurde kein Spaltkraftanstieg bei Belastung des Dübels beobachtet. Allerdings betragen die Herausziehlasten der Dübel im Stahlbohrloch im Mittel nur etwa 10% im Vergleich zur Montage im Betonbohrloch, da die äußere Reibung des Dübels wegen des glatten Bohrlochs sehr gering ist ($\mu_m = 0,08$). Es ist daher wahrscheinlich, dass die innere Reibung zwischen Spreizelement und Dübelhülse größer ist als die äußere Reibung, so dass ein Spaltkraftanstieg infolge eines Abgleitens der Gewindeflanken der Schraube bei den geringen Herausziehlasten nicht erreicht wird.

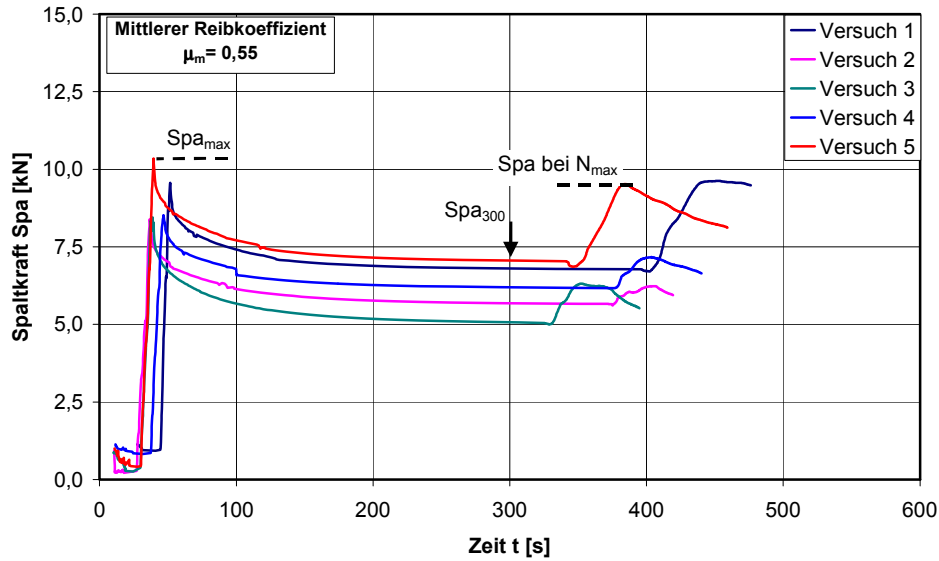


Bild 5.19 Verlauf der Spaltkraft in Hauptspaltkraft bei den vereinfachten Funktionsersatzprüfungen im ungerissenen Beton; Dübel Typ 1 ($d = 10 \text{ mm}$, $h_{ef} = 70 \text{ mm}$); Konditionierung luftfeucht; Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$.

In Bild 5.20 sind die aus den Funktionsersatzprüfungen berechneten Reibkoeffizienten der untersuchten Dübel mit Nenndurchmesser 10 mm dargestellt. Es ist zu erkennen, dass der Reibkoeffizient zwischen Dübelhülse und Beton im ungerissenen Beton vom Dübeltyp abhängt. Die geringsten Reibbeiwerte hat Dübel Typ 4 und die größten Werte erreicht Dübel Typ 5. Die mittleren Reibkoeffizienten der untersuchten Dübel liegen zwischen 0,42 und 0,65. Ein Vergleich der Reibbeiwerte im ungerissenen Beton mit den Werten aus der Literatur in Bild 3.19 zeigt, dass die Werte von *Ehrenstein (1976/1)* zum Zeitpunkt $t=0 \text{ h}$ ($\mu \approx 0,4$) im Mittel gut den Werten des Dübels Typ 4 entsprechen. Die Versuche von *Ehrenstein* wurden mit unprofilierten Kunststoffplättchen auf einer gesägten, mit Bohrmehl bestreuten Betonoberfläche durchgeführt.

Ehrenstein stellt fest, dass der Reibkoeffizient mit zunehmender Pressung abnimmt (vgl. Bild 3.20). In Bild 5.21 sind die Reibkoeffizienten der Einzelversuche in Abhängigkeit des Spreizdrucks aufgetragen. Der Spreizdruck wurde dabei unter Annahme einer gleichmäßigen Spreizdruckverteilung als Quotient aus Spreizkraft bei Erreichen der Herausziehlast und Kontaktfläche berechnet.

Dübel Typ F ist eine spezielle Dübelhülse mit nahezu glatter Oberfläche ($h_{ef} = 30 \text{ mm}$). Die Dübelhülsen wurden ohne Kernloch gespritzt. Das Kernloch wurde später mit einer Ständerbohrmaschine in verschiedenen Durchmessern eingebracht, um den Einfluss der radialen Kunststoffdehnung auf den Reibkoeffizienten zu untersuchen.

In Bild 5.21 ist zu erkennen, dass der Spreizdruck im betrachteten Bereich der Pressungen bei gleicher Dübelhülse einen geringen Einfluss auf den Reibkoeffizienten hat (Tendenz: Abnahme des Reibkoeffizienten mit zunehmender Pressung). Die Größe der radialen Dehnung hat bei Dübel Typ F keinen Einfluss auf den Reibbeiwert. Allerdings sind die gemessenen Spreizdrücke deutlich kleiner als die Anpressdrücke, mit denen *Ehrenstein (1976/1)* seine Untersuchungen durchführte (Bild 3.20). *Ehrenstein* berechnete den Spreizdruck eines Kunststoffdübels nach *Erhard/Strickle (1978)* mit Hilfe einer Formel für Querlagerungen aus Kunststoff (Gleitlager) unter Voraussetzung der Hertz'schen Pressung für kleine Berührungsflächen. Eine Überprüfung der Voraussetzungen zur Anwendung dieser Formel zeigt jedoch, dass diese für die untersuchten Dübeltypen nicht erfüllt sind (z.B. linear elastisches Werkstoffverhalten). Bei den untersuchten Dübeln liegt keine *kleine* Berührungsfläche vor, so dass der Anpressdruck näherungsweise durch eine gleichmäßige Verteilung der Spreizkraft auf die Anpressfläche berechnet werden kann.

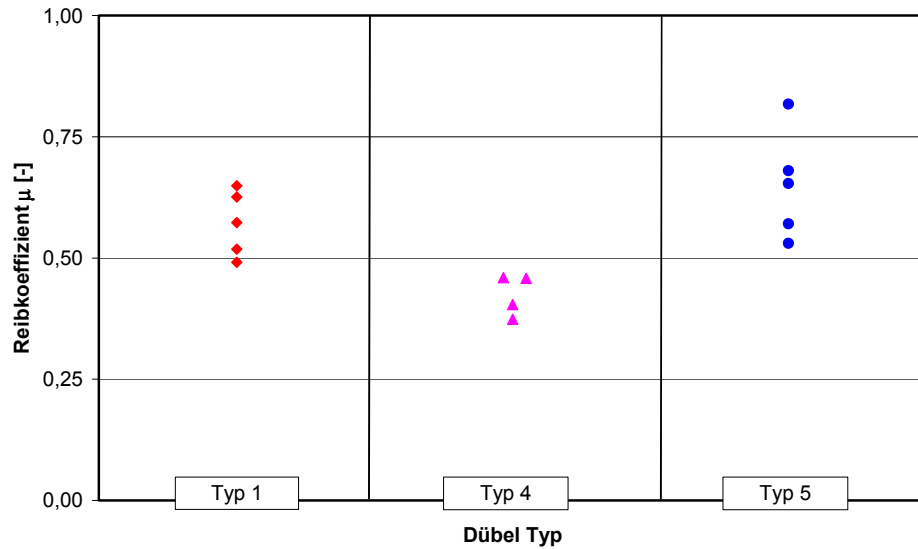


Bild 5.20 Einfluss des Dübeltyps auf den Reibkoeffizienten zwischen Dübelhülse und Beton; Dübel Typ 1, Typ 4 und Typ 5 ($d = 10 \text{ mm}$, $h_{ef} = 70 \text{ mm}$); Konditionierung luftfeucht; Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$; Zeitdifferenz $\Delta t = 5 \text{ Minuten}$.

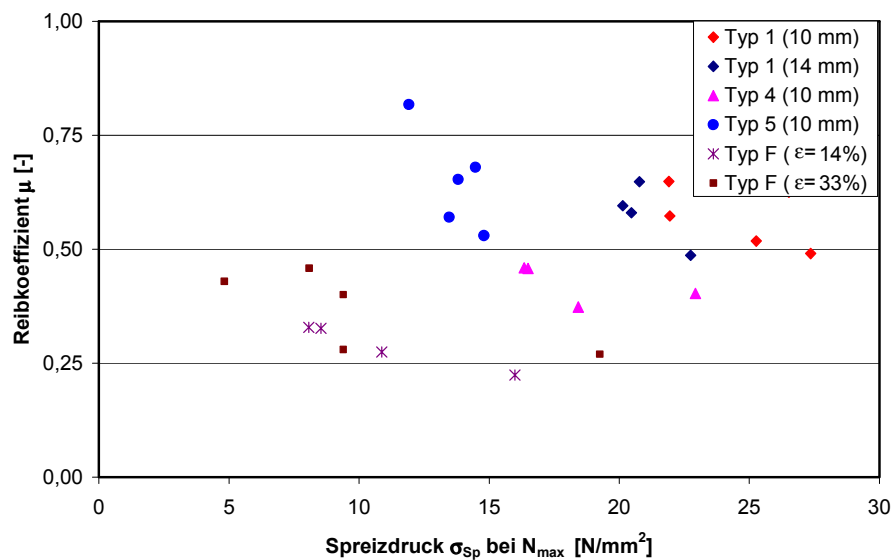


Bild 5.21 Einfluss des Spreizdrucks auf den Reibkoeffizienten zwischen Dübelhülse und Beton; Dübel Typ 1, Typ 4, Typ 5 und Typ F; Konditionierung luftfeucht; Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$; Zeitdifferenz $\Delta t = 5 \text{ Minuten}$.

5.4.2.2 Einfluss der Konditionierung

Zur Bestimmung des Einflusses der Konditionierung auf den Spaltkraftverlauf und den Reibkoeffizienten in Beton wurden Versuche mit trockener, luftfeuchter und wassergesättigter Dübelhülse durchgeführt. Die Zeitdifferenz zwischen Montage und Dübelbelastung betrug in diesen Untersuchungen ebenfalls 5 Minuten.

In Bild 5.22 ist der Einfluss der Konditionierung auf die bezogene Spreizkraft 5 Minuten nach der Montage dargestellt. Bezugswert ist die mittlere Spreizkraft im luftfeuchten Zustand. Die Spreizkraft nimmt mit zunehmendem Wassergehalt der Dübelhülse ab, weil Steifigkeit und Festigkeit von Polyamid ebenfalls abnehmen. Im trockenen Zustand ist die bezogene Spreizkraft von Dübel Typ 1 ($d=14\text{ mm}$) deutlich größer als die von Dübel Typ 4 ($d=10\text{ mm}$). Dübel Typ 1 wird aus Polyamid PA66 hergestellt, das wegen seiner chemischen Struktur eine größere Steifigkeit und eine geringere Abnahme des Elastizitätsmoduls mit zunehmendem Wassergehalt aufweist. Weiterhin wird die Dübelhülse des Dübels mit Nenndurchmesser 14 mm beim Eintreiben des Spreizelementes weniger durchwärmt als die Hülse des Dübels mit 10 mm Durchmesser, da die Dübelhülse dicker ist (vgl. Bild 4.4). Durch die kleinere mittlere Temperatur der Dübelhülse beim Verspreizen und die Materialunterschiede ergibt sich aufgrund des steiferen Verhaltens und der langsameren Relaxation beim Dübel mit 14 mm Durchmesser ein größerer bezogener Spreizkraftwert im trockenen Zustand. Im nassen Zustand ist die prozentuale Abnahme der Spreizkraft bei Dübel Typ 4 größer als bei Dübel Typ 1. Dies ist ebenfalls auf die unterschiedlichen Materialeigenschaften des verwendeten Polyamids zurückzuführen.

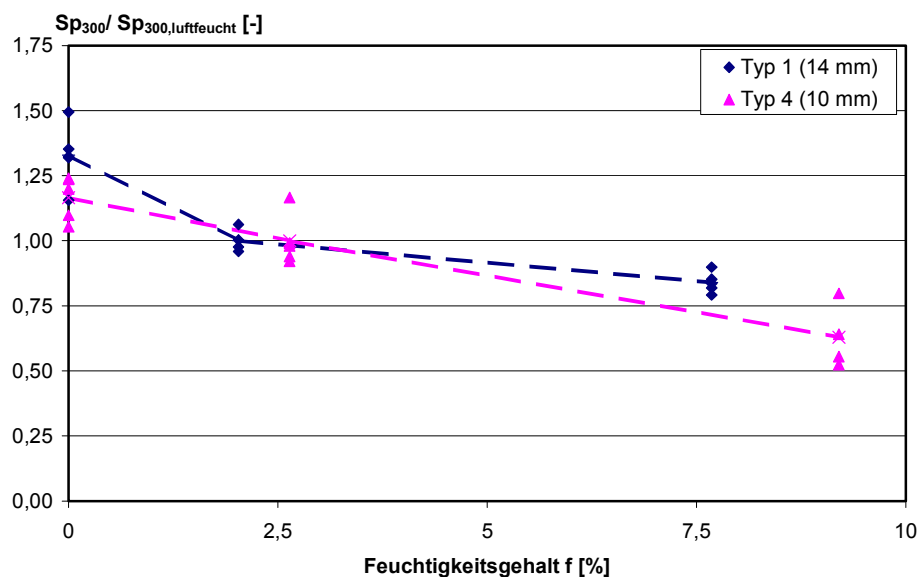


Bild 5.22 Einfluss der Konditionierung auf die bezogene Spreizkraft Sp_{300} nach 5 Minuten; Dübel Typ 1 ($d=14\text{ mm}$) und Typ 4 ($d=10\text{ mm}$); Temperatur $T=20^\circ\text{C}$; Zeitdifferenz $\Delta t=5\text{ Minuten}$.

Bild 5.23 zeigt den Einfluss der Konditionierung der Dübelhülse auf den Reibkoeffizienten zwischen Dübelhülse und Bohrlochoberfläche im ungerissenen Beton. Es ist bei beiden Dübeltypen im Mittel ein geringer Anstieg des Reibkoeffizienten mit zunehmendem Wassergehalt zu erkennen. Der Anstieg ist bei Dübel Typ 1 statistisch nicht signifikant, während er bei Dübel Typ 4 im nassen Zustand statistisch nachweisbar ist. Durch die Reduktion des Elastizitätsmoduls mit zunehmendem Feuchtegehalt wird der Kunststoff bei der Montage tiefer in die Unebenheiten der Bohrlochoberfläche gedrückt, wodurch sich ein erhöhter Mikroformschluss und ein größerer Reibbeiwert ergibt.

In diesem Zusammenhang wäre allerdings von Interesse, wie sich der Reibkoeffizient in den Konditionierungszuständen zeitlich entwickelt. Es ist denkbar, dass der Reibbeiwert unabhängig vom Konditionierungszustand einem konstanten Wert zustrebt, da trotz der unter-

schiedlichen Verformungsfähigkeit des Kunststoffes in Abhängigkeit von der Konditionierung das gleiche Maß an Mikroformschluss erreicht wird. Weiterhin bleiben die Konditionierungszustände bei zeitabhängigen Versuchen nicht konstant, da die Dübelhülsen den Ausgleichsfeuchtegehalt anstreben.

In Bild 5.24 ist der Einfluss der Konditionierung auf die bezogene Spreizkraft Sp_{300} nach 5 Minuten, auf die bezogene Spreizkraft bei maximaler Herausziehlust, auf die bezogene Herausziehlust $N_{U,m}$ und auf den bezogenen Reibbeiwert μ dargestellt. Die Diagramme zeigen die Mittelwerte der jeweiligen Serien. Bezugswert für alle Größen ist der jeweilige Mittelwert im luftfeuchten Zustand.

Im linken Bild ist zu erkennen, dass bei Dübel Typ 1 die bezogene Herausziehlust und die bezogene Spreizkraft bei maximaler Herausziehlust mit zunehmendem Feuchtegehalt im gleichen Verhältnis abfallen. Dadurch bleibt der Reibkoeffizient vom Konditionierungszustand nahezu unbeeinflusst. Bei Dübel Typ 4 (rechtes Bild) ist das Verhalten im trockenen Zustand analog zu Dübel Typ 1. Spreizkraft und Herausziehlust nehmen im Vergleich zum luftfeuchten Zustand im gleichen Verhältnis zu und der Reibbeiwert bleibt annähernd konstant. Im nassen Zustand ist der Reibbeiwert größer als im luftfeuchten Zustand, da die bezogene Spreizkraft bei maximaler Herausziehlust deutlich geringer ist als die bezogene Herausziehlust.

Aus Bild 5.24 geht hervor, dass in den Messungen ein Unterschied zwischen der Spreizkraft und der Spreizkraft bei Belastung des Dübels bestehen kann, so dass aus Beobachtung oder Berechnung der Relaxationskurven alleine kein eindeutiger Rückschluss auf die Herausziehlasten möglich ist.

Die prozentuale Abnahme der mittleren Herausziehlust im nassen Zustand wird in den Funktionersatzprüfungen zu klein ermittelt. Sie sollte im nassen Zustand entsprechend den Werten aus der Literatur bei Dübeln aus Ultramid B3L[®] (Typ 4) etwa 33% betragen (vgl. Bild 3.10). In den FEP beträgt die prozentuale Abnahme der mittleren Herausziehlasten 6% bei Dübel Typ 4 und 13% bei Dübel Typ 1. Dies zeigt, dass bei Ermittlung der Herausziehlust der Spalt zwischen den Betonwürfeln die Ergebnisse beeinflusst.

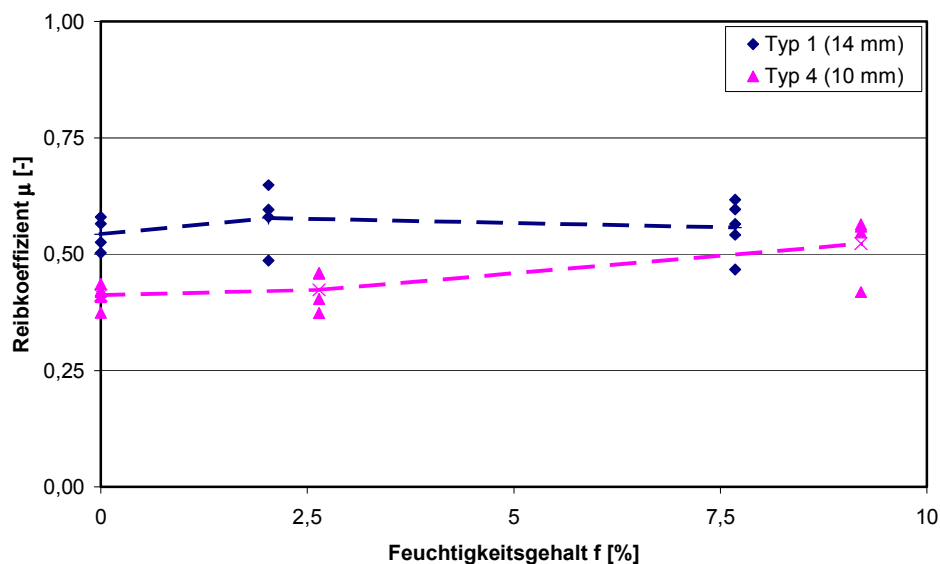


Bild 5.23 Einfluss der Konditionierung auf den Reibkoeffizienten zwischen Dübelhülse und Beton; Dübel Typ 1 ($d = 14 \text{ mm}$, $h_{ef} = 70 \text{ mm}$) und Typ 4 ($d = 10 \text{ mm}$, $h_{ef} = 70 \text{ mm}$); Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$; Zeitdifferenz $\Delta t = 5 \text{ Minuten}$.

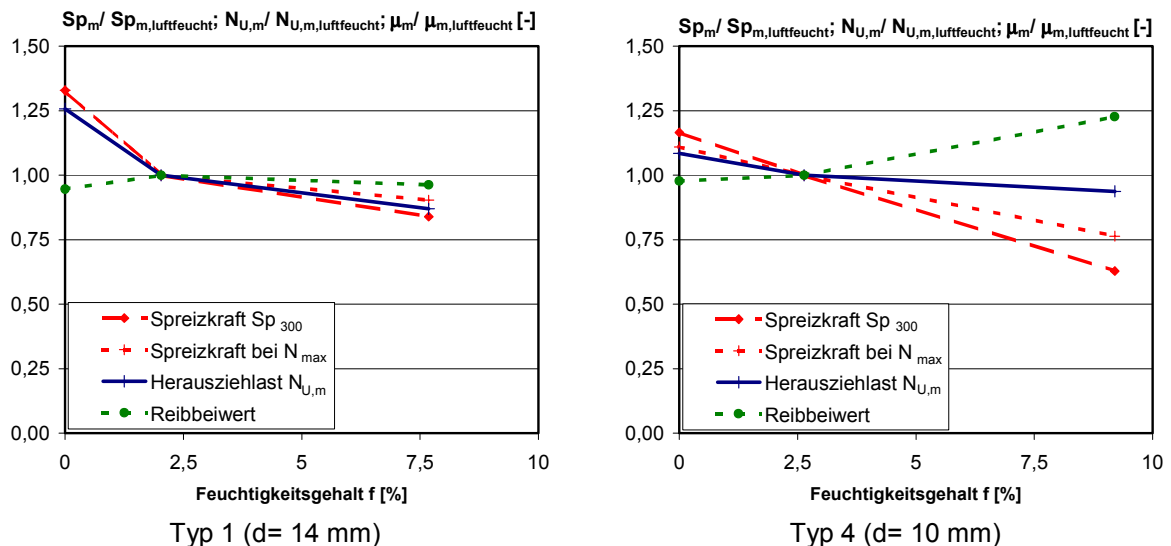


Bild 5.24 Einfluss der Konditionierung auf die bezogenen Werte der mittleren Spreizkraft nach 5 Minuten, der mittleren Spreizkraft bei maximaler Herausziehlust, der mittleren Herausziehlust und des mittleren Reibkoeffizienten; Dübel Typ 1 (d= 14 mm, h_{ef} = 70 mm) und Typ 4 (d= 10 mm, h_{ef} = 70 mm); Temperatur T = 20°C; Zeitdifferenz Δt = 5 Minuten.

5.4.2.3 Einfluss der Zeitdifferenz zwischen Dübelmontage und Dübelbelastung

Zur Bestimmung des Zeiteinflusses auf das Tragverhalten von Kunststoffdübeln in Beton wurden Funktionersatzprüfungen durchgeführt, bei denen die Zeitdifferenz zwischen Montage und Ausziehversuch variiert wurde. Die untersuchten Zeitdifferenzen betragen zwischen 5 Minuten und 1.500 h. Die Dübel waren luftfeucht konditioniert. Die Versuche wurden in einem nicht klimatisierten Raum bei etwa 20°C durchgeführt.

In Bild 5.25 ist der zeitliche Verlauf der bezogenen Spreizkräfte kurz vor dem Versuch (links) und der Spreizkräfte bei maximaler Herausziehlust (rechts) dargestellt. Bezugswert ist jeweils die mittlere Spreizkraft des Versuchs bei einer Zeitdifferenz von 5 Minuten. Es ist zu erkennen, dass die Spreizkraft vor dem Versuch bei Dübel Typ 4 mit zunehmender Zeitdifferenz infolge der Relaxation des Kunststoffes abfällt. Nach 500 h beträgt die mittlere Spreizkraft nur noch etwa 75% des Wertes, der nach 5 Minuten gemessen wurde. Die Abnahme der Spreizkraft verläuft annähernd logarithmisch linear. Bei Dübel Typ 1 ist bis 1.500 h Zeitdifferenz keine Abnahme der Spreizkraft zu erkennen. Dübel Typ 1 (d= 14 mm) wird aus dem steiferen Polyamid PA66 gefertigt und die Abnahme der Spreizkraft infolge Relaxation verläuft deshalb langsamer. Weiterhin streuen die Spreizkraftwerte bei Dübel Typ 1 sehr stark, so dass keine Abnahme der Spreizkraft mit zunehmender Zeitdifferenz erkennbar ist.

Die bezogene Spreizkraft bei Erreichen der maximalen Herausziehlust (rechtes Bild) verhält sich prinzipiell wie die bezogene Spreizkraft vor dem Ausziehversuch. Sie nimmt mit zunehmender Zeitdifferenz bei Dübel Typ 4 ab und bleibt bei Dübel Typ 1 bis 1.500 h nahezu konstant. Die prozentuale Abnahme der bezogenen Spreizkraft bei Erreichen der maximalen Herausziehlust ist bei Dübel Typ 4 jedoch etwas geringer als die Abnahme der bezogenen Spreizkraft vor dem Versuch. Daraus folgt, dass der Spaltkraftanstieg bei Belastung des Dübels infolge der zunehmenden Mikroverzahnung prozentual zunimmt.

Dies wird auch in Bild 5.26 durch das Ansteigen des Reibkoeffizienten mit zunehmender Zeitdifferenz deutlich. Dieser Anstieg ist auf den zunehmenden Mikroformschluss zurückzuführen. Der mittlere Reibkoeffizient des Dübels Typ 4 nimmt von μ = 0,42 nach 5 Minuten auf einen Wert von μ = 0,58 nach 1.500 h zu. Der Anstieg des Reibkoeffizienten verläuft annähernd logarithmisch linear. Der Reibkoeffizient des Dübels Typ 1 bleibt bis 100 h nahezu konstant und steigt dann bis 1.500 h deutlich an. Er beträgt im Mittel 5 Minuten nach der Montage μ = 0,58. Nach etwa 1.500 h wurde ein mittlerer Reibkoeffizient von μ = 0,68 gemessen. Zusätzlich ist in Bild 5.26 der zeitliche Anstieg des Reibbeiwertes aus Bild 3.19 eingetragen. *Ehrenstein (1976/1)* ermittelt einen linearen Anstieg des Reibkoeffizienten von μ = 0,4

auf etwa $\mu = 0,55$ nach 1.000 h. Bei größeren Zeitdifferenzen steigt der Reibkoeffizient nicht weiter an. Es ist zu erkennen, dass sich die Werte des Reibkoeffizienten nach *Ehrenstein* bei 5 Minuten und bei 1.500 h gut mit den Messwerten des Dübels Typ 4 decken. Mit einem konstanten Reibbeiwert ist jedoch nach den vorliegenden Messungen erst bei größeren Zeitdifferenzen zu rechnen.

Wegen des logarithmisch linearen Verlaufs ist eine Anpassung und Extrapolation des mittleren Reibbeiwertes mit Hilfe des Findley-Ansatzes möglich (Gleichung (2.11)). Die an die gemessenen mittleren Reibbeiwerte angepassten Kurven und die Formeln sind in Bild 5.26 ebenfalls dargestellt. Die Anpassung der Parameter m und n erfolgte durch optischen Vergleich der Messwerte mit den Werten der Funktion und durch die Methode der kleinsten Fehlerquadrate. Als Startwert μ_0 zum Zeitpunkt $t = 0$ Minuten wurde bei Dübel Typ 4 der Reibbeiwert der Versuche bei $t = 5$ Minuten gewählt, während bei Dübel Typ 1 der Parameter zur Anpassung variiert wurde.

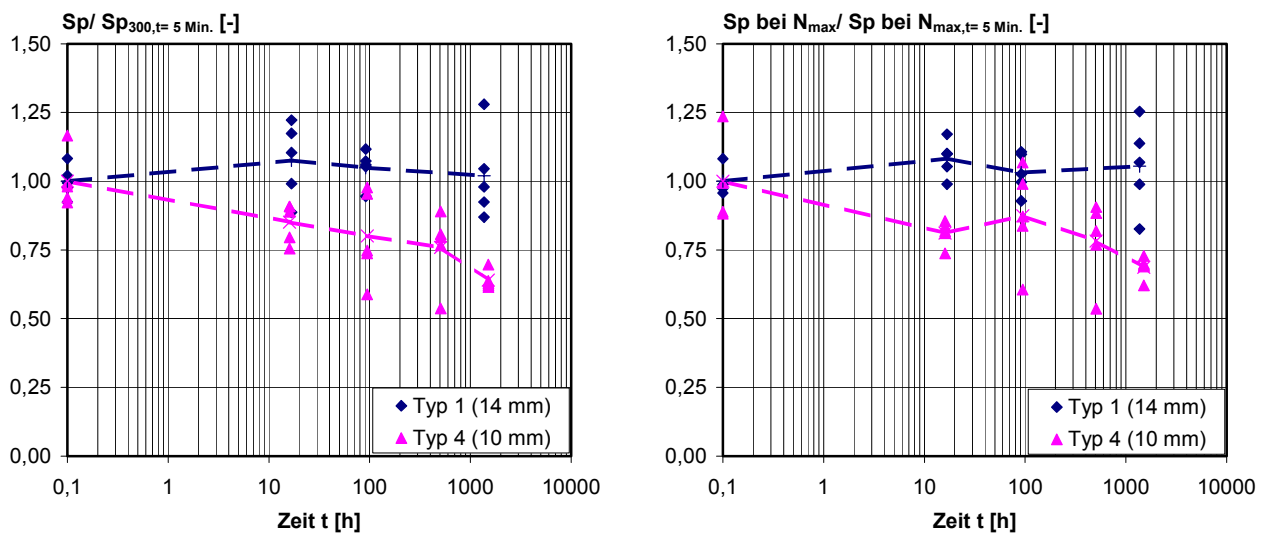


Bild 5.25 Einfluss der Zeitdifferenz auf die bezogene Spreizkraft vor dem Versuch (links) und auf die bezogene Spreizkraft bei maximaler Herausziehlast (rechts); Dübel Typ 1 ($d = 14$ mm) und Typ 4 ($d = 10$ mm); Konditionierung luftfeucht; Temperatur $T = 20^\circ$.

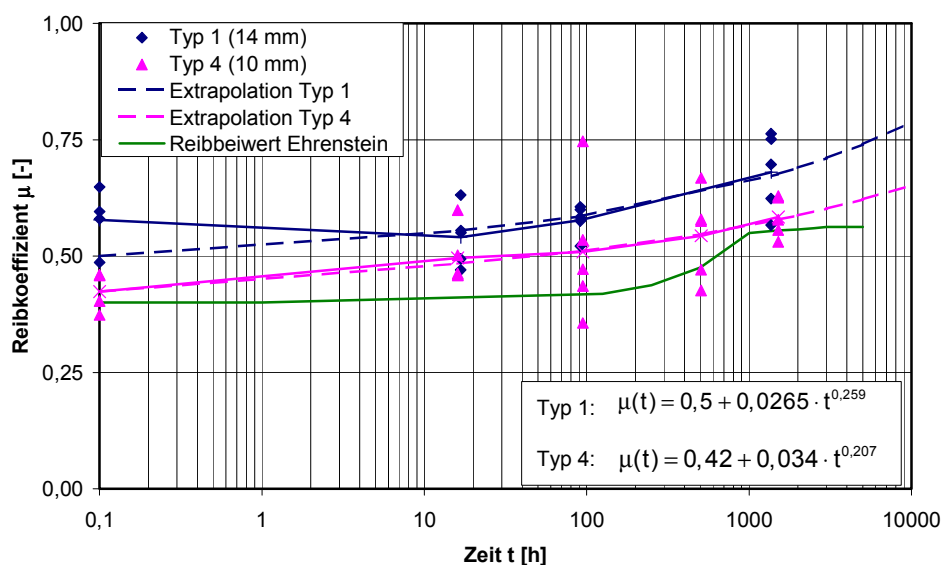


Bild 5.26 Einfluss der Zeitdifferenz auf den Reibkoeffizienten zwischen Dübelhülse und Beton; Dübel Typ 1 ($d = 14$ mm) und Typ 4 ($d = 10$ mm); Konditionierung luftfeucht; Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$.

Bild 5.27 zeigt eine Zusammenfassung der Mittelwertkurven des Dübels Typ 1 (links) und des Dübels Typ 4 (rechts). Die Diagramme beinhalten bezogene Mittelwertkurven der Spreizkraft vor dem Versuch, der Spreizkraft bei Erreichen der maximalen Herausziehlust, der Herausziehlust und des Reibkoeffizienten. Bezugswert ist jeweils der Mittelwert der Versuchsserie bei einer Zeitdifferenz von 5 Minuten.

Bei Dübel Typ 1 (linkes Bild) ist zu erkennen, dass die bezogene Spreizkraft vor dem Versuch und die bezogene Spreizkraft bei Erreichen der maximalen Herausziehlust mit zunehmender Zeitdifferenz etwa konstant bleibt. Die Herausziehlasten steigen jedoch deutlich an. Daraus ergibt sich ein Anstieg des Reibkoeffizienten bis 1.500 h um etwa 20%.

Bei Dübel Typ 4 (rechtes Bild) fällt die Spreizkraft vor dem Versuch und die Spreizkraft bei maximaler Herausziehlust mit zunehmender Zeitdifferenz im Mittel ab, während die mittlere Herausziehlust in den FEP mit zunehmender Zeitdifferenz nahezu konstant bleibt. Dies ist nur möglich, wenn der Reibkoeffizient zwischen Dübelhülse und Beton mit zunehmender Zeitdifferenz ansteigt. Der Anstieg des Reibkoeffizienten beträgt bis 1.500 h im Mittel etwa 38%.

Die Funktionsersatzprüfungen zeigen, dass der Anstieg des Reibkoeffizienten mit der Zeit auch bei Messungen an Kunststoffdübeln nachgewiesen werden kann. Die aus der Literatur bekannte Annahme, dass die Herausziehlasten von Kunststoffdübeln mit zunehmender Zeitdifferenz wegen der Interaktion aus Spreizkraft und Reibkoeffizienten beeinflusst werden, wird durch die vorliegenden Ergebnisse bestätigt. Die Funktionsersatzprüfungen zeigen jedoch auch, dass die Interaktion vom Dübeltyp oder der Polyamidart abhängt.

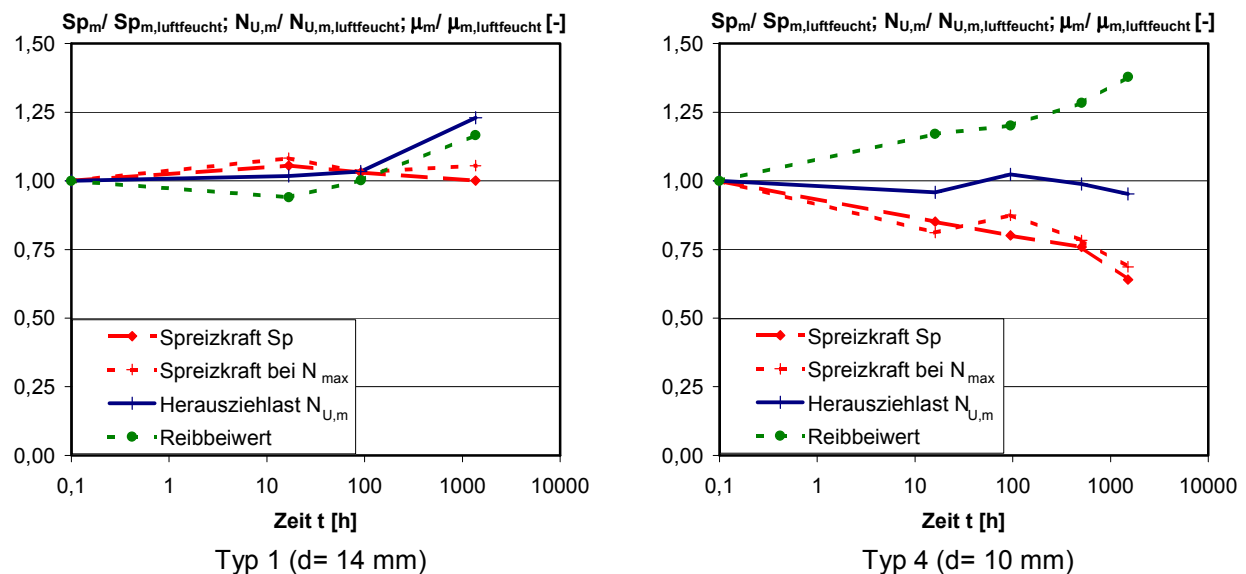


Bild 5.27 Einfluss der Zeitdifferenz auf die bezogenen Werte der mittleren Spreizkraft, der mittleren Herausziehlust und des mittleren Reibkoeffizienten; Dübel Typ 1 (d= 14 mm, links) und Typ 4 (d= 10 mm, rechts); Konditionierung luftfeucht; Temperatur $T= 20^\circ\text{C}$.

In Bild 5.28 ist die Anpassung der gemittelten Spreizkraftkurven der Serien mit $\Delta t= 1.500$ h mit Hilfe des modifizierten Findley-Ansatzes (Gleichung (2.12)) dargestellt. Das linke Bild zeigt die Ergebnisse der Versuche mit Dübel Typ 1, während im rechten Bild die Ergebnisse der Versuche mit Dübel Typ 4 dargestellt sind.

Die mittleren Spreizkraftkurven beider Dübeltypen schwanken teilweise stark. Dies wird auf Temperaturschwankungen im Messraum zurückgeführt. Die angepassten Kurven bilden den Verlauf der Spreizkraftkurven zwischen 100 h und 1.500 h gut ab. Zusätzlich sind die Spreizkräfte bei Erreichen der maximalen Herausziehlust eingetragen. Die Messwerte liegen im Mittel oberhalb der Extrapolationskurven. Die Spreizkraftwerte bei maximaler Herausziehlust streuen stark, so dass eine Anpassung an diese Werte nicht sinnvoll ist.

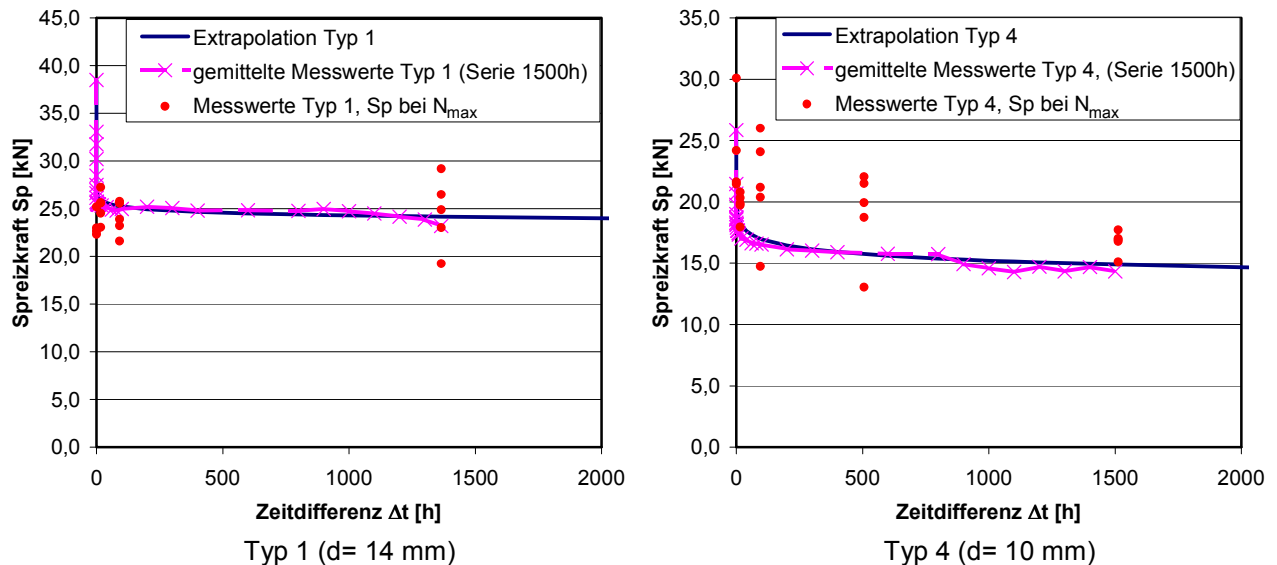


Bild 5.28 Extrapolation der Spreizkraft der Versuchsserie bei $\Delta t = 1.500$ h mit dem Findley-Ansatz; Dübel Typ 1 ($d = 14$ mm, links) und Typ 4 ($d = 10$ mm, rechts); Konditionierung luftfeucht; Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$.

5.5 Modellversuche zum Verschiebungsverhalten von Dübelhülse und Spreizelement bei verschiedenen Versagensarten

Zur weiteren Untersuchung des Tragverhaltens und des Versagens von Kunststoffdübeln in Beton wurden Modellversuche durchgeführt, bei denen die Verformungsanteile der Gesamtverschiebung eines Kunststoffdübels in Beton gemessen werden. Durch getrennte Messung der Verschiebung der Dübelhülse, des Spreizelementes und der Gesamtverschiebung des Dübels wurde das Verformungsverhalten von Dübeln mit unterschiedlichen Versagensarten in zentrischen Ausziehversuchen untersucht.

Die in diesem Abschnitt dargestellten Versuchsergebnisse sind in dem Bericht *Pregartner/Elgehausen (2002/12)* ausführlicher beschrieben.

5.5.1 Versuchsdurchführung

Bei den Modellversuchen wurden Bohrlöcher zentrisch in Betonwürfel (Kantenlänge 200 mm) mit einem Bohrhammer erstellt. Der verwendete Hartmetallbohrer hatte ein mittleres Bohrreckmaß. Die Bohrlöcher wurden senkrecht nach unten gebohrt und nach dem Erstellen gereinigt. Die Bohrlöchtiefe war deutlich größer als die Verankerungstiefe der zu untersuchenden Dübeltypen. Nach dem Bohren wurden die Würfel senkrecht zur Bohrrichtung mit einer Diamantsäge auf das Maß der Sollverankerungstiefe gekürzt. Dadurch wurden Betonscheiben mit der Dicke der Sollverankerungstiefe erzeugt, die zentrisch ein Durchgangsloch (Bohrloch) aufwiesen. Der Beton war niederfest und nach *ETAG (1997)* hergestellt. Die Eigenschaften und die Herstellung des verwendeten Betons ist in Abschnitt 5.4.1 näher beschrieben. Die Dübelhülsen waren luftfeucht konditioniert.

In Bild 5.29 ist der Versuchsaufbau links schematisch und rechts in einem Foto dargestellt. Die Versuche wurden in einer servo-hydraulischen Prüfmaschine weggeregelt durchgeführt. Die Dübel wurden wie in Abschnitt 5.4.1 beschrieben mit dem Schrauber montiert und danach mit einer Belastungsgeschwindigkeit von $0,05$ mm/min ausgezogen. Die Dübelverschiebung wurde insgesamt mit fünf Wegaufnehmern gemessen. Zur Messung der Gesamtverschiebung des Dübels wurden zwei Wegaufnehmer an der Zugstange befestigt. Weitere zwei Wegaufnehmer wurden mit Magnethaltern am Ausziehkäfig auf der Rückseite (Schraubenspitze) angebracht, wobei einer der Wegaufnehmer die Verschiebung der Schraubenspitze bzw. Nagelspitze und der andere Wegaufnehmer die Verschiebung der Kunststoffhülse erfasste. Zwischen dem Anbauteil des Dübels und dem Untergrund wurde eine Tastplatte im

Klemmbereich fest mit der Kunststoffhülse verbunden. Die Tastplatte wurde kraftschlüssig an das Anbauteil angepresst, so dass nach der Montage die Vorspannkraft zwischen Schraubenkopf und Untergrund wirken konnte. Mit einem weiteren Wegaufnehmer, der über einen Magnethalter an der Unterseite des Ausziehkäfigs befestigt war, wurde die Verschiebung der Tastplatte und dadurch die Verschiebung des Dübelkragens gemessen.

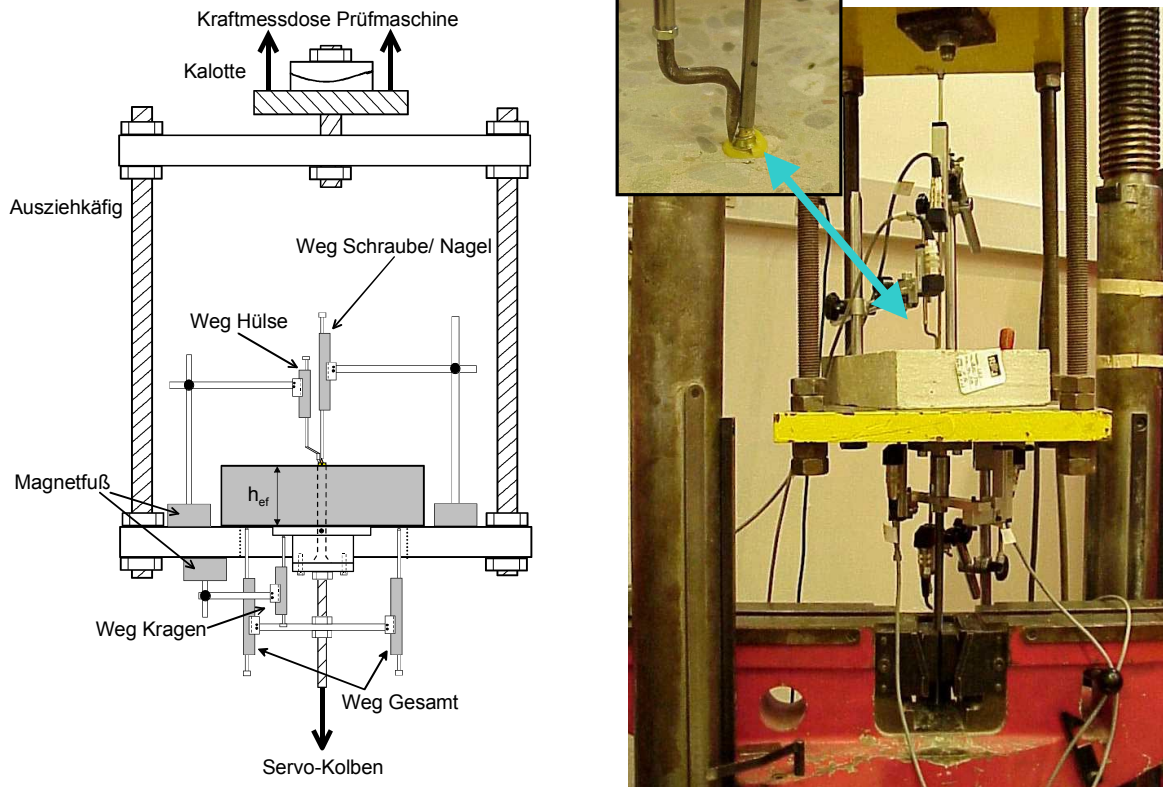


Bild 5.29 Versuchsaufbau für die Modellversuche mit Kunststoffdübeln im ungerissem Beton.

5.5.2 Versuchsergebnisse

Im Rahmen der Modellversuche wurden Versuche mit verschiedenen Schraubdübeltypen unter Standardbedingungen durchgeführt. Bei den ersten beiden Versuchen spaltete die Betonscheibe beim Ausziehversuch. In den folgenden Versuchen wurden die Scheiben deshalb in beiden Richtungen vorgespannt. Mit zwei Schraubdübeltypen wurde zusätzlich jeweils ein Versuch in überdrehtem Zustand durchgeführt, bei dem die Schraube bei der Montage solange weitergedreht wurde, bis das Drehmoment merklich abfiel.

Zusätzlich wurde ein Versuch mit einem Nageldübeltyp durchgeführt, da dieser Dübeltyp erfahrungsgemäß durch Herausziehen des Nagels aus der Hülse versagt.

5.5.2.1 Versagensart Herausziehen der Hülse aus dem Bohrloch

Bild 5.30 zeigt die Last-Verschiebungskurve eines Versuchs mit einem Schraubdübel mit Nenndurchmesser 10 mm und Sollverankerungstiefe 70 mm. Links ist die Last jeweils über der Gesamtverschiebung, der Verschiebung des Kragens, der Verschiebung der Kunststoffhülzenspitze und der Verschiebung der Schraubenspitze aufgetragen. Zusätzlich ist die Stahldehnung der Schraube, die nach dem Hooke'schen Gesetz berechnet wurde, eingetragen. Weiterhin kennzeichnen zwei Datenpunkte den mittleren Abstand zwischen den Rippen der Kunststoffhülse und den mittleren Gewindeabstand des Spreizelementes. Im rechten Diagramm ist die Last-Verschiebungskurve der Gesamtverschiebung und der Verschiebungsdifferenz zwischen Schraubenspitze und Hülzenspitze dargestellt.

Die Gesamtverschiebung beinhaltet auch Setzungen in Verbindungsschrauben und Stahldehnungen im Versuchsaufbau. Der Abstand zwischen Anbauteil und Wegaufnehmerbefestigung betrug 50 mm. Die Wegaufnehmerhalterung wurde direkt im Anschluss an eine Muffe befestigt (Bild 5.29). Die Stahldehnungen der Muffe sind aufgrund des großen Querschnitts

vernachlässigbar klein. Setzungen in den Schraubengewinden wurden durch Vorspannung minimiert. In der weiteren Auswertung werden die Verformungsanteile des Versuchsaufbaus vernachlässigt.

Die Last-Verschiebungskurve der Gesamtverschiebung des untersuchten Dübels steigt bis zu einer Last von etwa 5 kN steil an. Anschließend wird die Kurve flacher und steigt annähernd linear mit der Gesamtverschiebung an. Die Maximallast wird bei 2,7 mm Gesamtverschiebung erreicht.

Die Schraubenspitze bewegt sich bereits bei sehr kleinen Lasten, während die Kunststoffhülse erst ab einer Last von etwa 2,5 kN deutliche Verschiebungen aufweist. Zu Beginn des Ausziehversuchs ist die innere Reibung zwischen Schraube und Dübelhülse geringer als die äußere Reibung zwischen Dübelhülse und Beton. Durch die Relativverschiebung der Schraube gegenüber der Hülse kommt es an den Gewindeflanken zu einer Spreizkraftsteigerung durch deren Konsolwirkung (vgl. Bild 4.9). Der Anstieg der Spreizkraft bei Belastung eines Dübels ist in Bild 5.19 in den Spaltkraftkurven der Funktionersatzprüfungen deutlich zu sehen. Durch die Zunahme der Spreizkraft steigt die innere Reibung an und die Hülse beginnt sich ebenfalls zu bewegen. Ab etwa 2,5 kN gleitet die gesamte Kunststoffhülse mit der Schraube aus dem Bohrloch.

Die Differenz der Verschiebungen zwischen Schraube und Kunststoffhülse (Bild 5.30, rechts) verdeutlicht, dass die Relativverschiebung zwischen Schraube und Hülse ab einer Last von ca. 5 kN bis zum Versagen des Dübels zunimmt. Der untersuchte Dübel hat im oberen Spreizbereich kein Gewinde am Spreizelement. In diesem Bereich sind die Spreizkräfte des Dübels allerdings am größten, da das Spreizelement den größten Durchmesser aufweist. Durch die Ausbildung des Gewindes ist die Kraftübertragung durch Formschluss zwischen Schraube und Kunststoff nur im unteren Spreizbereich möglich. Durch die Zunahme der Relativverschiebung zwischen Schraube und Hülse wird die Hülse zunehmend auf Schub und Zug beansprucht, da die Gewindeflanken den inneren Teil der Dübelhülse zur gleichen Verschiebung wie die Schraube zwingen. Der Dübel spreizt nach, da der Kunststoff an den Gewindeflanken abgleitet und dadurch die Spreizkraft gesteigert wird.

Die Verschiebung des Kragens zeigt an, dass ab einer Last von 6,4 kN die Klemmkraft des Dübels durch die Verschiebungen der Schraube und der Hülse abgebaut ist. Das Überwinden der Klemmkraft ist in der Last-Verschiebungskurve durch den Steifigkeitsabfall bei etwa 5 kN deutlich zu erkennen. Da Hülse und Schraube bis zur Überwindung der Vorspannkraft gleiten, während sich der Kragen nicht bewegt, kann man folgern, dass die Dübelhülse im Bohrloch gestaucht wird und sich dadurch die Vorspannkraft abbaut.

Schraube und Hülse gleiten bis zu einer Gesamtverschiebung von etwa 2,7 mm mit ansteigender Herausziehlkraft aus dem Bohrloch. Durch das Gleiten der Hülse im Bohrloch wird die Bohrlochoberfläche geglättet und der Kunststoff der Hülse geschädigt. Die Bewegung der Hülse bewirkt an Unebenheiten des Bohrlochs eine weitere Spreizkraftsteigerung (vgl. Bild 4.10). Das Aufstauchen der Hülse verursacht eine Erhöhung des Reibkoeffizienten der äußeren Reibung, da der Kunststoff tiefer in Unebenheiten des Bohrlochs gepresst wird. Die Maximallast ist erreicht, wenn die Kunststoffhülse das Bohrloch durch das Vorwärtsgleiten stark geschädigt hat. Dies kann der Fall sein, sobald die Verschiebung der Kunststoffhülse so groß ist wie der mittlere Rippenabstand, da jede Rippe bei dieser Verschiebung einen Bereich im Bohrloch erreicht, der bereits durch eine andere Rippe geschädigt wurde. In Bild 5.30 ist zu erkennen, dass der mittlere Rippenabstand gut mit der Verschiebung der Kunststoffhülse bei Erreichen der Maximallast übereinstimmt.

Die Stahldehnung der Schraube bei Erreichen der Maximallast ist im Vergleich zur Verschiebung des Gesamtdübels gering.

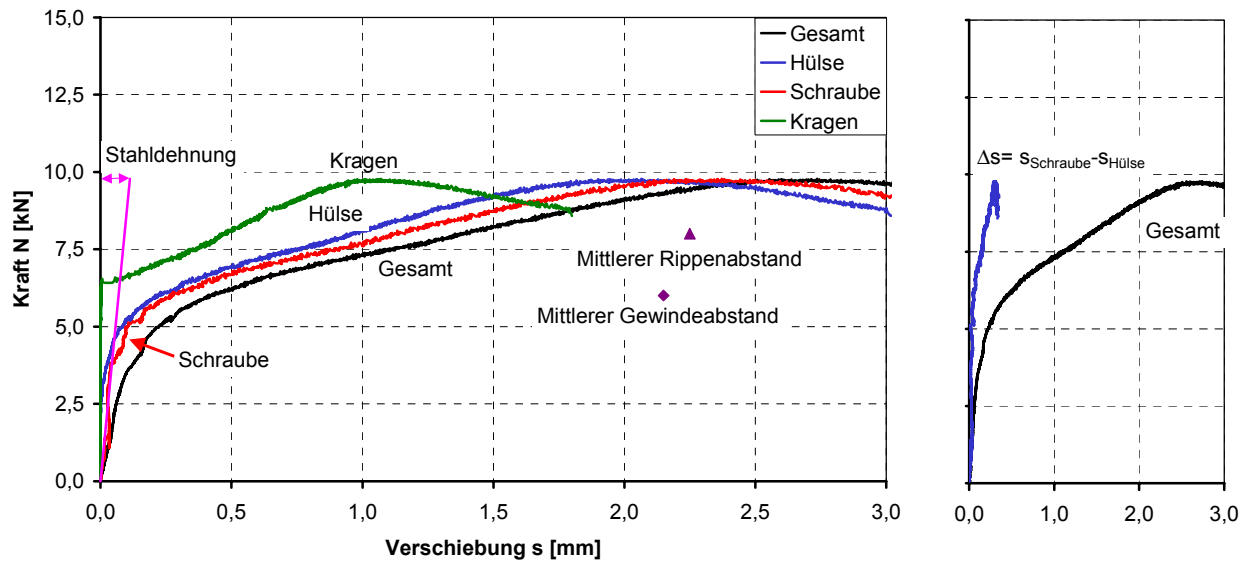


Bild 5.30 Last-Verschiebungskurve der Modellversuche mit einem Schraubdübel ($d = 10 \text{ mm}$, $h_{ef} = 70 \text{ mm}$), Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$.

Bild 5.31 zeigt eine Last-Verschiebungskurve eines Schraubdübels ($d = 10 \text{ mm}$, $h_{ef} = 50 \text{ mm}$) bei den Modellversuchen. Die Last-Verschiebungskurve steigt zu Beginn steil an. Ist die Vorspannkraft überwunden, wird die Steigung der Last-Verschiebungskurve etwas geringer. Dieser Punkt ist an der Verschiebungszunahme des Wegaufnehmers am Kragen deutlich zu erkennen. Die Schraubenspitze bewegt sich, wie beim Dübel aus Bild 5.30, bereits bei kleinen Lasten, während die Kunststoffhülse erst ab einer Kraft von etwa $1,3 \text{ kN}$ zu gleiten beginnt. Danach werden Schraube und Kunststoffhülse gleichmäßig ausgezogen. Auch bei diesem Versuch wird die Dübelhülse im Bohrloch gestaucht, was an der späten Bewegung des Kragens zu erkennen ist.

Die Relativverschiebung zwischen Schraube und Hülse ist für diesen Versuch nicht dargestellt, da die Verschiebungsdifferenz nicht zunimmt. Die innere Reibung ist nach der anfänglichen Relativverschiebung zwischen Schraube und Hülse (Spreizkraftsteigerung) bei diesem Dübel durch den Formschluss zwischen Schraube und Hülse größer als die äußere Reibung. Beim Dübel aus Bild 5.30 nimmt die Verschiebungsdifferenz zwischen Schraube und Hülse im Ausziehversuch zu, was auf das fehlende Gewinde im oberen Spreizbereich zurückzuführen ist. Der untersuchte Dübel aus Bild 5.31 hat im gesamten Spreizbereich ein durchgehendes Gewinde. Die Kraftübertragung zwischen Schraube und Hülse kann kontinuierlich über die gesamte Spreizlänge erfolgen. Daher bleibt die Verschiebungsdifferenz zwischen Schraube und Hülse konstant und Hülse und Schraube werden gleichmäßig ausgezogen.

Die bisher beschriebenen Modellversuche zeigen, dass sich der Spreizkraftanstieg bei Belastung des Dübels aus zwei Anteilen zusammensetzt. Bei geringen Lasten bewirkt eine Relativverschiebung der Schraube gegenüber der Hülse einen Spreizkraftanstieg an den Gewindeflanken, während Spreizkraftanstiege bei größeren Lasten an den Unebenheiten des Bohrlochs durch das Gleiten der Hülse entstehen. Auch ein Aufstauchen der Hülse durch eine Verschiebungsdifferenz zwischen Dübelhülse und Kragen führt zu Spreizkraftsteigerungen.

Der mittlere Rippenabstand kann beim untersuchten Dübel aus Bild 5.31 nicht mit der Verschiebung bei Erreichen der Maximallast korreliert werden. Dies liegt unter Umständen an den sehr scharfen Kanten der Rippen, die das Bohrloch beim Gleiten stärker schädigen als die runderen Kanten des Dübels aus Bild 5.30.

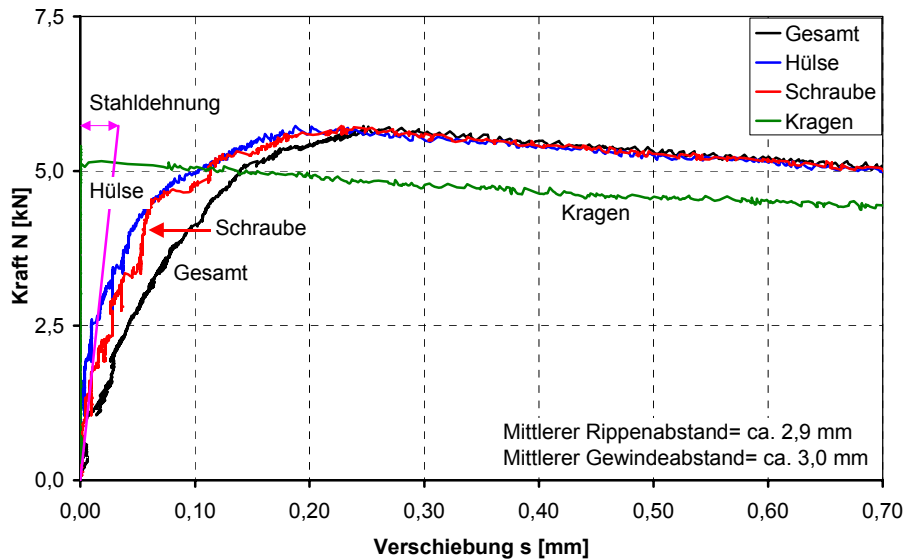


Bild 5.31 Last-Verschiebungskurve der Modellversuche mit einem Schraubdübel ($d = 10 \text{ mm}$, $h_{\text{ef}} = 50 \text{ mm}$), Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$.

In Bild 5.32 ist eine Last-Verschiebungskurve eines weiteren Schraubdübels mit Sollverankerungstiefe 70 mm und Nenndurchmesser 10 mm dargestellt. Bei diesem Dübel fällt auf, dass Verschiebungen am Kragen bereits bei sehr geringen Lasten gemessen werden. Kragen und Schraubenspitze bewegen sich fast von Beginn des Versuchs an. Die Kunststoffhülzenspitze gleitet jedoch erst bei einer Last, die nahe der Versagenslast von ca. 13 kN liegt.

Die Verschiebungsdifferenz zwischen Schraubenspitze und Hülzenspitze (Bild 5.32, rechts) nimmt, wie beim Dübel aus Bild 5.30, mit zunehmender Verschiebung zu. Die Hülse wird dadurch auf Schub und Zug beansprucht.

Der Dübel aus Bild 5.32 hat eine sehr ungleichmäßige Verteilung der Spreizkraft in Haupt- und Nebenrichtung. Weiterhin weist er im unteren Bereich nahe der Schraubenspitze durch einen sehr dicken Kunststoffquerschnitt eine konzentrierte große Spreizkraft auf. Durch die Spreizlamellen des Dübels ist das Einschneiden des Gewindes in den Kunststoff bei der Montage gestört. Es ergibt sich eine geringe innere Reibung des Systems. Die gesamte Kunststoffhülse bewegt sich wegen des schlechten Formschlusses und der konzentrierten Spreizkraft im unteren Spreizbereich erst bei sehr hohen Lasten. Die Hülse beginnt zu gleiten, wenn der Spreizkraftanstieg und damit der Anstieg der inneren Reibung groß genug ist, um die äußere Reibung zu überwinden. Dies ist bei diesem Dübel offensichtlich erst bei großen Verschiebungen der Schraube der Fall (ca. 1 mm). Bei diesem Versuch wird die Hülse im Bohrloch nicht gestaucht, da der Kragen vor der Hülzenspitze Verschiebungen aufweist. Die Hülse muss sich im oberen Bereich mit dem Kragen bewegen. Im unteren Bereich bewegt sich die Hülse erst bei hohen Lasten. Daraus folgt, dass bei diesem Dübel die Hülse gelängt und nicht gestaucht wird.

Der Verlust der Vorspannkraft der Befestigung ist zwar an einer Steifigkeitsänderung der Last-Verschiebungskurve bei einer Last von 6 kN bis 7 kN zu erahnen, der Wegaufnehmer am Kragen zeigt jedoch bereits bei wesentlich geringeren Lasten einen anfänglichen Schlupf an. Allerdings ist die Verschiebung des Kragens dann bis etwa $6,4 \text{ kN}$ konstant. Vermutlich lag bei diesem Versuch nach der Montage kein vollständiger Kraftschluss zwischen dem Anbauteil und der Tastplatte vor.

Ein Zusammenhang zwischen Verschiebung der Kunststoffhülzenspitze und dem mittleren Rippenabstand ist nicht zu erkennen. Dennoch liegt die Verschiebung bei Maximallast des Gesamtsystems im Bereich des mittleren Rippenabstandes. Die Hülse im Bereich der Spreizlamellen bewegt sich bereits wesentlich früher als das Ende der Hülse, an dem sich die Tastspitze des Wegaufnehmers befand. Im unteren Bereich führt die hohe Spreizkraftkonzentration zu einer erhöhten Reibkraft und dadurch zu einem längeren Haften des Kunststoffes am Bohrloch.

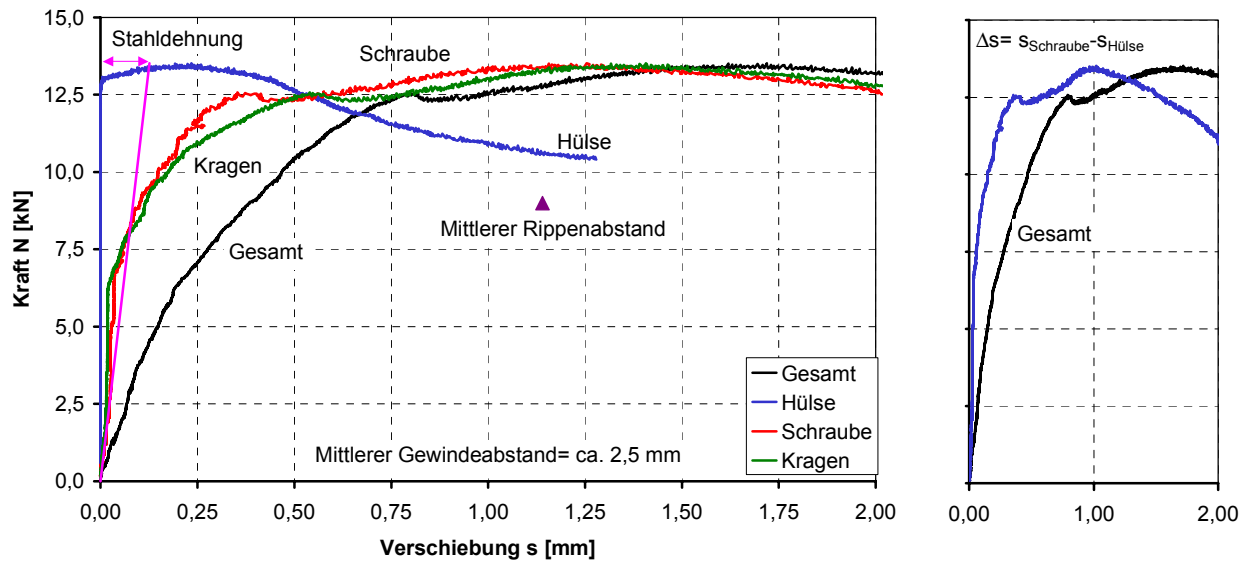


Bild 5.32 Last-Verschiebungskurve der Modellversuche mit einem Schraubdübel ($d = 10 \text{ mm}$, $h_{\text{ef}} = 70 \text{ mm}$), Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$.

5.5.2.2 Versagensart Herausziehen des Spreizelementes aus der Hülse

In Bild 5.33 und Bild 5.34 sind Last-Verschiebungskurven eines Schraubdübels (Bild 5.33) und eines Nageldübelns (Bild 5.34) bei Versagensart Herausziehen des Spreizelementes aus der Hülse dargestellt. Bei dem untersuchten Schraubdübel konnte die Versagensart durch das Überdrehen der Schraube bei der Montage erreicht werden.

In beiden Bildern ist zu erkennen, dass das Spreizelement bei der Versagensart Herausziehen des Spreizelementes deutlich größere Verschiebungen aufweist als die Kunststoffhülse. Durch das Überdrehen der Schraube wird beim Schraubdübel der Formschluss zwischen Schraube und Kunststoffhülse geschädigt. Beim Überdrehen wird Kunststoff oberhalb der Gewindeflanken zermalmt und es entstehen Hohlräume zwischen Schraube und Dübelhülse. Bild 5.35 zeigt schematisch die Schädigungen der Hülse beim Überdrehen der Schraube. Die innere Reibung des Systems ist wegen des schlechten Formschlusses wesentlich geringer als bei korrekter Montage.

Beim Schraubdübel (Bild 5.33) nimmt die Verschiebung der Schraubenspitze bereits zu Beginn des Versuchs deutlich zu. Durch die Relativverschiebung der Schraube gegenüber der Hülse kommt es auch in diesem Zustand zu einer Spreizkraftsteigerung an den Gewindeflanken, welche die innere Reibung vergrößert. Dadurch verschiebt sich die Dübelhülse ab einer Last von etwa 2 kN ebenfalls. Im weiteren Verlauf der Last-Verschiebungskurve nimmt die Verschiebung der Schraube gegenüber der Verschiebung der Kunststoffhülse deutlich zu, so dass die Schraube langsam aus der Hülse ausgezogen wird. Durch das Ausziehen der Schraube wird die Kunststoffhülse innen geschädigt, da die Gewindeflanken die Kunststoffkonsolen abscheren. Der mittlere Gewindeabstand ist ungefähr gleich groß wie die Verschiebung bei maximaler Herausziehlast. Bei dieser Verschiebung sind die Konsolen im Inneren des Dübels abgesichert, so dass die Last nicht weiter gesteigert werden kann. Die Vorspannkraft ist bei einer Last von ca. 5 kN überwunden, was an der Verschiebungszunahme des Kragens zu erkennen ist. In der Last-Verschiebungskurve des Gesamtsystems ist in diesem Bereich keine Steifigkeitsänderung erkennbar. Die Stahldehnung der Schraube bei Erreichen der Maximallast hat nur einen geringen Anteil an der Gesamtverformung.

Beim Nageldübel (Bild 5.34) wird das Spreizelement eingeschlagen. Dadurch ergibt sich zwischen Hülse und Spreizelement kein optimaler Formschluss. Durch das Einschlagen des Spreizelementes wird der Kunststoff vor dem Nagel hergeschoben. Es entstehen daher, ähnlich wie beim überdrehten Schraubdübel, Hohlräume an den Gewindeflanken des Spreizelementes (vgl. Bild 5.35).

Der Nageldübel versagt durch ein kombiniertes Prinzip. Im ersten steilen Lastanstieg gleiten die Dübelhülse und das Spreizelement wie bei der Versagensart Herausziehen gleichmäßig aus dem Bohrloch. Erst ab einer Last von etwa 0,8 kN wird das Spreizelement aus der Hülse ausgezogen, da hier vermutlich der Kragen abreißt. Der untersuchte Nageldübel hat ein sehr flaches Gewinde, so dass sich der Nagel drehend aus der Hülse auszieht. Trotz der drehenden Bewegung des Spreizelementes steigt die Herausziehlast noch weiter an. Dies liegt am Aufstauchen der Hülse im Bohrloch, was deutlich an der Verschiebungsdifferenz zwischen Kragen und Dübelhülzenspitze zu erkennen ist. Die Verschiebungen bis zum Lastabfall sind sehr groß, da die innere Reibung nicht durch ein Abscheren des Kunststoffes reduziert wird. Die Stahldehnung des Spreizelementes bei Erreichen der maximalen Herausziehlast ist vernachlässigbar.

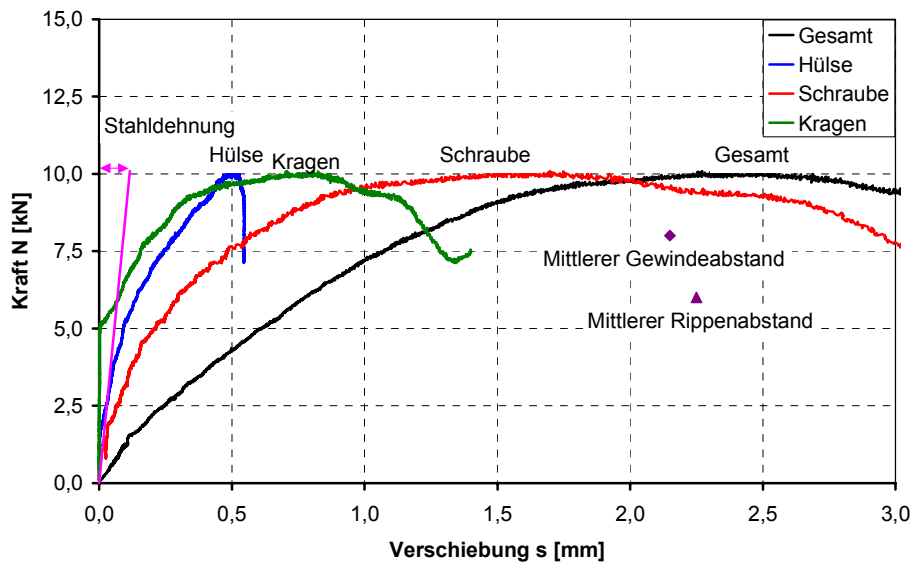


Bild 5.33 Last-Verschiebungskurve der Modellversuche mit einem Schraubdübel mit überdrehter Schraube ($d = 10 \text{ mm}$, $h_{ef} = 70 \text{ mm}$), Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$.

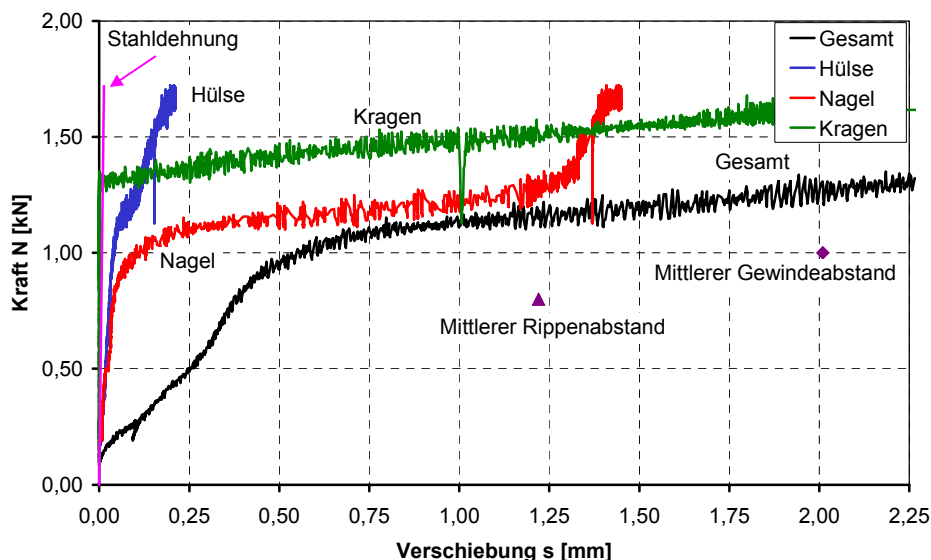


Bild 5.34 Last-Verschiebungskurve der Modellversuche mit einem Nageldübel ($d = 8 \text{ mm}$, $h_{ef} = 55 \text{ mm}$), Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$.

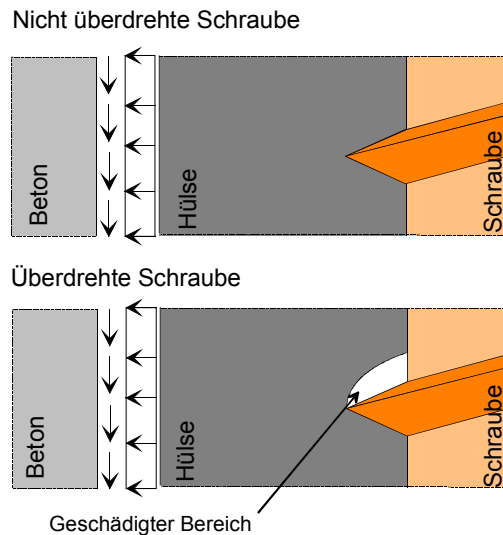


Bild 5.35 Schematische Darstellung der Schädigungen im Bereich der Gewindeflanken durch das Überdrehen der Schraube bei der Montage.

5.6 Tragfähigkeit von Einzeldübeln bei zentrischer Zugbelastung (Kurzzeit-Versuche)

Die im folgenden Abschnitt ausgewerteten Ergebnisse von zentrischen Ausziehversuchen mit Kunststoffdübeln in Beton wurden aus verschiedenen Berichten von Forschungsarbeiten, von Zulassungsverfahren und aus Gutachten entnommen. Die Versuche wurden von verschiedenen Prüfern und mit unterschiedlichen Belastungseinrichtungen durchgeführt. Teilweise stammen die Ergebnisse auch von unterschiedlichen Prüfinstituten. Daher variieren die Details der Versuchsdurchführung zum Teil stark.

Alle Versuchsergebnisse sind in dem Bericht *Pregartner/Eligehausen (2002/9)* und in Anhang C 1 bis Anhang C 7 zusammengefasst.

Die jeweils zu einer Stichprobe zusammengefassten Ergebnisse verschiedener Serien wurden vor dem Zusammenfassen nach ingenieurmäßigen Gesichtspunkten sortiert. Der Test auf Normalverteilung wurde stichprobenartig an den Serien einzelner Dübel mit großen Versuchsanzahlen durchgeführt. Dabei wurde eine visuelle Beurteilung über Normalverteilungsplots mit dem Programm STATISTICA 5 und der Test nach Kolmogorov-Smirnov durchgeführt. Jede einzelne Serie wurde statistisch auf Ausreißer (Test nach Grubbs) unter Voraussetzung einer normalverteilten Grundgesamtheit untersucht. Weiterhin wurden die Stichproben gleicher Versuchsparameter mit dem t-Test verglichen und gegebenenfalls zusammengefasst. Details zu den angewendeten Tests können *John (1979)* entnommen werden. Bei einer großen Anzahl von Messreihen zu einem Parameter wurden die Mittelwerte auf Ausreißer nach Dixon geprüft (*Sachs (1968)*).

Bei Schwierigkeiten beim Zusammenfassen der Stichproben wurden die Vergleiche in den folgenden Abschnitten teilweise nur mit Versuchen aus einem Prüfbericht durchgeführt.

Die Maximallasten der Versuche mit Einzeldübeln unter zentrischer Zugbelastung wurden unabhängig von der Würfeldruckfestigkeit des Betons nicht auf eine einheitliche Druckfestigkeit umgerechnet, da die Betonfestigkeit bei der Versagensart Herausziehen keinen Einfluss auf die Maximallast hat.

5.6.1 Versuchsdurchführung

Die Dübel wurden in der Regel vor der Montage auf den gewünschten Feuchtegehalt konditioniert. Trockene Dübelhülsen wurden durch Lagerung im Trockenschrank bei $T = 70^\circ\text{C}$ bis

zur Massekonstanz konditioniert. Für Versuche mit nasser Dübelhülse wurden die Hülsen im Wasserbad (meist bei erhöhter Temperatur von $T = 70^\circ\text{C}$) gelagert bis der Wassergehalt größer als 5% oder bis Massekonstanz erreicht war. Die luftfeuchte Konditionierung wurde im allgemeinen nach DIN ISO 1110 durchgeführt.

Die Versuche wurden in der Regel in niederfestem Beton nach *ETAG (1997)* durchgeführt. Die verwendeten Betonplatten besitzen eine konstruktive Montagebewehrung im Randbereich. Eine typische montagebewehrte Betonplatte für zentrische Ausziehversuche in der Fläche ist in Bild 5.36 dargestellt. Die Kantenlänge a und b der Platte beträgt am Institut für Werkstoffe im Bauwesen (IWB) 128 cm oder 163 cm und die Höhe der Platte h in der Regel 16 cm. Die Festigkeit der verwendeten Betonkörper wurde an Betonwürfeln mit einer Kantenlänge von 150 mm oder 200 mm bestimmt. Details zur Betonzusammensetzung und zur Festigkeit der Betonkörper können Abschnitt 5.4.1 entnommen werden.

Die Fertigung der Betonkörper erfolgte liegend in einer starren Schalung aus zugeschnittenen glatten Schalungstafeln. Der Frischbeton wurde in Schichten in die vorbereitete Schalung eingebracht und fachgerecht mit einem Flaschenrüttler verdichtet. Zur Überprüfung der Druckfestigkeit des Betons wurden in der gleichen Verdichtungsart Probewürfel von 150 mm oder 200 mm Kantenlänge normgemäß mit angefertigt. Die Feuchtlagerung der Betonkörper und Betonwürfel erfolgte in einer geschlossenen Halle und begann unmittelbar nach deren Fertigung durch Überdecken mit Folie und anschließend durch Überdecken mit feuchten Tüchern und einer Kunststoffolie bis zum 7. Tag nach dem Betonieren. Die Betonelemente wurden lufttrocken in einer geschlossenen Halle gelagert.

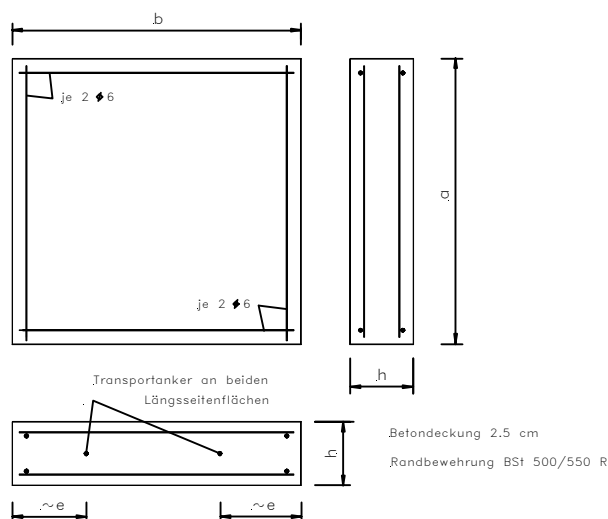


Bild 5.36 Typische montagebewehrte Betonplatte für zentrische Ausziehversuche im ungerissenen Beton.

Versuche zum Einfluss der Temperatur auf das Tragverhalten von Kunststoffdübeln wurden entweder in Betonwürfeln (Kantenlänge 200 mm) oder in Platten nach Bild 5.36 mit einer Kantenlänge von 75 cm durchgeführt. Dabei wurden die Versuchskörper in der Regel 24 h, Dübelhülsen, Anbauteile und Schrauben etwa 1 h vor Versuchsbeginn in der Klimakammer gelagert. Bei Temperaturen von 0°C und 50°C wurden die Dübel bei der entsprechenden Temperatur gesetzt, während die Dübel bei einer Temperatur von 80°C in der Regel bei 20°C gesetzt wurden und dann 24 h bei 80°C gelagert wurden.

Die Bohrlöcher wurden senkrecht nach unten erstellt, wobei die Bohrmaschine in einem Bohrständer geführt wurde. Vor dem Bohren wurde das Schneidenmaß des Hartmetallbohrers kontrolliert. Es wurden

4-schneidige und 2-schneidige Hartmetallbohrer verwendet. Das Bohrereckmaß wurde nur bei Versuchen zum Einfluss des Bohrereckmaßes variiert. Bei den anderen Versuchen wurden Hartmetallbohrer mit mittlerem Schneidenmaß verwendet. Nach dem Bohren wurde die Bohrlochtiefe kontrolliert und das Bohrloch in der Regel durch Aussaugen gereinigt.

Die Dübel wurden in Durchsteckmontage gesetzt. Dabei wurde die Dübelhülse mit leichten Hammerschlägen in das Bohrloch eingetrieben. Die Montage wurde bei Schraubdübeln in der Regel mit einem Schrauber durchgeführt. Bei Nageldübeln wurde zum Verspreizen ein Latthammer verwendet. Die Schraube bzw. der Nagel wurde so lange eingedreht bzw. eingeschlagen bis der Schrauben- bzw. Nagelkopf auf dem Anbauteil aus Stahl auflag. Dabei wurde bei einigen Versuchen mit Schraubdübeln das Eindreh- und Festdrehmoment mit einer Drehmomentmesswelle gemessen. Das Anbauteil hatte ein Durchgangsloch von $d_{\text{nom}} + 0,5$ mm und war im oberen Bereich an die Form der Dübelhülse angepasst. Die An-

bauteile waren auf die Klemmlänge der untersuchten Dübel abgestimmt und die durch die Montage erzeugte Vorspannkraft wurde in der Regel bis zum Ausziehversuch beibehalten.

Bild 5.37 zeigt eine Ausziehvorrichtung die für zentrische Ausziehversuche in ungerissenem Beton verwendet werden kann. Dieser Versuchsaufbau wird am IWB für Ausziehversuche verwendet. Das Anbauteil des Dübels wurde über Schrauben fest mit der Zugstange der Ausziehvorrichtung verbunden. Die Kraft wurde mit Zug-Druckkraftmessdosen oder Ringkraftmessdosen (Messbereich in der Regel bis 20 kN oder bis 50 kN bei Schraubdübeln, bis 10 kN bei Nageldübeln) gemessen. Zwischen Kraftmessdose und Zugstange wurde ein Gelenk in Form einer Gelenköse oder einer Kalotte eingebaut, um die Kraft zentrisch in die Kraftmessdose einzuleiten. Die Dübelverschiebung wurde im allgemeinen mit zwei symmetrisch zum Dübel angeordneten Wegaufnehmern gemessen. Die Laststeigerung erfolgte hydraulisch über ein Ventil, das eine konstante Ölmenge fördert. Die Versuche wurden wegge-regelt durchgeführt. Die Belastungsgeschwindigkeit wurde bei Versuchen am IWB so gewählt, dass die Maximallast ca. 1 bis 3 Minuten nach Versuchsbeginn erreicht war. Die Dübel wurden in der Regel ca. 3 bis 10 Minuten nach dem Setzen bis zum Versagen belastet (Ausnahme: Versuche zur Bestimmung des Einflusses des Belastungszeitpunktes).

Einige Versuche wurden auch mit einer servo-hydraulischen Prüfmaschine durchgeführt, die nicht dargestellt ist. Die Lasteinleitung in den Dübel erfolgte auch bei diesen Versuchen über ein Gelenk.

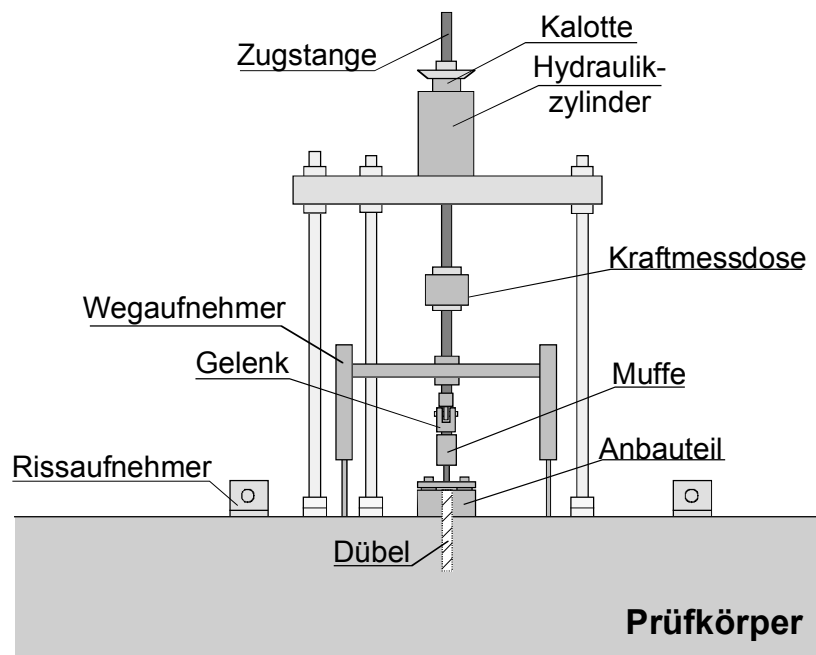


Bild 5.37 Belastungseinrichtung für zentrische Ausziehversuche mit Kunststoffdübeln in gerissenem und ungerissenem Beton.

5.6.2 Einfluss des Dübeltyps, des Dübeldurchmessers und der Verankerungstiefe

Der Einfluss des Dübeltyps auf die Herausziehlasten von Schraubdübeln (Nenn Durchmesser 10 mm) in ungerissenem Beton ist in Bild 5.38 dargestellt. Die Dübel mit einer Verankerungstiefe von 70 mm (linke Seite) erreichen im Mittel höhere Herausziehlasten als die Dübel mit einer Verankerungstiefe von 50 mm (rechte Seite), da durch die größere Verankerungstiefe beim Verspreizen größere Spreizkräfte entstehen. Die größten Herausziehlasten erreicht Dübel Typ 4 mit einer mittleren Herausziehlast von 18,9 kN. Dübel Typ 1 und Typ 5 weisen annähernd gleich große Herausziehlasten auf, wobei der Mittelwert der Herausziehlasten von Dübel Typ 5 ($N_{U,m} = 14,3$ kN) etwas größer ist als der von Dübel Typ 1 ($N_{U,m} = 12,2$ kN). Vergleicht man die Ergebnisse der Ausziehversuche mit den gemessenen Spreizkräften in

Bild 5.12, so erkennt man, dass bei Dübel Typ 4 die größte und bei Dübel Typ 1 die kleinste Spaltkraft in Haupt- und Nebenspreizrichtung gemessen wurde.

Die Herausziehlasten der Dübel mit 50 mm Verankerungstiefe sind bei den Dübeln Typ 2, Typ 3 und Typ 12 nahezu gleich groß. Die mittlere Herausziehlast von Dübel Typ 2 beträgt 6,7 kN.

Der Variationskoeffizient der Ergebnisse ist aufgrund der großen Versuchsanzahl aus Messreihen verschiedener Herkunft groß. In der Regel ist der Variationskoeffizient der Versuchsergebnisse jedoch kleiner als 16% (Dübel Typ 3).

Bild 5.39 zeigt die Herausziehlasten von vier Nageldübeltypen (Nenndurchmesser 8 mm) unterschiedlicher Hersteller. Die Herausziehlasten von Nageldübeln sind deutlich kleiner als die von vergleichbaren Schraubdübeln, da die mittlere Stauchung des Kunststoffes (und damit die Spreizkraft) bei Nageldübeln kleiner als bei Schraubdübeln gewählt werden muss, um die Montierbarkeit zu garantieren. Die Streubereiche der Herausziehlasten der Dübel Typ 13, Typ 15 und Typ 16 überschneiden sich deutlich, obwohl die Dübeltypen unterschiedliche Verankerungstiefen aufweisen (Dübel Typ 13 $h_{ef}=35$ mm, Dübel Typ 15 $h_{ef}=40$ mm und Dübel Typ 16 $h_{ef}=55$ mm). Die mittlere Herausziehlast von Dübel Typ 16 beträgt 1,9 kN. Dübel Typ 14 hat im ungerissenen Beton eine mittlere Herausziehlast von 3,1 kN bei einer Verankerungstiefe von 40 mm.

Die unterschiedlichen Herausziehlasten bei Schraub- und bei Nageldübeln ergeben sich aus den stark unterschiedlichen Dübelkonstruktionen. Kontaktfläche und radiale Dehnung bestimmen die Größe der Spreizkraft und damit die Größe der Herausziehlast (vgl. Abschnitt 4.2.4.1).

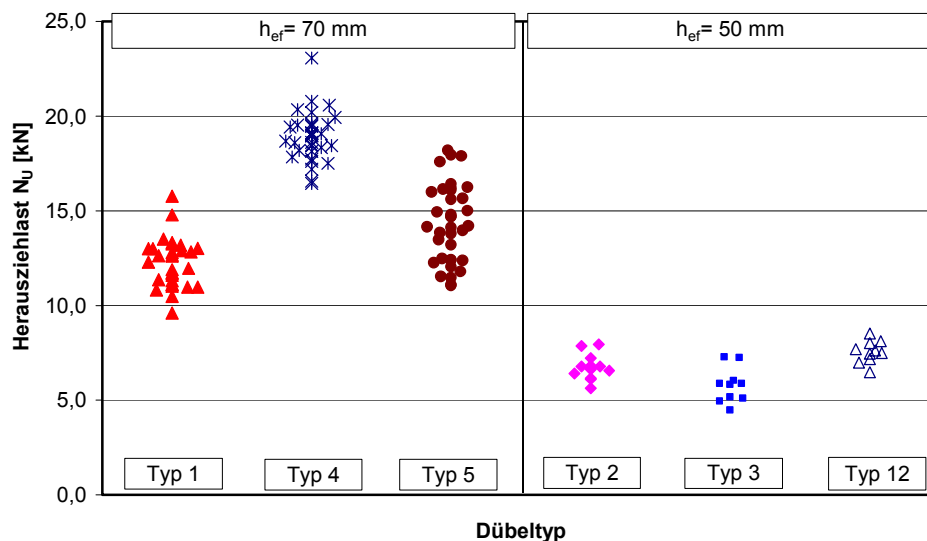


Bild 5.38 Einfluss des Dübeltyps auf die Herausziehlasten von Kunststoffdübeln in ungerissenem Beton; Schraubdübel, Durchmesser $d=10$ mm, Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T=20^\circ\text{C}$, Daten aus *Pregartner/Elgehausen (2002/9)*.

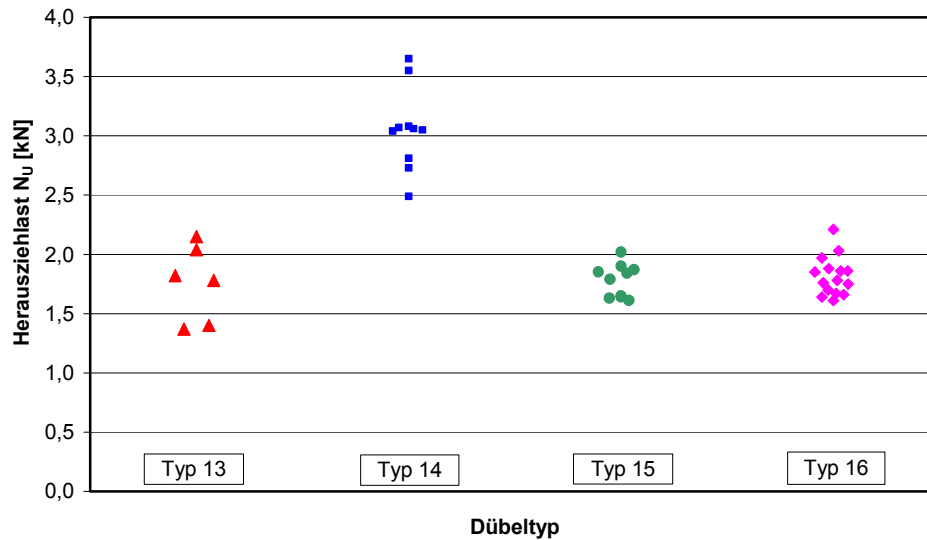


Bild 5.39 Einfluss des Dübeltyps auf die Herausziehlaster von Kunststoffdübeln in ungerissenem Beton; Nageldübel, Durchmesser $d=8$ mm, Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T=20^\circ\text{C}$, Daten aus *Pregartner/Eligehausen (2002/9)*.

In Bild 5.40 sind gemittelte Last-Verschiebungskurven verschiedener Schraubdübel ($d=10$ mm, links) und verschiedener Nageldübel ($d=8$ mm, rechts) aus Polyamid PA6 dargestellt.

Die dargestellten Schraubdübel versagen durch Herausziehen der Dübelhülse aus dem Bohrloch. Beim Vergleich der Dübel mit Sollverankerungstiefe 70 mm fällt auf, dass die mittleren Last-Verschiebungskurven in etwa beim gleichen Lastniveau in einen nichtlinearen Verlauf übergehen. Dieser Bereich liegt bei einer Last zwischen 8 kN und 10 kN. In den Modellversuchen in Abschnitt 5.5 wurde gezeigt, dass die Steifigkeitsänderung in der Last-Verschiebungskurve auf das Überwinden der Vorspannkraft zurückzuführen ist.

Dübel Typ 1 weist ein ausgeprägtes erstes Lastmaximum auf. Bis zum ersten Lastmaximum ist die Gleitreibung zwischen Hülse und Beton maßgebend für das Tragverhalten. Nach Überschreiten des ersten Lastmaximums steigt die Kraft nochmals gering an, was durch das Abreißen und Verkeilen der Drehsicherung im Bohrloch hervorgerufen wird. Die mittlere Last-Verschiebungskurve des Dübels Typ 4 knickt nach dem ersten linearen Lastanstieg bei einer Last von 10 kN ab, wenn die Vorspannkraft des Dübels überwunden ist. Die Kurve steigt dann weiter an. Die Maximallast wird bei vergleichsweise großen Verschiebungen erreicht, was durch die Ausbildung des Spreizelementes bewirkt wird. Dübel Typ 5 und Dübel Typ 2 weisen beide Last-Verschiebungskurven auf, die nach Erreichen der Höchstlast abfallen. Das Überschreiten der Maximallast bzw. des ersten Lastmaximums ist bei diesen Schraubdübeln auf den Abfall des Reibkoeffizienten der äußeren Reibung zurückzuführen. Durch das Gleiten der Hülse im Bohrloch wird die Grenzfläche zwischen Kunststoff und Beton geschädigt. Wenn die Grenzfläche zu stark eingeebnet ist, fällt der Reibbeiwert ab und der Dübel versagt.

Bei den dargestellten Kurven der beiden Nageldübel (Bild 5.40, rechts) ist festzustellen, dass die Last-Verschiebungskurve von Dübel Typ 15 nach Überschreiten eines deutlichen Maximums stark abfällt. Dübel Typ 16 zeigt eine mittlere Last-Verschiebungskurve, die bei etwa 1,3 kN abknickt und dann nur noch leicht ansteigt. Die Maximallast wird bei großen Verschiebungen erreicht. Die Besonderheit der Last-Verschiebungskurve des Dübels Typ 15 und Typ 16 ist auf die unterschiedliche Versagensart zurückzuführen. Dübel Typ 15 versagt durch Herausziehen der Hülse aus dem Bohrloch. Die Kurve fällt ab, sobald der Reibkoeffizient der äußeren Reibung nicht weiter ansteigt. Dübel Typ 16 versagt kombiniert durch Herausziehen der Hülse aus dem Bohrloch und Herausziehen der Schraube aus der Hülse. Bei Belastung des Dübels ist die innere Reibung wegen der Spreizkraftsteigerung größer als die äußere Reibung des Dübels. Nagel und Hülse werden aus dem Bohrloch ausgezogen. Bei

weiterer Laststeigerung reißt der Kragen ab. Sobald die innere Reibung kleiner ist als die äußere Reibung, wird der Nagel langsam aus dem Kunststoff herausgezogen. Die Stelle des Übergangs zwischen Herausziehen der Hülse und Herausziehen des Nagels ist am Knick der Mittelwertkurve erreicht (vgl. Abschnitt 5.5).

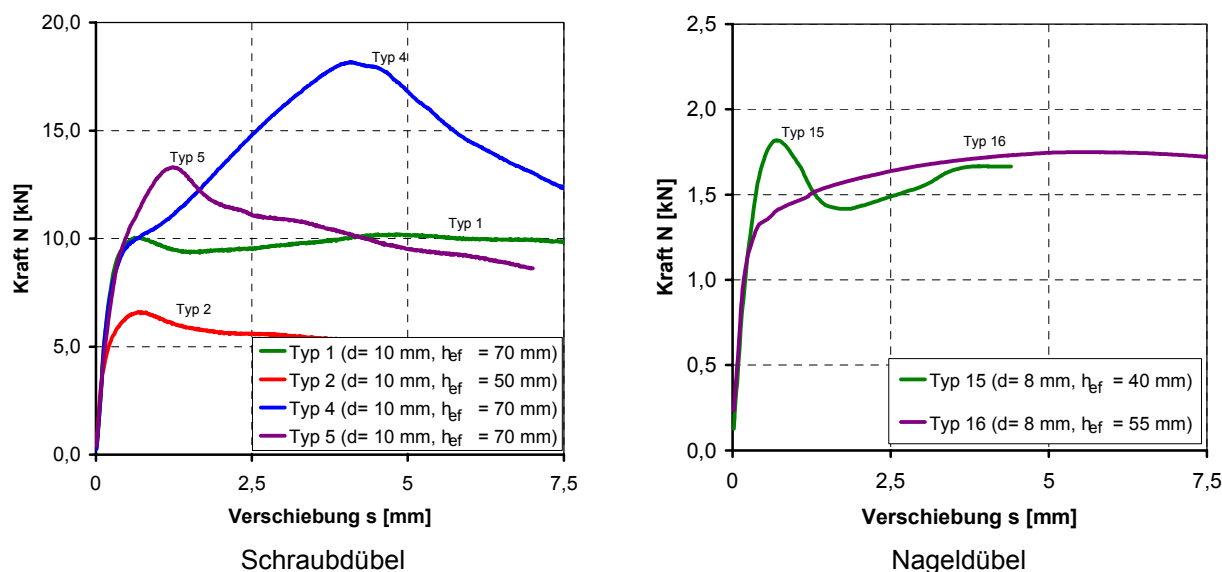


Bild 5.40 Vergleich der mittleren Last-Verschiebungskurven verschiedener Schraubdübel ($d = 10$ mm, links) und Nageldübel ($d = 8$ mm, rechts) im ungerissenen Beton.

Der Einfluss des Dübeldurchmessers auf die bezogenen Herausziehlasten ist in Bild 5.41 für die beiden Dübel Typ 1 und Typ 5 mit einer Verankerungstiefe von 70 mm dargestellt. Bezugswert ist die mittlere Herausziehlast des jeweiligen Dübeltyps mit 10 mm Nenndurchmesser.

Die Herausziehlast von Kunststoffdübeln wird bestimmt durch das Produkt aus Spreizkraft und Reibkoeffizient (Coulomb'sche Reibung). In den theoretischen Untersuchungen wird gezeigt, dass der Einfluss des Dübeldurchmessers bei einfacher Skalierung der Dübelgeometrie auf andere Durchmesser auf den Einfluss der Kontaktfläche zurückgeführt werden kann, da beim Skalieren der Dübelgeometrie die radiale Dehnung und die Rippenanordnung nicht verändert wird (Abschnitt 4.2.4.4). Dabei geht der Durchmesser linear in die Kontaktfläche ein. Die numerischen Studien haben gezeigt, dass eine Zunahme der Kontaktfläche im ungerissenen Beton annähernd eine lineare Zunahme der Spreizkraft bedeutet (Bild 4.29). Der prozentuale Einfluss des Dübeldurchmessers richtet sich daher im ungerissenen Beton in etwa nach dem Verhältnis der untersuchten Durchmesser (Bild 4.41). Die Spreizkraft des Dübels mit 8 mm Durchmesser ist in den numerischen Studien im ungerissenen Beton 25% kleiner als die des Dübels mit 10 mm Durchmesser, während die Spreizkraft des Dübels mit 14 mm Durchmesser 50% größer ist.

Die Herausziehlasten der untersuchten Dübeltypen nehmen mit zunehmendem Dübeldurchmesser zu (Bild 5.41). Eine lineare Abhängigkeit der Herausziehlasten vom Dübeldurchmesser ist bei Dübel Typ 5 zu erkennen. Allerdings hängt die prozentuale Zunahme der Herausziehlast vom Dübeltyp ab. Die Herausziehlasten des Dübels Typ 5 ($d = 8$ mm) sind im Mittel 35% kleiner als die Werte des Dübels mit Nenndurchmesser 10 mm. Bei einem Durchmesser von 14 mm ist die bezogene Herausziehlast des Dübels Typ 5 etwa 74% größer als der Referenzwert, während die Herausziehlast von Dübel Typ 1 nur 35% ansteigt. Daraus folgt, dass bei der Konstruktion eines Dübels mit verändertem Durchmesser die Abmessungen des Dübels nicht entsprechend dem Durchmesserquotienten in radialer Richtung skaliert werden. Vielmehr wird bei der Entwicklung in der Regel eine neue Abstimmung der Dübel- und Schraubengeometrie vorgenommen und die Rippengeometrie in Längsrichtung ebenfalls verändert. Dies ist bei beiden Dübeltypen bereits visuell erkennbar.

Der Einfluss des Dübeldurchmessers wird auch durch die Erwärmung des Kunststoffes bei der Montage beeinflusst. Der Dübel mit größerem Nenndurchmesser hat eine dickere Kunststoffhülse und wird deshalb bei der Montage langsamer durchwärmt, so dass die mittlere Temperatur der Dübelhülse geringer ist (vgl. Bild 4.3 und Bild 4.4). Deshalb ist die prozentuale Spreizkraftzunahme und die Zunahme der Herausziehlaster beim Dübel mit größerem Nenndurchmesser durch die veränderten Materialeigenschaften des Kunststoffes bei geringerer Temperatur (Zunahme der Steifigkeit und Festigkeit) größer als die prozentuale Zunahme infolge der Zunahme der Kontaktfläche.

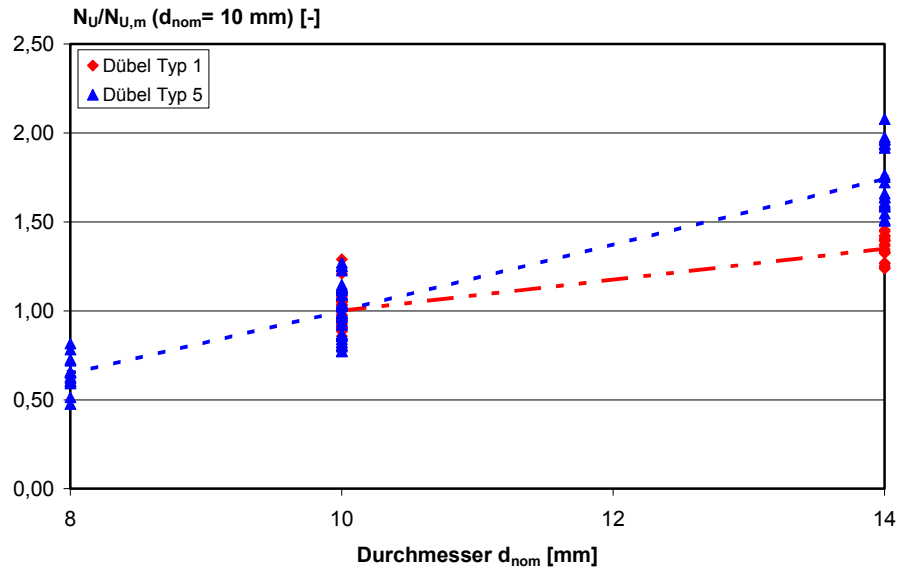


Bild 5.41 Einfluss des Dübeldurchmessers auf die bezogenen Herausziehlaster von Kunststoffdübeln im ungerissemem Beton (Typ 1 und Typ 5, $h_{ef} = 70$ mm, Schraubdübel), Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Daten aus *Pregartner/Eligehausen (2002/9)*.

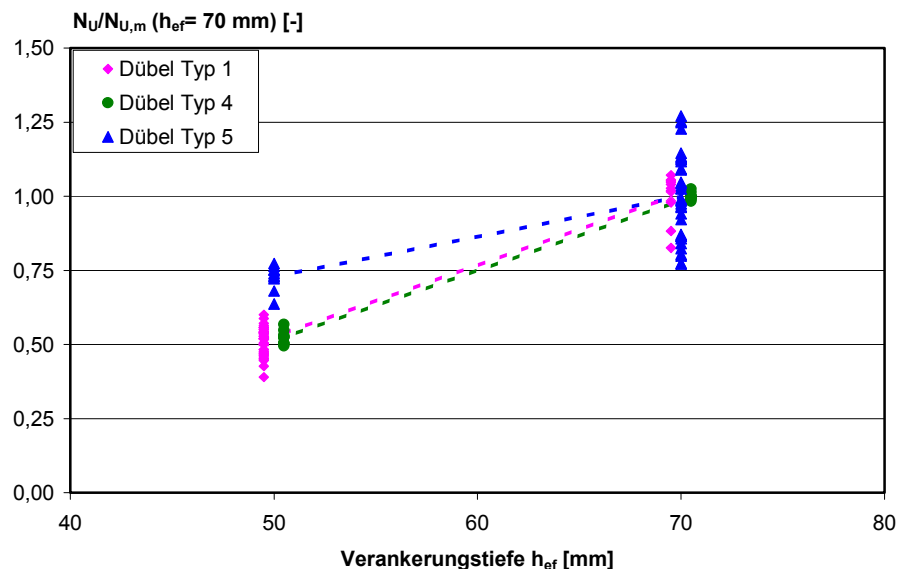


Bild 5.42 Einfluss der Verankerungstiefe auf die bezogenen Herausziehlaster von Kunststoffdübeln in ungerissemem Beton (Schraubdübel, Durchmesser 10 mm), Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Daten aus *Pregartner/Eligehausen (2002/9)*.

Auch die Verankerungstiefe geht theoretisch linear in die Anpressfläche ein. Die prozentuale Abnahme der Herausziehlaster bei einem Dübel mit einer Verankerungstiefe von $h_{ef} = 50$ mm im Vergleich zu einem Dübel mit einer Verankerungstiefe von 70 mm sollte daher entspre-

chend dem Verhältnis der Verankerungstiefen rund 30% betragen. Dies ist bei Dübel Typ 5 der Fall, der bei einem Nenndurchmesser von 10 mm in beiden Längenvarianten untersucht wurde (Bild 5.42). Bei diesem Dübeltyp sind demnach bei der kürzeren Verankerungstiefe nur der Spreizbereich und die Schraube verkürzt, während die restliche Geometrie annähernd gleich ist.

Bei den Dübeln Typ 1 und Typ 4 betragen die Herausziehlasten bei der geringeren Verankerungstiefe im Mittel nur etwa 50% der Herausziehlasten bei der Verankerungstiefe von 70 mm. Bei diesen beiden Dübeltypen ist die Abnahme der Herausziehlasten überproportional zum Verhältnis der Verankerungstiefen, was zeigt, dass zusätzlich zur Verankerungstiefe die Dübelgeometrie verändert wurde.

5.6.3 Einfluss des Bohrereckmaßes

Der Einfluss des Bohrereckmaßes auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln (Schraubdübel) im ungerissenen Beton ist in Bild 5.43 für verschiedene Dübeltypen, Durchmesser und Verankerungstiefen dargestellt. Bild 5.44 zeigt die bezogenen Herausziehlasten für zwei Nageldübeltypen. Die bezogenen Herausziehlasten sind über der Durchmesserdifferenz aus Bohrereckmaß d_{cut} und Nenndurchmesser des Dübels d_{nom} aufgetragen. Bezugswert ist die mittlere Herausziehlast bei mittlerem Bohrereckmaß $d_{\text{cut,m}}$ nach ETAG (1997), Anhang A.

Die durchgezogenen Linien kennzeichnen die Ober- und Untergrenze des Streubereichs der Mittelwerte. In der Legende sind die Dübeltypen mit Durchmesser und Sollverankerungstiefe angegeben. Typische Einzelkurven aus Bild 5.43 sind in Anhang C 8 dargestellt.

Das Bohrereckmaß beeinflusst bei Kunststoffdübeln die radiale Kunststoffdehnung beim Verspreizen. In den numerischen Studien (Abschnitt 4.2.4.5) wird gezeigt, dass der prozentuale Einfluss des Bohrereckmaßes auf die Spreizkraft im ungerissenen Beton von der Größe der radialen Dehnung des Dübeltyps abhängt. Bei einer kleinen radialen Dehnung ist der prozentuale Einfluss des Bohrereckmaßes auf die Spreizkraft wesentlich größer als bei großer radialer Dehnung. Bei einer kleinen radialen Dehnung beträgt der prozentuale Einfluss auf die Spreizkraft im ungerissenen Beton bei einem Dübel mit einem Nenndurchmesser von 10 mm bei minimalem Bohrereckmaß ca. 10%, bei maximalem Bohrereckmaß ca. 20% (Bild 4.42). Der Einfluss des Bohrereckmaßes auf die Spreizkraft hängt auch vom Dübeldurchmesser ab, da der prozentuale Anteil der radialen Dehnungsänderung infolge des Bohrereckmaßes mit zunehmendem Dübeldurchmesser abnimmt. Der Reibkoeffizient zwischen Dübelhülse und Beton wird durch die radiale Dehnung nicht beeinflusst (Abschnitt 5.4.2.1). Die Tendenz der berechneten Spreizkräfte sollte daher der Tendenz der Herausziehlasten im ungerissenen Beton entsprechen.

In Bild 5.43 ist zu erkennen, dass die bezogenen Herausziehlasten von Schraubdübeln mit zunehmendem Bohrereckmaß abnehmen. Die Herausziehlasten sind bei minimalem Bohrereckmaß im Mittel bis zu 90% größer als bei mittlerem Bohrereckmaß. Bei einigen Dübeln sind die Herausziehlasten bei minimalem Bohrereckmaß bis zu 11% geringer als bei mittlerem Bohrereckmaß. Diese Tendenz kann bei sehr großen radialen Dehnungen des Dübels (abfallender Ast der Spannungs-Dehnungskurve) oder bei einer Schädigung der Kunststoffhülse beim Verspreizen in dem engen Bohrloch entstehen. Die bezogenen Herausziehlasten bei maximalem Bohrereckmaß liegen zwischen Werten von 1,05 und 0,6. Bei weiterer Steigerung des Bohrlochdurchmessers nehmen die Herausziehlasten sehr stark ab. Bei einem Bohrlochdurchmesser, der 1 mm größer ist als der Nenndurchmesser des Dübels, betragen die Herausziehlasten im ungünstigsten Fall nur noch etwa 30% des Wertes bei mittlerem Eckmaß. Auch bei den untersuchten Nageldübeln (Bild 5.44) nehmen die Herausziehlasten mit zunehmendem Bohrereckmaß ab. Nur bei Dübel Typ 16 ergibt sich bei maximalem Bohrereckmaß eine mittlere Herausziehlast, die um etwa 10% größer ist als bei mittlerem Bohrereckmaß. Die Werte streuen jedoch stark, so dass der Einfluss statistisch nicht signifikant ist.

Ein eindeutiger Einfluss des Dübeldurchmessers oder der Verspreizungsart (Nagel oder Schraube) auf die bezogenen Herausziehlasten ist in Bild 5.43 und Bild 5.44 nicht zu erken-

nen. Die bezogenen Spreizkräfte, die in den numerischen Studien ermittelt wurden, liegen im Streubereich der bezogenen Herausziehlasten.

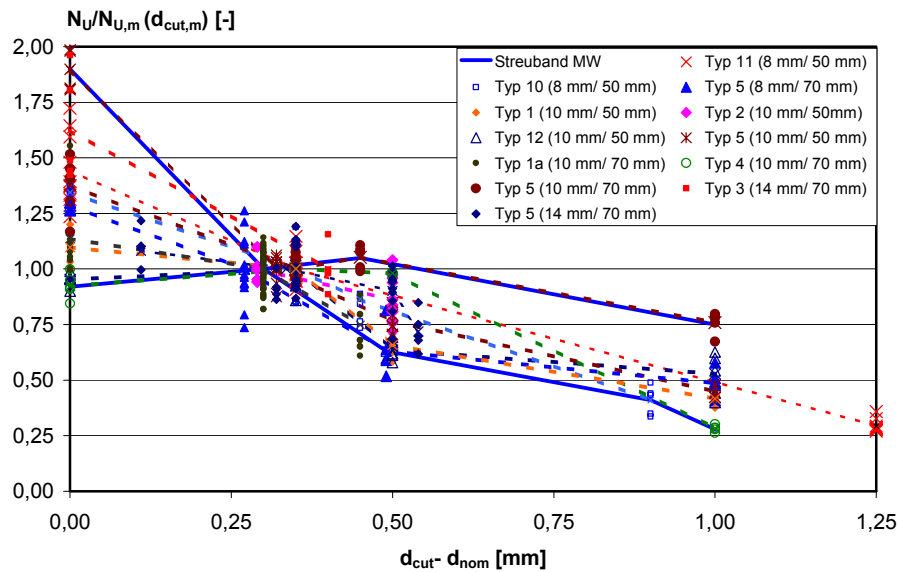


Bild 5.43 Einfluss des Bohrereckmaßes auf die bezogenen Herausziehlasten im ungerissemem Beton (Schraubdübel), Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$ Daten aus Pregartner/Eligehausen (2002/9).

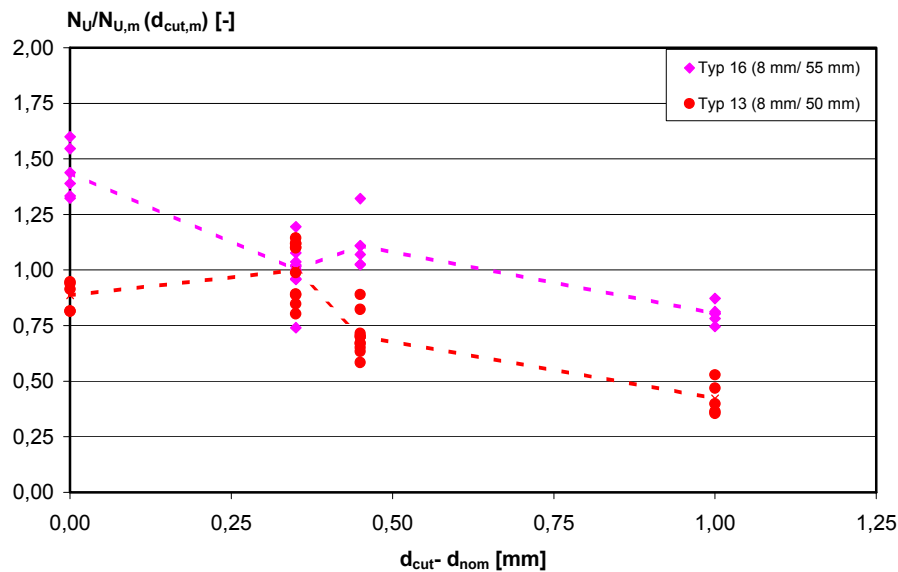


Bild 5.44 Einfluss des Bohrereckmaßes auf die bezogenen Herausziehlasten im ungerissemem Beton (Nageldübel), Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$ Daten aus Pregartner/Eligehausen (2002/9).

In Bild 5.45 ist das Streuband der ausgewerteten Versuche mit Schraubdübeln zum Einfluss des Bohrereckmaßes und das in der Literatur beschriebene Streuband dargestellt (Bild 3.7). Zusätzlich sind die Definitionsgrenzen des minimalen, mittleren und maximalen Bohrereckmaßes eingetragen. In ETAG (1997) ändern sich die Bereichsgrenzen für das minimale Bohrereckmaß $d_{cut,min}$ und das maximale Bohrereckmaß $d_{cut,max}$ ab einem Durchmesser von 12 mm. Das Diagramm zeigt die Bereichsgrenzen für eine Kombination aller Durchmesser. Es wird deutlich, dass bei den ausgewerteten Versuchen die Streubreite der Mittelwerte größer ist als bei den in der Literatur beschriebenen Versuchen.

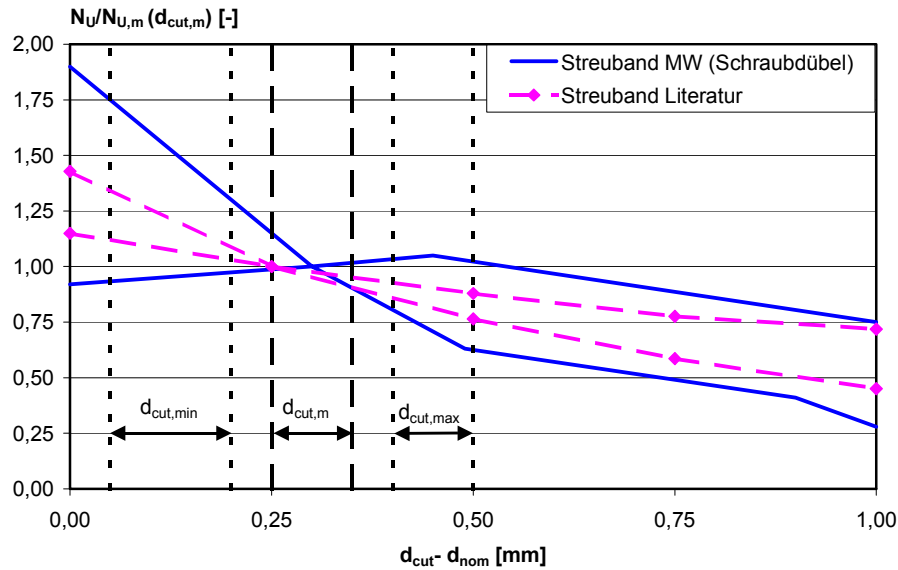


Bild 5.45 Einfluss des Bohrreckmaßes auf das Streuband der bezogenen Mittelwerte der Herausziehlasten von Kunststoffdübeln (Schraubdübel) im ungerissenen Beton.

5.6.4 Einfluss der Konditionierung

In Bild 5.46 (Schraubdübel) und Bild 5.47 (Nageldübel) ist der Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts der Dübelhülse auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln im ungerissenen Beton verschiedener Durchmesser und Verankerungstiefen dargestellt. Die Herausziehlasten sind auf die jeweilige mittlere Herausziehlast im luftfeuchten Zustand bezogen. Zusätzlich ist bei den Schraubdübeln das Streuband der Mittelwerte mit durchgezogenen Linien eingezeichnet. Typische Einzelkurven aus Bild 5.46 sind in Anhang C 9 dargestellt.

Steifigkeit und Festigkeit von Polyamid nehmen mit zunehmendem Feuchtigkeitsgehalt ab (vgl. Bild 2.7 und Bild 2.8). In den numerischen Studien wird gezeigt, dass die Spreizkraft von Kunststoffdübeln im ungerissenen Beton mit abnehmendem E-Modul und mit abnehmender Festigkeit kleiner wird. Bei der Einwirkung von Feuchtigkeit beeinflusst die Quellung des Materials zusätzlich die radiale Dehnung des Kunststoffes. Im ungerissenen Beton hat die Zunahme der radialen Dehnung durch Quellung keinen wesentlichen Einfluss auf die Spreizkraft (Abschnitt 4.2.4.6, Bild 4.44). Der Einfluss der Quellung auf die Größe Spreizkraft wird mit zunehmender radialer Kunststoffdehnung geringer. Die bezogenen Spreizkräfte (Bezugswert: Spreizkraft im luftfeuchten Zustand) erreichen in den numerischen Studien bei den Berechnungen mit geringerer radialer Dehnung Werte zwischen 1,4 im trockenen Zustand und etwa 0,8 im nassen Zustand (Bild 4.46). Ein ähnliches Verhalten ist in den Spaltkraftmessungen mit Kunststoffdübeln erkennbar (Abschnitt 5.3, Bild 5.15).

Die Messungen des Reibkoeffizienten haben gezeigt, dass der Einfluss der Konditionierung auf den Reibkoeffizient vom Dübeltyp abhängt. Im nassen Zustand kann sich wegen der besseren Verformungsfähigkeit des Kunststoffes (größerer Mikroformschluss) ein etwas größerer Reibkoeffizient ergeben als im luftfeuchten und trockenen Zustand (vgl. Bild 5.23).

Der Abfall der Spreizkraft mit zunehmendem Feuchtegehalt ist deutlich ausgeprägter als die Zunahme des Reibkoeffizienten, so dass die Herausziehlasten, die durch das Produkt aus Spreizkraft und Reibbeiwert bestimmt werden, im ungerissenen Beton ebenfalls abnehmen müssen.

Die bezogenen Herausziehlasten der untersuchten Schraubdübel nehmen im allgemeinen mit zunehmendem Feuchtegehalt ab. Sie liegen im trockenen Zustand im Mittel zwischen 0,83 und 1,25 (Bild 5.46). Im nassen Zustand ergeben sich bezogene mittlere Herausziehlasten, die zwischen 0,58 und 1,16 liegen. Die bezogenen Spreizkraftwerte, die in den numerischen Studien ermittelt wurden, liegen im Streubereich der bezogenen Herausziehlasten, so dass davon ausgegangen werden kann, dass der Einfluss des Feuchtegehalts auf die

Spreizkraft die Tendenz der Herausziehlast maßgeblich bestimmt. Die bezogenen Herausziehlasten in Abhängigkeit von der Konditionierung sind stark vom untersuchten Dübeltyp abhängig. Bei einigen Dübeltypen werden die Herausziehlasten nicht oder nur wenig vom Wassergehalt beeinflusst (z.B. Dübel Typ 5, $d=14$ mm). Die bezogenen Herausziehlasten einiger Dübeltypen (z.B. Typ 10, $d=8$ mm) fallen im trockenen Zustand ab. Dies kann durch eine Schädigung der Dübelhülse beim Verspreizen hervorgerufen werden (z.B. teilweises Abreißen bzw. Einreißen der Dübelhülse). Der geringe Anstieg der Herausziehlasten im nassen Zustand (z.B. Typ 3, $d=10$ mm) ergibt sich durch die große Streuung der Versuchsergebnisse und ist statistisch nicht signifikant.

Die untersuchten Nageldübel (Bild 5.47) verhalten sich unter dem Einfluss von Feuchtigkeit stark unterschiedlich. Dübel Typ 13 hat im trockenen und nassen Zustand etwa 20% kleinere mittlere Herausziehlasten als im luftfeuchten Zustand. Im trockenen Zustand kann eine Schädigung der Hülse beim Eintreiben des Nagels zu einem Abfall der Herausziehlasten führen, während im nassen Zustand der geringere Elastizitätsmodul geringere Spreizkräfte und Herausziehlasten bewirkt. Bei Nageldübeln ist die Montage im spröden Zustand des Kunststoffes (trocken oder 0°C) kritisch, da hier bereits bei der Montage des Dübels die Hülse abreißen kann. Bei Schraubdübeln ist das Verspreizen im trockenen Zustand oder bei tiefen Temperaturen weniger kritisch, da die Hülse beim Setzen stark erwärmt wird und dadurch die Sprödigkeit der Hülse vermindert wird. Weiterhin können große radiale Dehnungen der Dübelhülse im trockenen Zustand dazu führen, dass die Spannungs-Dehnungskurve ihren Maximalwert überschreitet und der Bereich des abfallenden Astes erreicht wird. Im Bereich des abfallenden Astes weist das Material starke Schädigungen auf, die ebenfalls dazu führen können, dass der Dübel im trockenen Zustand bei geringeren Lasten versagt als im luftfeuchten Zustand.

Dübel Typ 16 hat im trockenen und nassen Zustand größere Herausziehlasten als im luftfeuchten Zustand. Bei Dübel Typ 16 ist der Einfluss der höheren Steifigkeit des Polyamids im trockenen Zustand größer als der Einfluss einer möglichen Schädigung der Hülse. Da die Dübelhülse bei Nageldübeln beim Verspreizen weniger stark erwärmt wird als bei Schraubdübeln, können sich bei Nageldübeln größere bezogene Werte der Spreizkraft und der Herausziehlast im trockenen Zustand ergeben als bei Schraubdübeln. Dübel Typ 16 hat bei trockener Konditionierung die größten bezogenen Herausziehlasten aller untersuchten Dübel (Schraub- und Nageldübel). Im nassen Zustand könnte bei Dübel Typ 16 die Quellung des Materials infolge der Feuchtigkeitsaufnahme größere Herausziehlasten bewirken als im luftfeuchten Zustand, da der Einfluss der Quellung bei kleinen radialen Dehnungen deutlich größer ist als bei großen radialen Dehnungen. Dübel Typ 16 versagt kombiniert durch Herausziehen der Hülse aus dem Bohrloch und des Nagels aus der Dübelhülse. Für die Höchstlast, die bei großen Verschiebungen erreicht wird, ist das Herausziehen des Nagels verantwortlich. Dies wurde in den Modellversuchen gezeigt (Abschnitt 5.5.2.2). Im nassen Zustand ergibt sich durch die höhere Fließfähigkeit des Kunststoffes ein besserer Formschluss und dadurch ist die Höchstlast größer als im luftfeuchten Zustand.

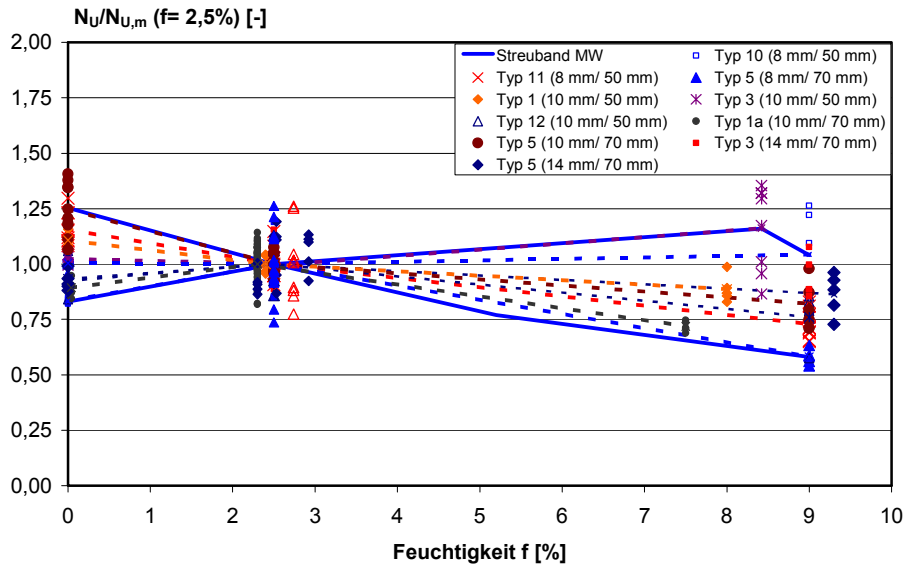


Bild 5.46 Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts der Dübelhülse auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln im ungerissemem Beton (Schraubdübel), Temperatur $T=20^\circ\text{C}$, Daten aus Pregartner/Eligehausen (2002/9).

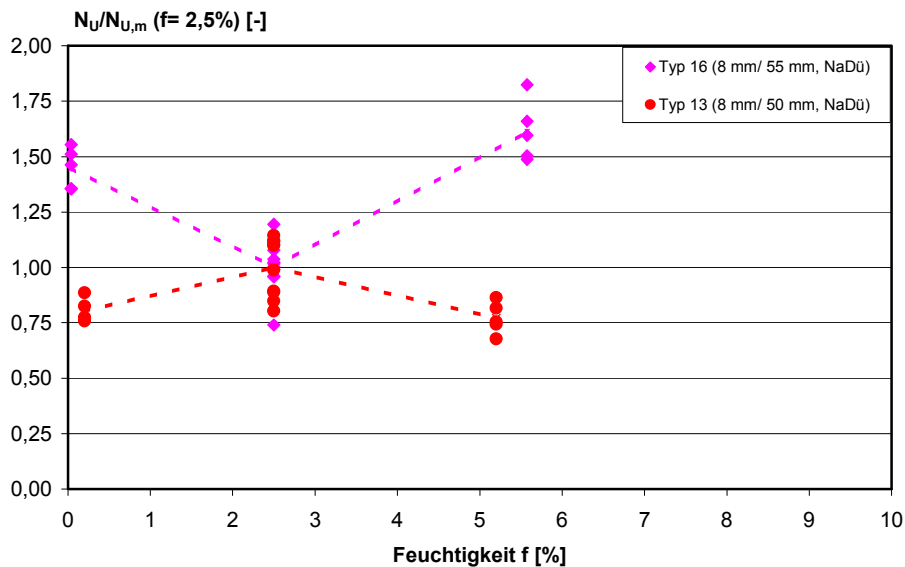


Bild 5.47 Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts der Dübelhülse auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln im ungerissemem Beton (Nageldübel), Temperatur $T=20^\circ\text{C}$, Daten aus Pregartner/Eligehausen (2002/9).

Bild 5.48 zeigt den Streubereich der Mittelwerte von Schraubdübeln aus Bild 5.46 und den in der Literatur bekannten Verlauf der bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln aus Ultramid B3L[®] und Ultramid B3S[®] (vgl. Bild 3.10). Zusätzlich ist die Abhängigkeit des bezogenen Elastizitätsmoduls von Ultramid B3L[®] (Zug) vom Feuchtigkeitsgehalt eingetragen (aus Bild 2.6). In der Darstellung des Streubereiches der Versuchsergebnisse wurden die Werte, die ein Ansteigen der mittleren Herausziehlast im nassen Zustand ergeben nicht berücksichtigt, da dieses Verhalten theoretisch nicht erklärt werden kann. Die in der Literatur beschriebenen Kurven zum Einfluss der Feuchtigkeit auf die Herausziehlasten von Kunststoffdübeln liegen im Streubereich der ausgewerteten Versuche, wobei die Extremwerte aus Bild 5.46 (Abfall der Herausziehlasten im trockenen Zustand) von Ehrenstein (1976/1) und Ehrenstein (1976/2) nicht beobachtet wurden.

Weiterhin wird deutlich, dass der Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts auf den E-Modul von Polyamid größer ist als auf die Herausziehlasten der Schraubdübel. Im trockenen Zustand beträgt der E-Modul etwa das 2-fache des Moduls im luftfeuchten Zustand. Im nassen Zustand ist der E-Modul dagegen 60% kleiner als im luftfeuchten Zustand. Der Einfluss der Konditionierung auf den Elastizitätsmodul von Polyamid ist größer als auf die Herausziehlasten der Kunststoffdübel, da das Polyamid der Dübelhülse beim Eintreiben des Spreizelementes erwärmt wird und dadurch der E-Modul und die Spreizkraft des Dübels abnehmen (Bild 2.6). Im trockenen Zustand bewirkt deshalb die Erwärmung des Polyamids beim Verspreizen eine Verringerung der Spreizkraft und der bezogenen Herausziehlast. Im nassen Zustand ist der prozentuale Einfluss der Temperatur auf den Elastizitätsmodul geringer als im trockenen Zustand. Die bezogenen Herausziehlasten sind größer als der bezogene Wert des E-Moduls. Dies ist wahrscheinlich auf den Anstieg des Reibkoeffizienten (Bild 5.23) und die Quellung des Kunststoffes mit zunehmendem Feuchtegehalt zurückzuführen.

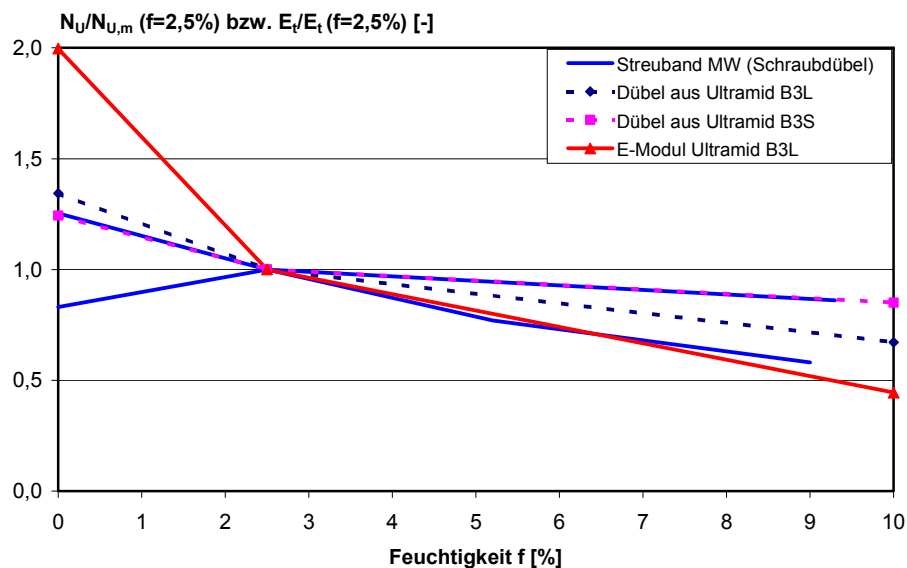


Bild 5.48 Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts der Dübelhülse auf das Streuband der mittleren bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln (Schraubdübel) im ungerissem Beton, auf den E-Modul von Ultramid B3L[®] und die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln aus Ultramid B3L[®], Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$.

5.6.5 Einfluss der Temperatur

In Bild 5.49 (Schraubdübel) und Bild 5.50 (Nageldübel) ist der Einfluss der Temperatur des Untergrundes bzw. der Dübelhülse auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln im ungerissem Beton dargestellt. Die Werte der Versuche sind auf den Mittelwert der jeweiligen Versuchsserie bei $T = 20^\circ\text{C}$ bezogen. Das Diagramm zeigt Herausziehlasten verschiedener Dübeltypen, Durchmesser und Verankerungstiefen. Zusätzlich ist bei Schraubdübeln der Streubereich der Mittelwerte als durchgezogene Linie eingezeichnet. Typische Einzelkurven aus Bild 5.49 sind in Anhang C 10 dargestellt.

Die Temperatur ist ein wesentlicher Einflussfaktor auf die Werkstoffeigenschaften von Polyamid. Dabei nehmen Steifigkeit und Festigkeit des Kunststoffes mit zunehmender Temperatur ab (vgl. Bild 2.7 und Bild 2.8). Im Temperaturbereich zwischen 0°C und 80°C , der für die Anwendung von Kunststoffdübeln im europäischen Raum von besonderem Interesse ist, durchläuft Polyamid im luftfeuchten Zustand den Glasübergangsbereich bei ca. 20°C bis 30°C . In diesem Bereich ist die Abnahme des E-Moduls besonders ausgeprägt, und die Werkstoffcharakteristik der Spannungs-Dehnungskurve wechselt von spröde zu duktil.

Die Veränderung der Geometrie der Dübelhülse infolge von Temperatureinwirkung ist wesentlich geringer als die Veränderung durch Quellung infolge von Wasseraufnahme (Bild 4.43).

In den numerischen Studien wird gezeigt, dass die Spreizkräfte im ungerissenen Beton mit zunehmender Temperatur und dadurch abnehmendem Elastizitätsmodul des Polyamids kleiner werden. Die bezogene Spreizkraft im ungerissenen Beton liegt bei den numerischen Studien zwischen Werten von 1,9 bei $T = 0^\circ\text{C}$ und 0,6 bei 50°C (Abschnitt 4.2.4.6, Bild 4.47).

Die bezogenen Herausziehlasten von Schraub- und Nageldübeln nehmen mit zunehmender Temperatur ab (Bild 5.49 und Bild 5.50). Bei einer Temperatur von $T = -10^\circ\text{C}$ ergeben sich bei Dübel Typ 3 Herausziehlasten, die im Mittel bis zu 24% größer sind als bei 20°C . Die bezogenen mittleren Herausziehlasten liegen bei einer Temperatur von $T = 0^\circ\text{C}$ zwischen 0,72 und 1,14. Bei 40°C bis 60°C ergeben sich bezogene Herausziehlasten, die im Mittel zwischen 0,54 und 1,12 liegen. Bei 80°C beträgt die Abminderung der Herausziehlasten im Vergleich zum Mittelwert bei 20°C zwischen 13% und 62%.

In den numerischen Studien wird der Einfluss der Temperatur auf die Spreizkraft bei 0°C deutlich überschätzt, während die Rechnung bei 50°C realistische bezogene Spreizkraftwerte liefert.

Der Einfluss der Temperatur auf die bezogenen Herausziehlasten hängt stark vom untersuchten Dübeltyp ab. Der Schraubdübel Typ 5 ($d = 14\text{ mm}$, Bild 5.49) hat bei 0°C ebenfalls geringere Herausziehlasten als im Referenzversuch. Bei einigen der untersuchten Dübeltypen ist der Einfluss der Temperatur bis etwa 60°C teilweise sehr gering. Bei diesen Dübeltypen könnte eine Erhöhung des Reibkoeffizienten infolge der größeren Temperatur die geringere Spreizkraft bei erhöhter Temperatur kompensieren. Messungen zum Einfluss der Temperatur auf den Reibkoeffizienten könnten weiteren Aufschluss geben. Beim Nageldübel Typ 16 (Bild 5.50) ist im Temperaturbereich zwischen 0°C und 40°C nahezu kein Einfluss der Temperatur auf die Herausziehlasten zu erkennen. Wie bereits beim Einfluss des Feuchtigkeitsgehaltes diskutiert, ist bei Dübel Typ 16 für diese Tendenz vermutlich die Versagensart verantwortlich. Erst bei einer Temperatur von 80°C fällt die mittlere Herausziehlast im Vergleich zum Referenzversuch um fast 50% ab. Der Nageldübel Typ 13 hat, ähnlich wie beim Einfluss von Feuchtigkeit, im Referenzversuch bei $T = 20^\circ\text{C}$ die höchsten Herausziehlasten, während sie bei 0°C und 60°C deutlich geringer sind. Bei einer Temperatur von 0°C könnte, wie in den Versuchen mit trockener Hülse, eine Schädigung der Dübelhülse durch das Verspreizen vorliegen.

Bei Untersuchungen zum Einfluss der Temperatur auf die Herausziehlasten ist eine einheitliche Versuchsdurchführung wichtig. Das übliche Vorgehen bei Versuchen mit Kunststoffdübeln sieht vor, dass die Dübel bei einer Prüftemperatur von 0°C und 50°C kurz vor dem Versuch montiert werden, während bei Versuchen bei einer Temperatur von 80°C die Dübel bei 20°C montiert werden und dann 24 h bei 80°C in eingebautem Zustand lagern.

In den numerischen Studien zum Einfluss der Belastungsgeschichte wird deutlich, dass die Länge der Relaxationszeit einen Einfluss auf die Größe der Spreizkraft hat (Bild 4.48). Gemäß dem Zeit-Temperatur-Verschiebungsprinzip lässt sich eine erhöhte Temperatur während der Relaxationszeit in eine Verlängerung der Relaxationszeit vor dem Versuch umrechnen. Es liegt daher nahe zu vermuten, dass die Versuchsdurchführung bei 0°C und 50°C zu günstigeren Ergebnissen führt als die Vorgehensweise bei einer Temperatur von 80°C , da eine verlängerte Relaxationszeit, die zudem bei erhöhten Temperaturen wirkt, zu deutlich geringeren Spreizkräften führt. Vergleichsversuche sollten durchgeführt werden, um den Einfluss zu quantifizieren.

Insgesamt bleibt festzustellen, dass die Versuchsergebnisse durch die unterschiedliche Vorgehensweise nur bedingt miteinander vergleichbar sind. Es ist zu klären, welcher Anwendungsfall von praktischer Relevanz ist (Montage bei 80°C und sofortiger Ausziehversuch oder Montage bei 20°C und erhöhte Temperatur bei der Relaxation). Die Versuchsdurchführung sollte vereinheitlicht werden.

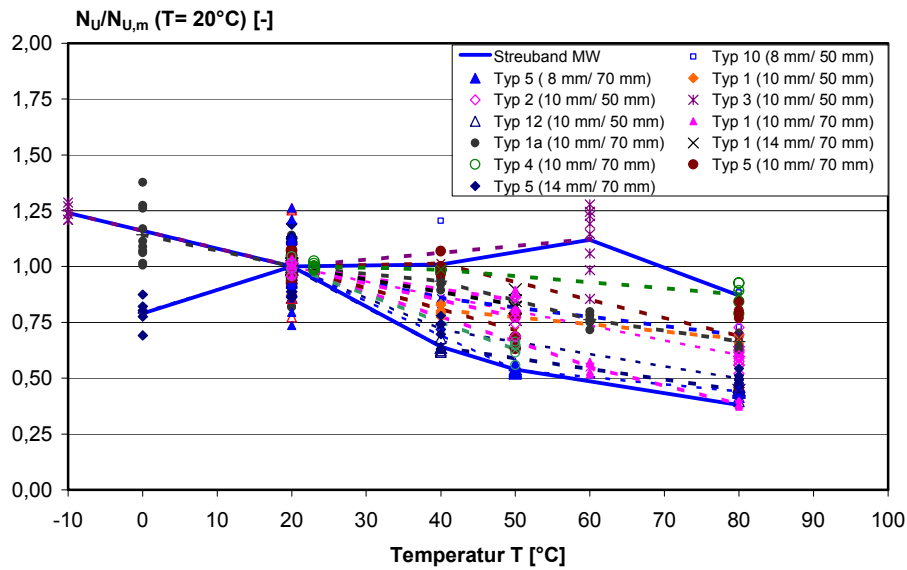


Bild 5.49 Einfluss der Temperatur auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln (Schraubdübel) im ungerissenen Beton, Konditionierung luftfeucht, Daten aus *Pregartner/Eligehausen (2002/9)*.

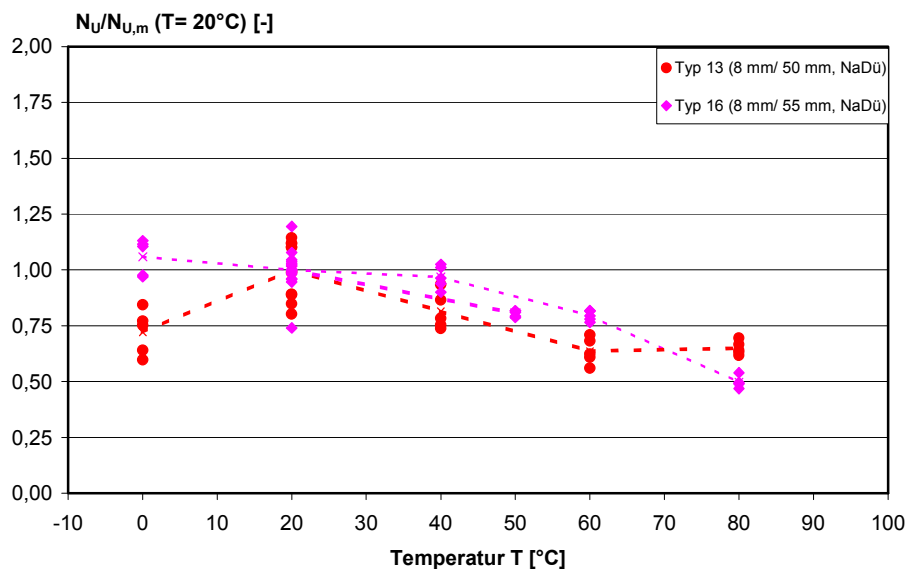


Bild 5.50 Einfluss der Temperatur auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln (Nageldübel) im ungerissenen Beton, Konditionierung luftfeucht, Daten aus *Pregartner/Eligehausen (2002/9)*.

Bild 5.51 zeigt den Streubereich der Mittelwerte der untersuchten Schraubdübel aus Bild 5.49 und die in der Literatur beschriebenen Beziehungen für die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln aus Ultramid® (Werte aus Bild 3.9). Zusätzlich ist der Einfluss der Temperatur auf den bezogenen Elastizitätsmodul von Ultramid B3L® dargestellt (Werte aus Bild 2.6). In der Darstellung des Streubereiches der Versuchsergebnisse wurden die Werte, die ein Ansteigen der mittleren Herausziehlaste mit zunehmender Temperatur ergeben nicht berücksichtigt, da dieses Verhalten theoretisch nicht erklärt werden kann.

Die von *Ehrenstein (1976/1)* und *Ehrenstein (1976/2)* ermittelten Kurven für Ultramid B3L® und Ultramid B3S® liegen innerhalb des Streubereiches der ausgewerteten Versuche. Allerdings wird deutlich, dass der Einfluss der Temperatur auf die Herausziehlasten vom Dübeltyp abhängt. Ein Vergleich des Streubereiches der Versuchsergebnisse mit der Abhängigkeit des E-Moduls von der Temperatur zeigt, wie bereits beim Einfluss der Konditionierung, dass

die Steifigkeit des Kunststoffes zwar die Tendenz des Verhaltens vorgibt, aber quantitativ nicht der einzige Einflussparameter ist. Die zusätzliche Erwärmung des Kunststoffes beim Verspreizen hat einen entscheidenden Einfluss auf die Größe der Spreizkraft und damit auf die Größe der Herausziehllast. Der auf 20°C bezogene Zugmodul von Ultramid B3L[®] durchläuft einen größeren Wertebereich als die bezogenen Herausziehllasten. Er beträgt bei einer Temperatur von -10°C 2,5 und bei 80°C 0,26. Bei den Herausziehllasten bewirkt die Erwärmung des Kunststoffes beim Eintreiben des Spreizelementes, dass die Herausziehllasten bei 0°C geringere bezogene Werte ergeben als der bezogene E-Modul. Bei Temperaturen über 20°C führt vermutlich eine Zunahme des Reibkoeffizienten zu größeren bezogenen Werten.

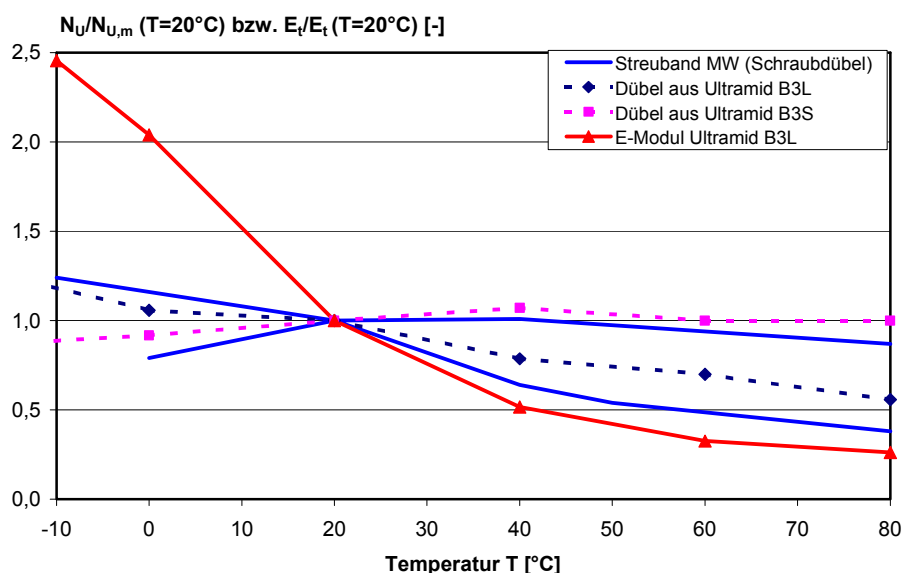


Bild 5.51 Einfluss der Temperatur auf das Streuband der mittleren Herausziehllasten von Kunststoffdübeln (Schraubdübel) im ungerissemem Beton, auf den bezogenen E-Modul und die bezogenen Herausziehllasten von Kunststoffdübeln aus Ultramid B3L[®] und Ultramid B3S[®], Konditionierung luftfeucht.

5.6.6 Einfluss des Belastungszeitpunktes

Bei Versuchen zum Einfluss des Belastungszeitpunktes auf die Herausziehllasten von Kunststoffdübeln im ungerissemem Beton wurden die Dübel gesetzt und unbelastet bis zum Versuchsbeginn gelagert. Nach der unbelasteten Lagerung wurden die Dübel auf zentrischen Zug bis zum Versagen belastet. Die in den Diagrammen angegebene Zeit entspricht der Zeitdifferenz Δt zwischen Dübelmontage und Ausziehversuch.

Das Tragverhalten von Kunststoffdübeln im ungerissemem Beton wird hauptsächlich durch die beiden Mechanismen der Relaxation der Spreizkraft und des Anstiegs des Reibkoeffizienten zwischen Dübelhülse und Beton bestimmt. Aus der Literatur ist bekannt, dass diese beiden Mechanismen gegenläufig und unterschiedlich schnell verlaufen. Die Spreizkraft bzw. Spaltkraft nimmt hauptsächlich in den ersten Stunden nach der Montage stark ab (Bild 3.17) und bewirkt dadurch in diesem Zeitraum eine Abnahme der mittleren Herausziehllasten. Der Reibkoeffizient steigt hingegen langsam mit zunehmender Zeitdifferenz an (Bild 3.19). Der Anstieg wird durch die Zunahme des Mikroformschlusses des Kunststoffes mit der Bohrlochoberfläche begründet, da der Kunststoff langsam in die Unebenheiten des Bohrlochs kriecht. Die gegenläufigen Tendenzen von Spreizkraft und Reibkoeffizient bewirken ab einer bestimmten Zeitdifferenz eine Zunahme der Herausziehllasten.

Das Ansteigen der Herausziehllasten mit zunehmender Zeitdifferenz ist nur möglich, wenn der Dübel beim Ausziehversuch infolge der äußeren Reibung durch Herausziehen der Dübelhülse aus dem Bohrloch versagt. Tritt ein Versagen zwischen Spreizelement und Kunststoffhülse auf, so ist nicht damit zu rechnen, dass die Herausziehllasten mit zunehmender Zeitdifferenz ansteigen.

In den Funktionsersatzprüfungen wurde der Einfluss der Zeitdifferenz auf die Spreizkraft und den Reibkoeffizienten für zwei Dübeltypen untersucht und erläutert (Abschnitt 5.4.2.3). Es wurde festgestellt, dass die Spreizkraft von Kunststoffdübeln bei Belastung des Dübels durch eine zentrische Zugkraft ansteigt. Der Verlauf der Spreizkraftkurve des unbelasteten Dübels ist deshalb nicht alleine maßgebend für das Tragverhalten im ungerissenen Beton. Die Funktionsersatzprüfungen zeigen, dass bei Versuchen mit unterschiedlicher Zeitdifferenz der Verlauf der Spreizkraft des unbelasteten Dübels annähernd gleich ist mit dem Verlauf der Spreizkraft bei maximaler Herausziehlast (Bild 5.25).

Allerdings sind die Verläufe der Spreizkräfte und Herausziehlasten bei den zwei untersuchten Dübeltypen stark unterschiedlich. Bei Dübel Typ 4 nimmt die Spreizkraft bei maximaler Herausziehlast mit zunehmender Zeitdifferenz ab, während die Herausziehlasten bis 1.500 h annähernd konstant bleiben. Bei Dübel Typ 1 steigen dagegen die Herausziehlasten an und die Spreizkraft bei maximaler Herausziehlast ist etwa konstant (Bild 5.27). In den FEP konnte für beide Dübeltypen einheitlich lediglich ein Anstieg des Reibkoeffizienten mit zunehmender Zeitdifferenz gemessen werden (Bild 5.26).

Der Einfluss der Zeitdifferenz Δt zwischen Montage und Belastung des Dübels auf die bezogenen Herausziehlasten verschiedener Schraubdübel ist in Bild 5.52 dargestellt. Bezugswert ist die mittlere Herausziehlast bei Belastung des Dübels 5 Minuten bis 10 Minuten nach der Montage. Typische Einzelkurven aus Bild 5.52 sind in Anhang C 11 dargestellt. Es wird deutlich, dass sich die untersuchten Schraubdübel stark unterschiedlich verhalten. In allen Fällen tritt Versagen durch Herausziehen der Dübelhülse aus dem Bohrloch auf, so dass die Zunahme des Reibkoeffizienten der äußeren Reibung mit zunehmender Zeitdifferenz bei den untersuchten Dübeltypen einen Einfluss auf die Herausziehlasten ausübt.

Im Zeitraum bis 20 h nach der Montage ergeben sich bezogene Herausziehlasten, die im Mittel maximal 12% geringer sind als bei Belastung direkt nach der Montage. Bei Dübel Typ 1 ($d = 14$ mm) ist die Herausziehlast nach 20 h im Mittel so groß wie direkt nach der Montage. Bei Dübel Typ 5 ($d = 8$ mm und $d = 10$ mm) sind die mittleren Herausziehlasten zwischen 20 h und 1.000 h größer als die Werte, die direkt nach der Montage gemessen werden. Der Anstieg des Reibkoeffizienten scheint bei Dübel Typ 5 sehr schnell zu verlaufen.

Bei den anderen untersuchten Schraubdübeln fallen die Herausziehlasten im Mittel bis zu einer Zeitdifferenz von 1.000 h ab. Die mittlere bezogene Herausziehlast liegt bei 1.000 h Zeitdifferenz bei Werten zwischen 0,8 und 1,0. Erst bei Versuchen mit 3.000 h Zeitdifferenz ergeben sich bei diesen Dübeltypen Herausziehlasten, die im Mittel größer sind als bei Belastung direkt nach der Montage. Nach 3.000 h Zeitdifferenz betragen die bezogenen Herausziehlasten im Mittel zwischen 1,06 und 1,17.

Die Versuche mit Dübel Typ 5 wurden nicht im Rahmen der gleichen Versuchsserie und von einem anderen Prüfinstitut durchgeführt wie die Versuche mit den anderen Dübeltypen. Der Verlauf der Herausziehlasten des Dübels Typ 5 passt nicht zur bisher vorgestellten Theorie, da die Messungen des Reibkoeffizienten und die Werte aus der Literatur einen deutlich langsameren Anstieg der bezogenen Herausziehlasten zeigten. Der Anstieg des Reibkoeffizienten ist eine Eigenschaft, die von der Kriechneigung des Kunststoffes abhängt und daher nicht wesentlich vom Dübeltyp beeinflusst wird. Messungen des Reibkoeffizienten mit Dübel Typ 5 und weitere Messungen der Herausziehlasten in Abhängigkeit von der Zeit könnten über den Unterschied zwischen den Dübeltypen Aufschluss geben.

Ein Vergleich der bezogenen Herausziehlasten des Dübels Typ 4 und des Dübels Typ 1 (Bild 5.52) mit den bezogenen Herausziehlasten aus den Funktionsersatzprüfungen (Bild 5.27) zeigt, dass die Ergebnisse der beiden Messungen differieren. In den Funktionsersatzprüfungen sind die Herausziehlasten des Dübels Typ 4 etwa konstant mit zunehmender Zeitdifferenz, während sie in den Versuchen im ungerissenen Beton bei Dübel Typ 1 und Typ 4 bis 1.000 h deutlich abnehmen und zwischen 1.000 h und 3.000 h zunehmen. Die Herausziehlasten des Dübels Typ 1 nehmen in den FEP im Mittel mit zunehmender Zeitdifferenz zu. Zusätzlich sind die absoluten Herausziehlasten der FEP wesentlich geringer als die Herausziehlasten im ungerissenen Beton. Sie betragen im Mittel bei Dübel Typ 4 nur 54% und bei Dübel Typ 1 77% der tatsächlichen Herausziehlasten.

Aus den gemessenen und extrapolierten Spreizkraftkurven der FEP des Dübels Typ 1 und des Dübels Typ 4 (Bild 5.28, Abschnitt 5.4.2.3) kann mit Hilfe der mittleren Herausziehlasten $N_{U,m}$ der Versuche im ungerissemem Beton ein Reibbeiwert berechnet werden. Hierbei ergeben sich bei Dübel Typ 4 allerdings Reibbeiwerte, die wesentlich größer sind als die gemessenen Werte aus den FEP. Die niedrigen Herausziehlasten in den FEP deuten darauf hin, dass durch den Versuchsaufbau (Spalt zwischen den Würfeln und Schlupf der Einspannung) zu geringe Spreizkräfte ermittelt werden. Durch Erhöhung der Spreizkräfte um das Verhältnis der Herausziehlasten im ungerissemem Beton zu den Herausziehlasten der FEP (Variante (I)) oder um das Verhältnis der Kontaktfläche in den FEP zur Kontaktfläche in Realität (Variante (II)) können die Werte korrigiert werden.

Bild 5.53 zeigt den Vergleich der aus den Ausziehversuchen berechneten Reibkoeffizienten mit den extrapolierten Werten aus den Funktionsersatzprüfungen. Es sind jeweils beide Korrekturvarianten dargestellt. Aus Bild 5.53 geht hervor, dass die in den FEP bestimmten Reibkoeffizienten mit den aus den Ausziehversuchen berechneten Werten eine gute Übereinstimmung zeigen, wenn bei Dübel Typ 1 (linkes Bild) die Korrektur über die Flächen und bei Dübel Typ 4 (rechtes Bild) die Korrektur über die Herausziehlasten durchgeführt wird. Bei der Korrektur um das Verhältnis der Anpressflächen ergeben sich bei Dübel Typ 4 zu große Reibkoeffizienten, während sich bei Dübel Typ 1 bei Umrechnung über das Verhältnis der Herausziehlasten zu geringe Reibbeiwerte ergeben.

Es wird deutlich, dass bei beiden Dübeltypen je nach Korrekturvariante die Werte bis 1.500 h gut mit den berechneten Reibbeiwerten übereinstimmen. Der aus den Versuchen berechnete Reibbeiwert bei 3.000 h ist bei Dübel Typ 4 (rechtes Bild) jedoch wesentlich größer als die Extrapolation der Messwerte der FEP. Bei Dübel Typ 1 stimmen die extrapolierten Werte mit den berechneten Werten bis 3.000 h gut überein. Es wird deutlich, dass hier noch weitere Untersuchungen mit längeren Zeitdifferenzen nötig sind, da der starke Anstieg der Herausziehlasten zwischen 1.000 h und 3.000 h nicht nur über den Anstieg des Reibkoeffizienten erklärt werden kann. Der Anstieg des Reibkoeffizienten sollte als zeitabhängiger Kriechvorgang einem konstanten Wert zustreben (vgl. Bild 5.26).

Die durchgeführten Berechnungen zeigen, dass sich die Ergebnisse der Funktionsersatzprüfungen gut eignen, um Tendenzen der Verläufe von Spreizkraft und Reibbeiwert qualitativ aufzuzeigen. Eine quantitative Übertragung auf Herausziehlasten von Kunststoffdübeln ist jedoch schwierig. Durch weitere Verbesserungen an der Messmethode könnten noch Fortschritte erzielt werden.

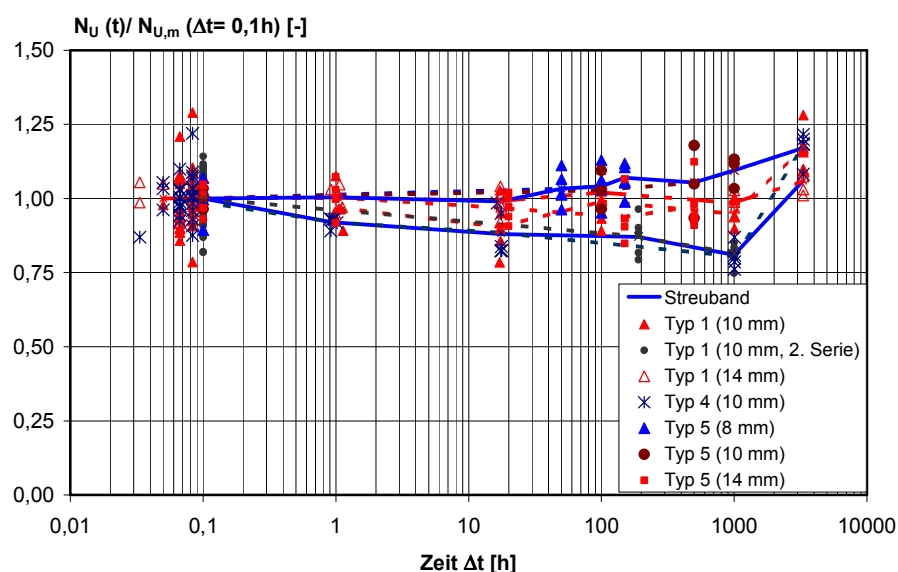


Bild 5.52 Einfluss des Belastungszeitpunktes auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln (Schraubdübel) in ungerissemem Beton, Konditionierung luftfeucht, Temperatur 20°C, Daten aus *Pregartner/Eligehausen (2002/3)* und *Pregartner/Eligehausen (2002/9)*.

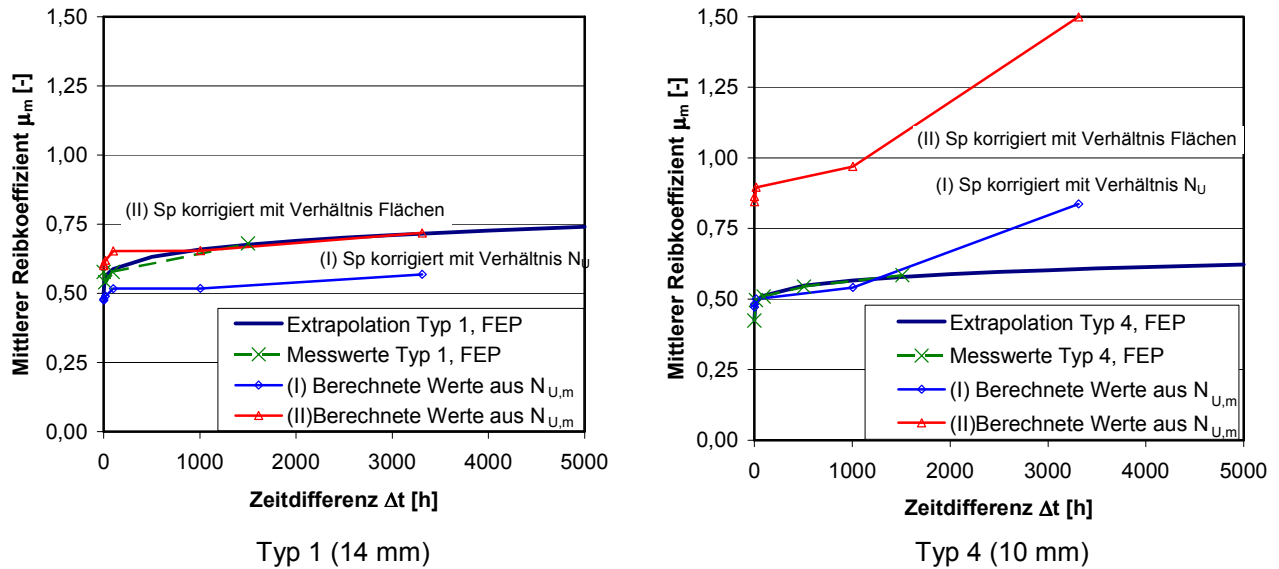


Bild 5.53 Aus den Herausziehlasten mit Hilfe des Spreizkraftverlaufs der FEP berechnete Reibkoeffizienten und Vergleich mit den Werten der Funktionsersatzprüfungen.

In Bild 5.54 sind gemittelte Last-Verschiebungskurven des Dübels Typ 1 ($d=10\text{ mm}$) bei einer Zeitdifferenz von 0,1 h und 3.000 h dargestellt. Wird der Dübel direkt nach dem Setzen belastet, hat die Last-Verschiebungskurve ein ausgeprägtes erstes Lastmaximum. Nach diesem ersten Maximum nimmt die Herausziehlast noch etwas zu, da die Drehsicherung des Dübels abreißt und sich im Bohrloch verkeilt. Bei einer Zeitdifferenz von 3.000 h ist das erste Lastmaximum im Mittel deutlich größer als bei Belastung direkt nach der Montage, was auf den gestiegenen Reibkoeffizienten der äußeren Reibung zurückzuführen ist. Die Anfangssteigung der gemittelten Last-Verschiebungskurve ist bei 3.000 h größer als bei 0,1 h. Vermutlich hat hier die Austrocknung der Dübelhülse einen Einfluss. Allerdings wurde der Feuchtegehalt nach den Versuchen nicht gemessen.

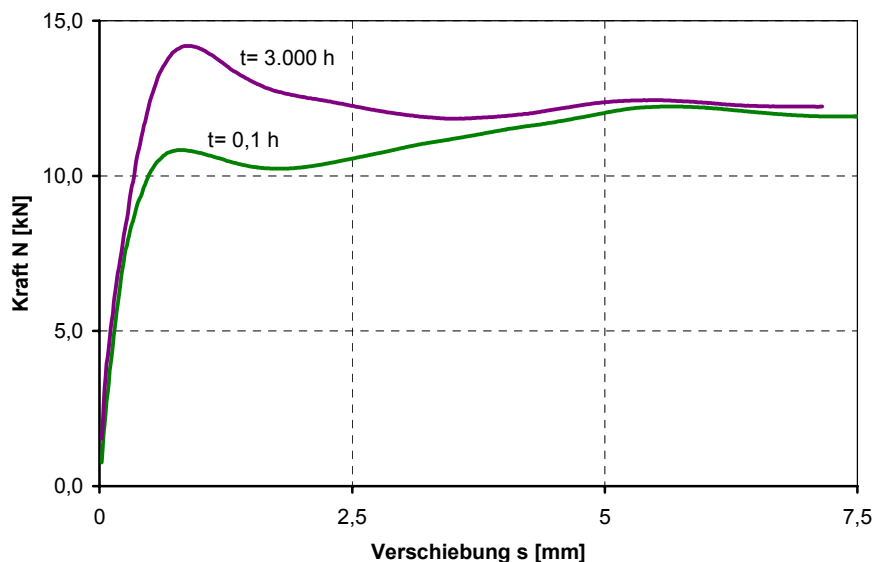


Bild 5.54 Einfluss des Belastungszeitpunktes auf die mittleren Last-Verschiebungskurven von Dübel Typ 1 ($d=10\text{ mm}$) in ungerissenem Beton bei $\Delta t=0,1\text{ h}$ und $\Delta t=3000\text{ h}$, Konditionierung luftfeucht, Temperatur 20°C , Daten aus Pregartner/Eligehausen (2002/3).

In Bild 5.55 sind die bezogenen Herausziehlasten der untersuchten Nageldübel in Abhängigkeit von der Zeitdifferenz Δt zwischen Dübelmontage und Ausziehversuch aufgetragen.

Im Zeitraum bis 20 h steigen die Herausziehlasten des Dübels Typ 15 im Mittel etwas an, während sie bei den anderen untersuchten Dübeltypen deutlich abfallen. Der bezogene Mittelwert des Dübels Typ 16 liegt nach 20 h bei 0,89. Nach 1.000 h Zeitdifferenz liegen die Herausziehlasten der Dübel Typ 13 und Typ 16 noch deutlich unterhalb der Werte, die direkt nach der Montage gemessen werden. Erst im Zeitraum zwischen 1.000 h und 3.000 h steigen die Herausziehlasten der untersuchten Dübeltypen auf einen mittleren Wert größer oder gleich 1,0 an. Die maximale mittlere Herausziehlast ist nach 3.000 h bis zu 25% größer als bei den Versuchen direkt nach der Montage.

Bei Dübel Typ 16 sind Versuchsergebnisse bis 5.000 h Zeitdifferenz dargestellt. Es wird deutlich, dass bei diesem Dübeltyp die Herausziehlasten bei Zeitdifferenzen größer als 3.000 h annähernd konstant bleiben.

Die Dübel Typ 13 und Typ 15 versagen bei den dargestellten Versuchen durch Herausziehen der Hülse aus dem Bohrloch. Hier ist der Anstieg der Herausziehlasten auf die Zunahme der äußeren Reibung zwischen Dübelhülse und Beton zurückzuführen. Dübel Typ 16 versagt durch Herausziehen des Nagels aus der Hülse. Bei diesem Dübeltyp sollte der Anstieg des Reibkoeffizienten der äußeren Reibung keinen Einfluss auf die Herausziehlasten haben.

In den Modellversuchen wurde jedoch gezeigt, dass das Herausziehen des Spreizelementes aus der Dübelhülse als sekundäre Versagensursache auftritt (Abschnitt 5.5.2.2). Zu Beginn der Belastung werden Dübelhülse und Spreizelement gleichmäßig aus dem Bohrloch gezogen, während das Ausziehen des Spreizelementes erst bei größeren Verschiebungen nach dem Abreißen des Kragens auftritt. Die Herausziehlasten steigen mit zunehmender Zeitdifferenz an, da durch die zunehmende Zeit zwischen Montage und Versuch neben der äußeren Reibung auch der innere Formschluss zwischen Spreizelement und Kunststoff zunimmt. Beim Einschlagen des Spreizelementes verbleiben Hohlräume zwischen Nagel und Kunststoff. Mit zunehmender Zeitdifferenz kriecht der Kunststoff in diese Hohlräume. Dadurch entstehen bei Belastung des Dübels auf Zug größere Spreizkräfte an den Gewindeflanken und die innere und äußere Reibkraft des Dübels werden vergrößert. Die Zunahme des inneren Formschlusses reicht bei Dübel Typ 16 jedoch nicht aus, um die Versagensart mit zunehmender Zeitdifferenz zu ändern.

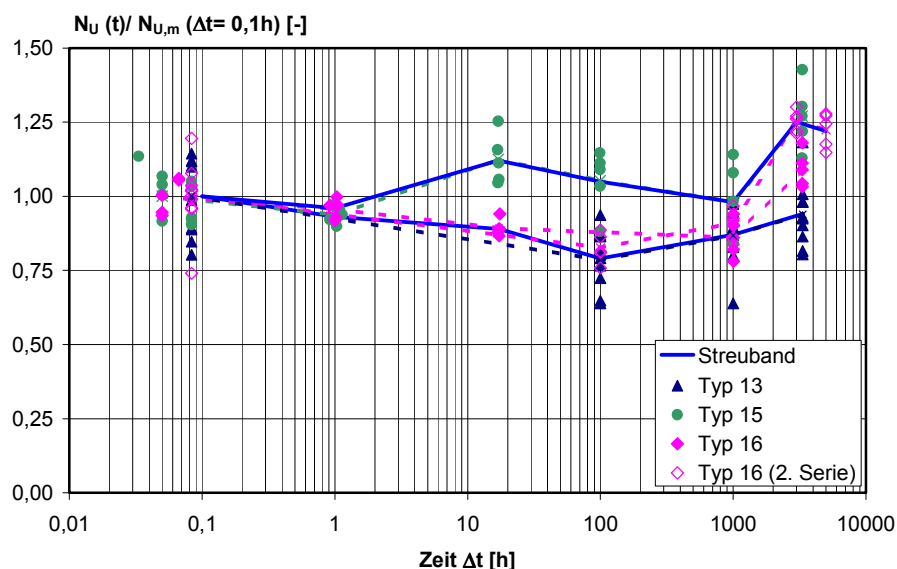


Bild 5.55 Einfluss des Belastungszeitpunktes auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln (Nageldübel) in ungerissemem Beton, Konditionierung luftfeucht, Temperatur 20°C, Daten aus Pregartner/Eligehausen (2002/3) und Pregartner/Eligehausen (2002/9).

Insgesamt bleibt festzustellen, dass sich Schraubdübel und Nageldübel im ungerissenen Beton beim Einfluss der Zeitdifferenz tendenziell gleich verhalten. Die einzelnen Ergebnisse

sind jedoch stark vom Dübeltyp abhängig. So kann der Anstieg der Herausziehlasten, der auf die Zunahme des Reibkoeffizienten zwischen Dübelhülse und Bohrlochoberfläche zurückzuführen ist, bei einigen Dübeltypen bereits zwischen 20 h und 1000 h beobachtet werden, während er bei anderen Dübeln erst nach etwa 1.000 h deutlich erkennbar ist.

5.6.7 Einfluss des Überdrehens der Dübelschraube bei der Montage auf die Herausziehlasten

Bild 5.56 zeigt den Einfluss des Überdrehens der Dübelschraube bei der Montage auf die Herausziehlasten von Schraubdübeln mit Nenndurchmesser 10 mm. Es sind auf den Mittelwert bei Montage ohne Überdrehen bezogene Einzelwerte dargestellt. Bei der Referenzserie von Dübel Typ 1 wurde die minimale Herausziehlast als Ausreißer nicht in den Mittelwert einbezogen. Der Wert ist mit einem nicht ausgefüllten Datenpunkt gekennzeichnet. Die Dübel wurden mit dem Schrauber montiert und überdreht bis ein leichtes Weiterdrehen der Schraube möglich war.

Aus Bild 5.56 geht hervor, dass die prozentuale Abnahme der Herausziehlasten infolge des Überdrehens der Schraube stark vom untersuchten Dübeltyp abhängt. Bei Dübel Typ 1 ist nur eine geringe Abnahme (ca. 8%) der mittleren Herausziehlast zu erkennen, während bei den übrigen Dübeltypen deutliche Lasteinbußen vorhanden sind, die bei Dübel Typ 2 im Mittel bis zu 30% betragen.

Durch das Überdrehen wird das in den Kunststoff eingeschnittene Gewinde zerstört (Bild 5.6). Der Kunststoff erfährt beim Überdrehen der Schraube in großen Bereichen Dehnungen, die dem größeren Gewindedurchmesser und nicht dem Kerndurchmesser der Schraube entsprechen (Bild 5.35). Beim Überdrehen der Schraube ergibt sich daher kurzzeitig eine sehr große Spreizkraft aufgrund der teilweise irreversiblen großen Dehnungen. Nach Stillstand der Schraube in überdrehtem Zustand ist jedoch in den Bereichen neben den Gewindeflanken, in denen der Kunststoff beim Überdrehen zermalmt wurde, der Zustand der Dehnungsbehinderung nicht mehr vollständig gegeben. Es ergibt sich ein sehr starker und schneller Spreizkraftabfall nach der Montage, da der Kunststoff in die entstandenen Hohlräume ausweicht. Die Spreizkraft ist daher in überdrehtem Zustand geringer als in nicht überdrehtem Zustand.

Die Dübel Typ 1, Typ 2 und Typ 5 versagen in überdrehtem und in nicht überdrehtem Zustand durch Herausziehen der Dübelhülse aus dem Bohrloch. Offensichtlich ist die zwischen Schraube und Hülse übertragbare Kraft auch in überdrehtem Zustand ausreichend groß, um Versagen infolge äußerer Reibung hervorzurufen. Dübel Typ 4 versagt in überdrehtem Zustand durch Herausziehen der Schraube aus der Hülse, da bei diesem Dübel der Formschluss zwischen Schraube und Hülse so stark geschädigt wird, dass die innere Reibung nicht ausreicht, um Versagen zwischen Hülse und Bohrloch hervorzurufen.

Mit dem Kunststoffdübel Typ 4 wurden weitere Ausziehversuche durchgeführt, mit dem Ziel, den Dübel um ein kontrolliertes Maß zu überdrehen. Die Ergebnisse sind in Bild 5.57 dargestellt.

Zu Beginn der Versuchsreihe wurden die Dübel mit dem Drehmomentschlüssel gesetzt. Bei der ersten Serie wurde die Schraube eingedreht, bis der Schraubenkopf gerade auf dem Anbauteil auflag. Bei der nächsten Serie sollte die Schraube nach Überschreiten des maximalen Drehmomentes um ca. 180° bzw. in der nächsten Serie um 360° weiter gedreht werden. Die Versuche mit 180° Überdrehung konnten durchgeführt werden. Bei den Versuchen mit 360° Überdrehung wurde die Schraube bei der Montage mit dem Drehmomentschlüssel abgedreht.

Mit dem Schrauber konnte in weiteren Versuchen ein Überdrehen ohne Abscheren der Schraube erreicht werden.

Zusätzliche Versuche wurden ohne Überdrehen der Schraube durchgeführt. In einer Serie wurden die Dübel, wie in der Praxis üblich, mit dem Schrauber gesetzt und in einer weiteren Serie erfolgte die Montage mit dem Drehmomentschlüssel mit einem definierten Vorspannmoment, das 70% des Versagemomentes beträgt.

In Bild 5.57 sind die bezogenen Herausziehlasten über der Drehwinkeldifferenz des mittleren Drehwinkels der jeweiligen Serie φ_m und des mittleren Drehwinkels $\varphi_{U,m}$ beim Überdrehmo-

ment T_U aufgetragen. Die Herausziehlasten sind auf den Mittelwert der Versuche bei Montage mit dem Schrauber bezogen.

Es ist zu sehen, dass die Herausziehlasten im Bereich vor Erreichen des Versagensmomentes mit zunehmender Drehwinkeldifferenz annähernd linear ansteigen. Bei den Versuchen, die ohne Vorspannung durchgeführt wurden (Anliegen des Schraubenkopfes), ist die Streuung der Versuchsergebnisse sehr groß. Die mittlere Herausziehlast ist jedoch nur ca. 10% kleiner als bei kontrollierter Vorspannung des Dübels mit dem Schrauber oder mit dem Drehmomentschlüssel. Zwischen dem Anliegen des Schraubenkopfes auf dem Anbauteil und dem maximalen Drehmoment liegen etwa zwei volle Umdrehungen der Schraube.

Die maximalen Lasten werden bei den Versuchen erreicht, die im Bereich des Versagensmomentes bei Montage mit dem Drehmomentschlüssel durchgeführt wurden. Dübel Typ 4 versagt bei diesen Versuchen in allen Fällen durch Stahlbruch. Offensichtlich ist das in den Kunststoff eingeschnittene Gewinde noch nicht geschädigt und die Schraube nicht vollständig überdreht. Es wird deutlich, dass bei Montage mit dem Drehmomentschlüssel durch die geringere Erwärmung der Dübelhülse größere Spreizkräfte entstehen können als bei Montage mit dem Schrauber. Dies wurde auch in den Spaltkraftmessungen gezeigt (vgl. Bild 5.16). Weiterhin zeigen die Versuche, dass die mittleren Herausziehlasten in nicht überdrehtem Zustand durch die Montageart um bis zu 20% beeinflusst werden können.

Die Drehwinkeldifferenz zwischen maximalem Drehmoment und überdrehtem Zustand, der nur mit dem Schrauber erreicht werden konnte, beträgt bei Dübel Typ 4 fast drei weitere Schraubenumdrehungen.

Infolge des Überdrehens der Schraube fallen die Herausziehlasten um annähernd 25% gegenüber dem Maximalwert bei Montage mit dem Schrauber ab. Der Dübeltyp versagt in überdrehtem Zustand durch Herausziehen der Schraube aus der Dübelhülse, während er bei den Versuchen vor Erreichen des Versagensmomentes durch Herausziehen der Dübelhülse aus dem Bohrloch und bei den Versuchen im Bereich des Versagensmomentes durch Stahlbruch versagt.

Die Tatsache, dass das Überdrehen der Schraube nur mit dem Schrauber erreicht werden konnte, zeigt, dass die Erwärmung des Kunststoffes bei der Montage einen entscheidenden Einfluss hat. Bei der langsameren Montage mit dem Drehmomentschlüssel wird die Dübelhülse weniger erwärmt als bei Montage mit dem Schrauber. Der Kunststoff ist steifer, was eine größere Spreizkraft und eine größere Reibkraft zwischen Schraube und Hülse bewirkt. Das erforderliche Überdrehmoment ist größer als bei Montage mit dem Schrauber und die Schraube wird deshalb abgedreht.

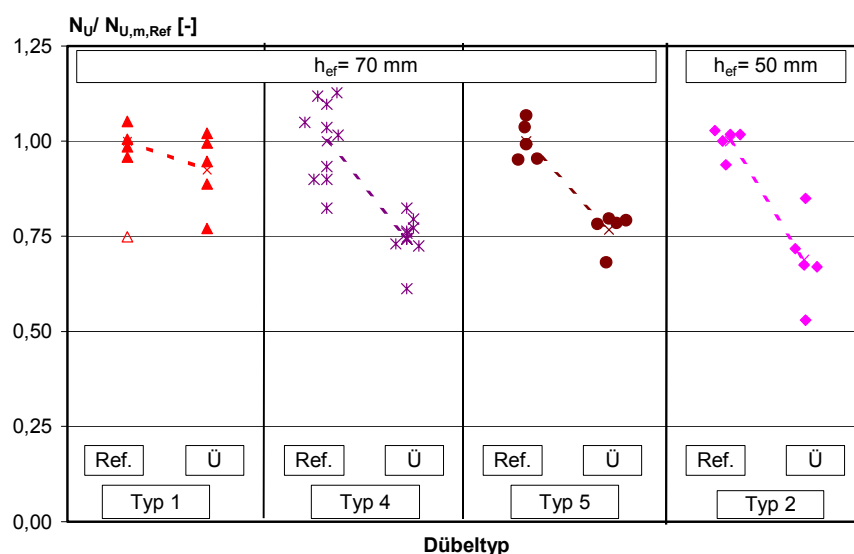


Bild 5.56 Einfluss des Überdrehens der Schraube bei der Montage auf die bezogenen Herausziehlasten von Schraubdübeln in ungerissenem Beton (Durchmesser 10 mm), Konditionierung luftfeucht, Temperatur 20°C, Montage mit dem Schrauber, Daten aus *Pregartner/Elgehausen (2002/9)*.

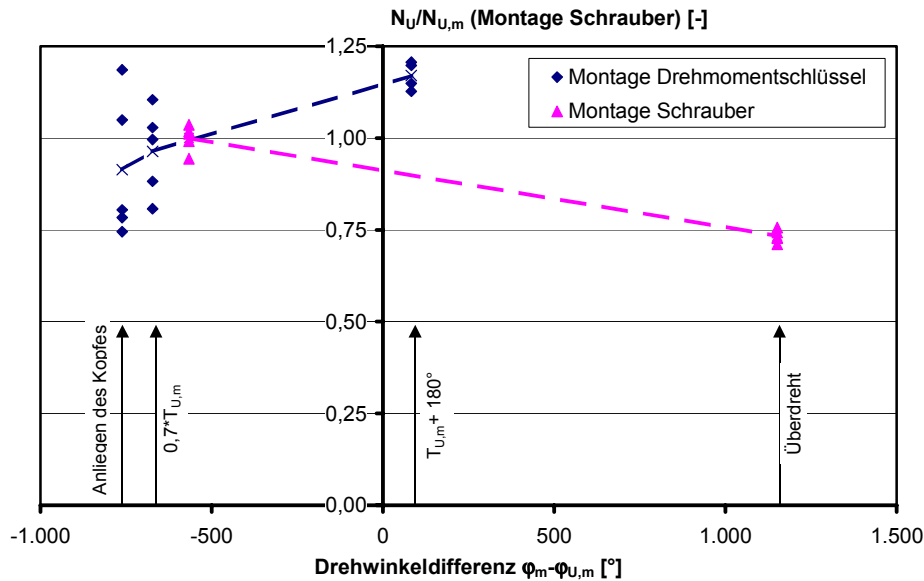


Bild 5.57 Einfluss des Überdrehens der Schraube (Abhängigkeit vom Drehwinkel) bei der Montage auf die bezogenen Herausziehlasten des Dübels Typ 4 ($d = 10$ mm) im ungerissem Beton, Konditionierung luftfeucht, Temperatur 20°C , Montage mit dem Schrauber und dem Drehmomentschlüssel, Daten aus *Pregartner/Eligehausen (2002/4)*.

Bild 5.58 zeigt gemittelte Last-Verschiebungskurven des Dübels Typ 5 (Bild links) und des Dübels Typ 4 (Bild rechts) im überdrehten und nicht überdrehten Zustand. Dübel Typ 5 versagt in beiden Fällen durch Herausziehen der Dübelhülse aus dem Bohrloch. Die Last-Verschiebungskurven haben in beiden Zuständen im Lastanstieg etwa die gleiche Steigung. Im überdrehten Zustand ergibt sich jedoch eine geringere mittlere Herausziehlast als im nicht überdrehten Zustand. Dies deutet darauf hin, dass die Spreizkraft bei Belastung des Dübels durch das Überdrehen geringer ist, da der Kunststoff im Bereich der Gewindeflanken geschädigt ist.

Dübel Typ 4 weist im überdrehten Zustand eine andere Versagensart als im nicht überdrehten Zustand auf. Nach Überdrehen der Schraube versagt der Dübel zwischen Schraube und Kunststoff und nicht zwischen Kunststoff und Beton. Der Unterschied ist deutlich in der Last-Verschiebungskurve zu erkennen. Im überdrehten Zustand knickt die Last-Verschiebungskurve bei einer geringeren Last als im nicht überdrehten Zustand ab, da die Lastübertragung zwischen Schraube und Hülse durch die Schädigung des Kunststoffes stark gestört ist. Die mittlere Herausziehlast und die Verschiebung bei Erreichen der Maximallast ist im überdrehten Zustand deutlich kleiner als im nicht überdrehten Zustand.

Der Einfluss des Überdrehens auf die Tragfähigkeit von Dübeln mit einem Durchmesser von 14 mm ist in dieser Arbeit nicht dargestellt, da bei den untersuchten Dübeln mit dem verwendeten Dübelschrauber kein Überdrehen erreicht werden konnte. Das Problem hat daher bei den untersuchten Dübeltypen keine praktische Relevanz.

Insgesamt ist festzustellen, dass das Überdrehen der Schraube bei Kunststoffdübeln in Beton nur schwer erreicht werden kann. In Abschnitt 5.1 wird gezeigt, dass der Quotient aus Durchdrehmoment und Eindrehmoment bei allen untersuchten Dübeltypen ausreichend groß ist (mindestens Faktor 2,0, vgl. Bild 5.8). Weiterhin ist der Absolutwert des nötigen Überdrehmomentes groß genug, so dass auch mit einem starken Dübelschrauber und schneller Eindrehgeschwindigkeit das Anliegen des Schraubenkopfes deutlich erkannt werden kann. Es ist daher davon auszugehen, dass ein Überdrehen der Dübelschraube in Beton bei den bisherigen Dübelkonstruktionen in der Regel in der Praxis nicht erreicht wird.

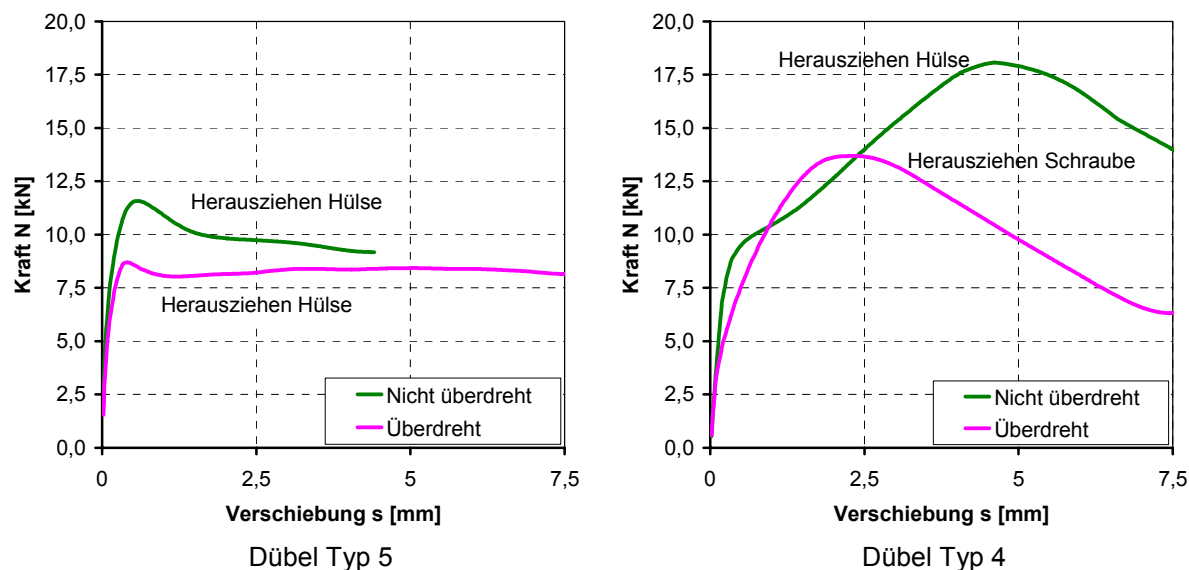


Bild 5.58 Einfluss des Überdrehens der Dübelschraube bei der Montage auf die mittleren Last-Verschiebungskurven des Dübels Typ 4 und Typ 5 ($d = 10$ mm) im ungerissemem Beton, Konditionierung luftfeucht, Temperatur 20°C , Montage mit dem Schrauber.

5.7 Tragfähigkeit von Dübelgruppen bei zentrischer Zugbelastung (Kurzzeit-Versuche)

Kunststoffdübel versagen als Einzeldübel in der Fläche bei zentrischer Zugbelastung in der Regel durch Herausziehen der Dübelhülse aus dem Bohrloch. Dabei wird der umliegende Beton nicht beschädigt. Die Spreizkraft von Schraubdübeln kann jedoch eine beachtliche Größe erreichen, so dass bei Dübelgruppen die Zugtragfähigkeit des Betons in ungerissemem Beton maßgebend werden kann.

Deshalb wurde in Versuchen mit quadratischen Dübelgruppen mit vier Dübeln untersucht, ob Kunststoffdübel einen Betonausbruch verursachen können. Für die Versuche wurden die Dübel Typ 4 ($d = 10$ mm) und Typ 5 ($d = 14$ mm) (beide $h_{ef} = 70$ mm) gewählt, die große Herausziehlasten im ungerissemem Beton aufweisen. Bei den Versuchen wurde der Achsabstand der 4er-Gruppen variiert. Zwei Tastversuche wurden mit Dübelpaaren in der Fläche durchgeführt.

Zusätzliche Versuche mit Dübelgruppen am Rand und in der Ecke sollten zur Herleitung eines Bemessungsmodells für Kunststoffdübel bei zentrischer Zugbelastung dienen.

Die Versuchsergebnisse wurden dem Bericht *Pregartner/Eligehausen (2002/13)* entnommen und in Anhang C 12 zusammengefasst.

5.7.1 Versuchsdurchführung

Die Dübelhülsen der Versuche mit Dübelgruppen waren luftfeucht konditioniert. Die Konditionierung wurde nach DIN ISO 1110 durchgeführt. Die Umgebungstemperatur betrug etwa 20°C .

Die Versuche wurden in niederfestem Beton, der nach *ETAG (1997)* hergestellt wurde, durchgeführt. Die montagebewehrten Betonplatten für die Ausziehversuche in der Fläche sind in Bild 5.36 dargestellt. Die Kantenlänge a und b der Platte betrug für die Versuche in der Fläche 163 cm und die Höhe h der Platte 16 cm. Für die Versuche mit Randeinfluss wurden Platten mit einer Dicke von 12 cm und einer Kantenlänge von 128 cm gewählt. Die Festigkeit der verwendeten Betonkörper wurde an Betonwürfeln mit einer Kantenlänge von 150 mm oder 200 mm bestimmt. Die Würfeldruckfestigkeit muss nach *ETAG (1997)* bei Würfeln mit $a = 150$ mm zwischen 25 N/mm² und 35 N/mm² betragen. Die Umrechnung der Druckfestigkeiten, die an Würfeln mit einer Kantenlänge von 150 mm gemessen wurden, in die Würfeldruckfestigkeit an Würfeln mit einer Kantenlänge von 200 mm erfolgte nach Glei-

chung (5.1). Details zur Betonzusammensetzung können Abschnitt 5.4.1 entnommen werden. Die Herstellung und Nachbehandlung der Betonplatten ist in Abschnitt 5.6.1 beschrieben.

Die Bohrlöcher wurden wie in Abschnitt 5.6.1 beschrieben mit Hilfe einer Bohrschablone erstellt und die Schraubdübel in Durchsteckmontage gesetzt. Der Achsabstand s_1 der Dübelgruppen wurde zwischen 50 mm und 120 mm variiert. Die Dübel wurden mit Hauptspannrichtung zur Mitte der Gruppe montiert.

Bild 5.59 zeigt Fotos der Ausziehvorrichtung, die für die zentrischen Ausziehversuche im ungerissenen Beton in der Fläche verwendet wurde. Eine zentrale Ring-Kraftmessdose (Messbereich bis 200 kN) auf dem hydraulischen Zylinder maß die Traglast der gesamten Gruppe. Zusätzlich wurden an jedem Dübel Zug-Kraftmessdosen (Messbereich bis 20 kN) gelenkig angebracht, die die Belastung jedes einzelnen Dübels maßen. Jeder Dübel wurde in Durchsteckmontage durch ein einzelnes Anbauteil gesetzt (Anbauteile wie in Abschnitt 5.6.1). Die Anbauteile wurden über Schrauben fest mit den Zugstangen der Zug-Kraftmessdosen verbunden. Die Zugstangen der Kraftmessdosen wurde dann durch die Ankerplatte gesteckt und nach Ausrichtung mit Muttern und Kalotten mit der Ankerplatte verbunden. Auf der Ankerplatte war ein Gelenkkopf mit Gabel angeschraubt. Der Gelenkkopf wurde über eine Zugstange und eine Kalotte mit dem hydraulischen Hohlkolben verbunden. Die Dübelverschiebung wurde mit vier symmetrisch zur Dübelgruppe angeordneten Wegaufnehmern gemessen. Die Wegaufnehmer waren direkt auf dem Anbauteil jedes Dübels befestigt (Abstand der Tastspitze vom Dübel etwa 150 mm).

Die Laststeigerung erfolgte hydraulisch über ein Ventil, das eine konstante Ölmenge pro Zeiteinheit förderte. Die Versuche wurden daher etwa weggeregelt durchgeführt. Die Belastungsgeschwindigkeit wurde so gewählt, dass die Maximallast ca. 1 bis 3 Minuten nach Versuchsbeginn erreicht war. Die Dübel wurden ca. 5 bis 15 Minuten nach dem Setzen bis zum Versagen belastet.

Die Versuche in der Fläche wurden mit einem dreibeinigen Abstützbock nach Bild 5.59 durchgeführt. Der Abstand zwischen Abstützung und Dübel betrug mindestens das zweifache der Verankerungstiefe. Der Abstützradius des Dreibeins beträgt 200 mm.

Bei Versuchen am Rand und in der Ecke wurden zur Abstützung zwei Stahlträger aus U-Profilen verwendet. Der Abstand zwischen Träger und Dübel betrug in der Regel das Zweifache der Verankerungstiefe. Auf die Stahlträger wurden Betonwürfel aufgelegt. Der Kolben war auf einem quer zu den Abstützungen angeordneten Stahlträger befestigt.

Der Querträger wurde bei den Eckversuchen über Spannschrauben auf den Spannboden abgespannt. Zusätzlich wurde die Betonplatte mit Spannschrauben in der Nähe der Abstützträger mit dem Spannboden verbunden. Bei Versuchen am Rand wurde der Querträger nicht abgespannt. Die Lastübertragung zwischen Dübel und Kolben erfolgte wie bei den Versuchen in der Fläche. Ein Foto der Abstützung bei den Eckversuchen ist in Bild 5.60 dargestellt.

Die Maximallasten der Versuche, bei denen Versagen durch Betonausbruch auftrat, wurden zum Vergleich mit dem CC-Verfahren mit Gleichung (5.2) auf eine Würfeldruckfestigkeit $\beta_{W,200} = 25 \text{ N/mm}^2$ umgerechnet (ETAG (1997)). Die Würfeldruckfestigkeit an Betonwürfeln mit einer Kantenlänge von 200 mm wurde in Anlehnung an *Eligehausen/Mallée (2000)* als Referenz gewählt. Traten Versagen durch Herausziehen auf, so wurden die Ergebnisse nicht korrigiert.

$$\beta_{W,200} = \beta_{W,150} \cdot 0,95 \quad (5.1)$$

$$N_{U,25} = N_U \cdot \sqrt{\frac{25}{\beta_{W,200}}} \quad (5.2)$$

mit $\beta_{W,200}$: Würfeldruckfestigkeit gemessen an Würfeln mit einer Kantenlänge von 200 mm [N/mm²]
 $\beta_{W,150}$: Würfeldruckfestigkeit gemessen an Würfeln mit einer Kantenlänge von 150 mm [N/mm²]
 $N_{U,25}$: auf $\beta_{W,200} = 25$ N/mm² umgerechnete Maximallast
 N_U : Verschiebung zum Zeitpunkt t_i [mm]

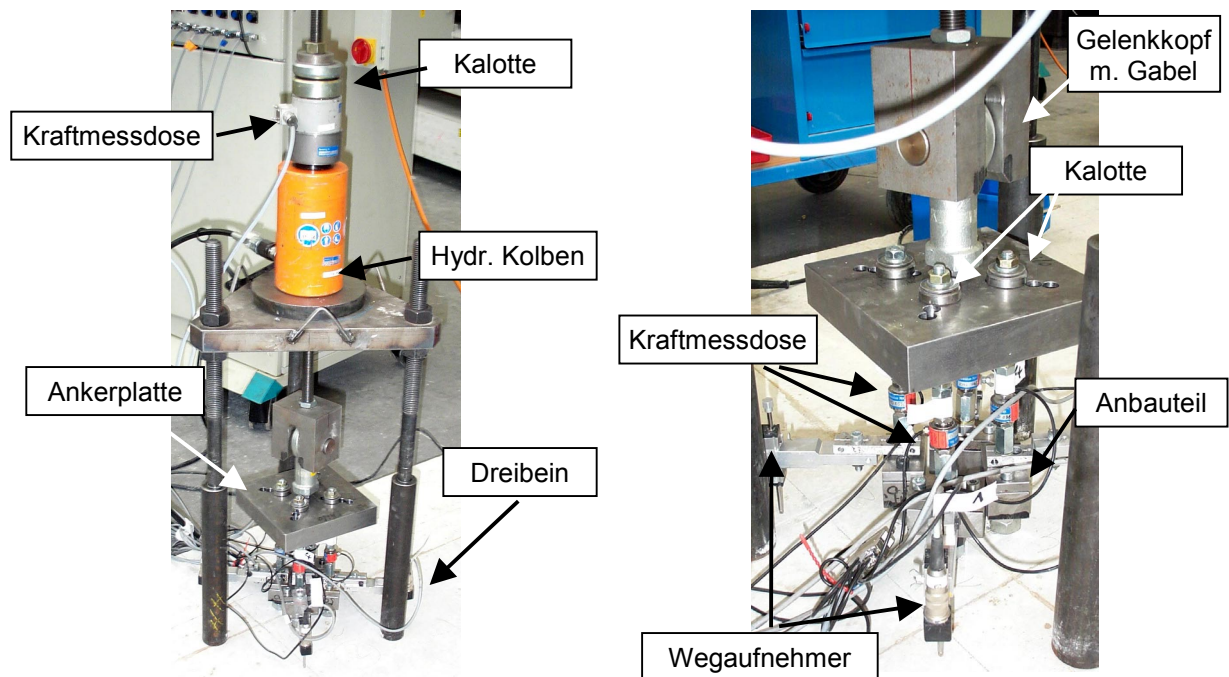


Bild 5.59 Belastungseinrichtung für zentrische Ausziehversuche mit Dübelgruppen in der Fläche im ungerissenen Beton.

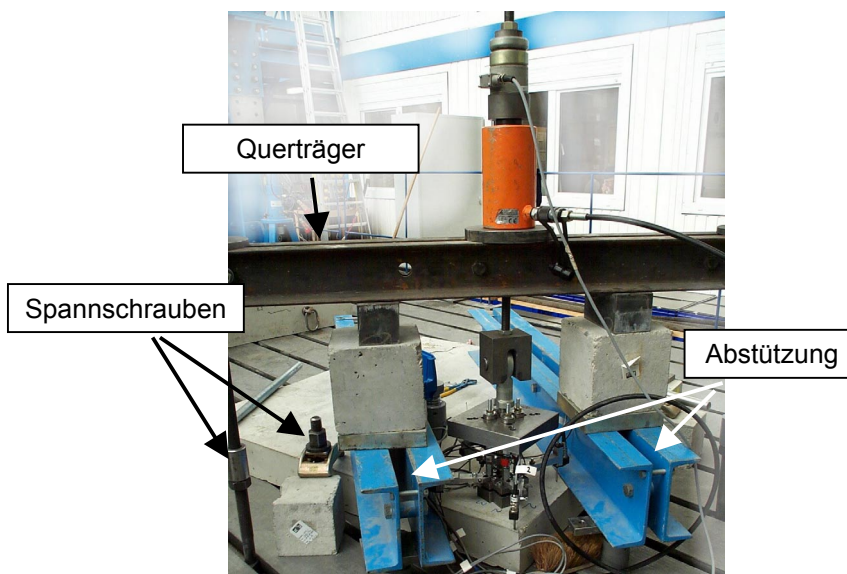


Bild 5.60 Belastungseinrichtung für zentrische Ausziehversuche mit Dübelgruppen in der Ecke im ungerissenen Beton.

5.7.2 Versuche in der Fläche

In Bild 5.61 ist die Last-Verschiebungskurve einer quadratischen 4er-Gruppe in der Fläche ($s_1=70$ mm) beispielhaft für Dübel Typ 4 dargestellt.

Das Bild links zeigt die Last-Verschiebungskurve des Gesamtsystems und die Last-Verschiebungskurven der Einzeldübel. Rechts ist die Last des Gesamtsystems und der Einzeldübel über der Versuchszeit aufgetragen.

Es ist zu erkennen, dass die Gesamtlast sehr gleichmäßig auf die einzelnen Dübel verteilt wird. Ein Vergleich der Last-Verschiebungskurve der 4er-Gruppe mit der Kurve des Einzeldübel (Bild 5.40) zeigt, dass die Charakteristik der Last-Verschiebungskurve einer Gruppe der eines Einzeldübel sehr ähnlich ist. Weiterhin wird deutlich, dass die Höchstlasten der einzelnen Dübel in der Gruppe deutlich kleiner sind als die mittlere Herausziehlast eines Einzeldübel. Der Mittelwert der Einzellasten der Gruppe beträgt 14,5 kN, während die mittlere Herausziehlast des Dübel Typ 4 18,9 kN beträgt. Die 4er-Gruppe versagt bei einem Achsabstand von 70 mm durch Betonausbruch.

Bild 5.62 zeigt Fotos der Betonplatten nach dem Versuch mit Dübel Typ 4. Im linken Bild ist der Ausbruchkegel eines Versuchs mit einem Achsabstand von 50 mm dargestellt. Die Bohrlöcher der Einzeldübel sind gut zu erkennen, da die Dübel den Beton nicht entlang der gesamten Verankerungslänge aktivieren können. Im rechten Bild ist die Betonplatte nach einem Versuch mit einem Achsabstand der Dübel von 120 mm dargestellt. Die Dübel versagten bei diesem Achsabstand durch Herausziehen der Hülsen aus dem Bohrloch ohne sichtbare Schädigung des Betons.

Aus den Bildern geht hervor, dass Kunststoffdübel in einer Dübelgruppe mit kleinem Achsabstand einen Betonausbruch erzeugen können. Ab einem gewissen Achsabstand reicht die Spreizkraft der Dübel nicht mehr aus, um den Beton zu aktivieren. Dann versagen die Dübel, wie Einzeldübel, durch Herausziehen der Hülsen aus dem Bohrloch. Dieser Achsabstand wird als charakteristischer Achsabstand bezeichnet. Der charakteristische Achsabstand hängt von der Betonfestigkeit, der Spreizkraft und der Spreizkraftverteilung entlang der Dübelachse des verwendeten Dübeltyps ab, da durch die Spreizkraft bestimmt wird, welche Tiefe der Kunststoffdübel im Beton für einen Ausbruch aktivieren kann.

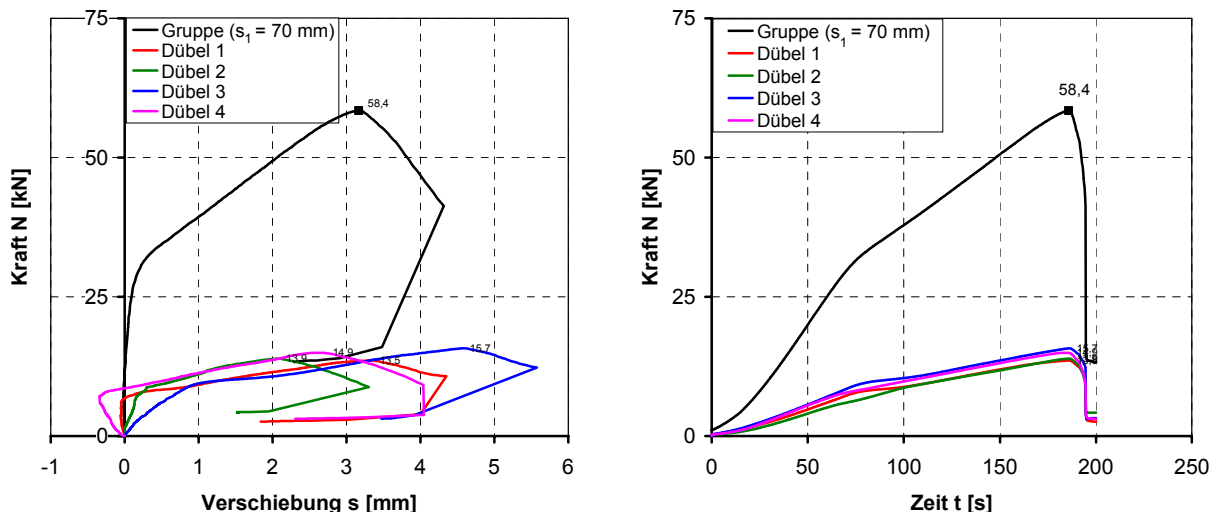


Bild 5.61 Last-Verschiebungskurve und Last-Zeitkurve einer Dübelgruppe ($n=4$, $s_1=70$ mm) mit Dübel Typ 4 ($d=10$ mm, $h_{ef}=70$ mm) in der Fläche.

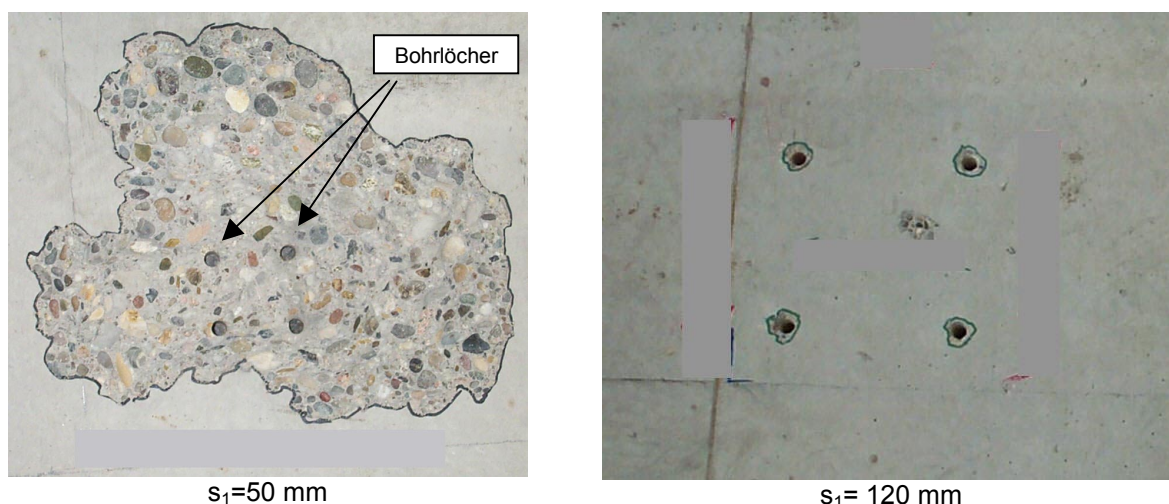


Bild 5.62 Fotos von Versagensbildern von Dübelgruppen mit 4 Dübeln Typ 4 ($s_1 = 50$ mm und $s_1 = 120$ mm) im ungerissenen Beton in der Fläche.

Kopfbolzen versagen als Einzeldübel und in der Gruppe in der Regel durch Betonausbruch, wobei der Betonausbruchkörper von den Köpfen ausgeht. Die Neigung der Mantelfläche des Betonausbruchkegels gegenüber der Betonoberfläche beträgt im Mittel etwa 35° . Es ergibt sich ein Betonausbruchkörper des Einzeldübels mit einem Durchmesser, der etwa das Dreifache der Verankerungstiefe beträgt. Daraus folgt, dass bei Dübelgruppen der Achsabstand ebenfalls $3 \cdot h_{ef}$ betragen muss, um keine Überschneidung der Betonausbruchkegel zu erhalten. Dieser Achsabstand wird als charakteristischer Achsabstand $s_{cr,N}$ bezeichnet, da die Tragfähigkeit einer durch eine zentrische Zugkraft beanspruchten Gruppe mit n Dübeln bei diesem Abstand etwa das n -fache der Einzeltragfähigkeit beträgt.

Bei geringeren Achsabständen ist die Tragfähigkeit in Abhängigkeit des Achsabstandes kleiner als das n -fache der Einzeltragfähigkeit. Die Betonausbruchlast einer Dübelgruppe wird für Kopfbolzen und Metaldübel nach Gleichung (5.3) berechnet. In dieser Formel wird durch das Verhältnis der projizierten Fläche der Dübelgruppe $A_{c,N}$ zur projizierten Fläche des Einzeldübels $A_{c,N}^0$ berücksichtigt, dass sich die Ausbruchkegel bei kleinen Achsabständen überschneiden. Der Abminderungsfaktor $\psi_{s,N}$ berücksichtigt, dass der Ausbruchkegel am Rand nicht rotationssymmetrisch ist (Eligehausen/Mallée (2000)).

Die Einzeltragfähigkeit eines Kopfbolzens $N_{U,c}^0$ in Beton wird nach Gleichung (5.4) berechnet.

Kunststoffdübel versagen als Einzeldübel im Allgemeinen durch Herausziehen der Dübelhülse aus dem Bohrloch, da die Spreizkraft von Kunststoffdübeln nicht ausreicht, um einen Betonausbruch zu erzeugen. Erst bei ausreichend kleinem Achsabstand in einer Befestigungsgruppe ist die Herausziehllast der Gruppe größer als die Betontragfähigkeit.

In Anlehnung an das CC-Verfahren für Verbunddübel (Lehr (2003)) kann die Maximallast einer Dübelgruppe aus Kunststoffdübeln durch Gleichung (5.7) berechnet werden. Die Gleichung berücksichtigt anstelle der Betonausbruchlast eines Kopfbolzens $N_{U,c}^0$ die Herausziehllast eines Kunststoffdübels $N_{U,p}^0$ im ungerissenen Beton. Der Ausgangswert $N_{U,p}^0$ muss aus Versuchen bestimmt werden. Allerdings hängt der charakteristische Achsabstand $s_{cr,N}$ von der Spreizkraft des Kunststoffdübels und von der Betonfestigkeit ab. Der charakteristische Achsabstand wird mit abnehmender Spreizkraft und zunehmender Betonfestigkeit kleiner. Er muss deshalb an die Versuchsergebnisse als Vielfaches der Verankerungstiefe h_{ef} angepasst werden.

Eine weitere Möglichkeit, das CC-Verfahren an die Berechnung der Bruchlast von Kunststoffdübeln in ungerissenem Beton anzupassen, besteht darin, die Herausziehllast des Einzeldübels $N_{U,p}^0$ mit der Betonausbruchlast des Kopfbolzens (Gleichung (5.4)) gleichzusetzen und daraus eine korrigierte Verankerungstiefe h_{ef}' zu berechnen. Die Formel zur Berechnung von h_{ef}' ist in Gleichung (5.10) angegeben. In diesem Fall kann als charakteristischer Achsabstand $s_{cr,N} = 3 \cdot h_{ef}'$ verwendet werden. Die gesamte Formel zur Berechnung der Bruchlast ist in Gleichung (5.8) und (5.9) dargestellt.

Betonausbruchlast von Befestigungen mit Kopfbolzen:

$$N_{U,c} = N_{U,c}^0 \cdot \frac{A_{c,N}}{A_{c,N}^0} \cdot \psi_{s,N} \quad (5.3)$$

$$N_{U,c}^0 = 15,5 \cdot \sqrt{\beta_{W,200}} \cdot h_{ef}^{1,5} \quad (5.4)$$

$$A_{c,N}^0 = s_{cr,N}^2 \quad (5.5)$$

$$\psi_{s,N} = 0,7 + 0,3 \cdot \frac{c}{c_{cr,N}} \leq 1,0 \quad (5.6)$$

- mit $N_{U,c}$: Betonausbruchlast einer Dübelgruppe (Kopfbolzen) [N]
 $N_{U,c}^0$: Betonausbruchlast des Einzeldübel (Kopfbolzen) [N]
 $A_{c,N}$: Projizierte Fläche des Betonausbruchkörpers der Befestigung nach Bild 5.63 [mm²]
 $A_{c,N}^0$: Projizierte Fläche des Betonausbruchkörpers der Einzelbefestigung [mm²]
 $\psi_{s,N}$: Faktor zur Berücksichtigung des nicht rotationssymmetrischen Ausbruchkörpers am Rand [-]
 h_{ef} : Verankerungstiefe [mm]
 $\beta_{W,200}$: Würfeldruckfestigkeit (Kantenlänge 200 mm) [N/mm²]
 c : Randabstand in Lastrichtung [mm]
 $c_{cr,N}$: charakteristischer Randabstand zur Sicherstellung eines vollständigen Ausbruchkörpers [mm]
 $c_{cr,N} = 1,5 \cdot h_{ef}$
 $s_{cr,N}$: charakteristischer Achsabstand zur Sicherstellung eines vollständigen Ausbruchkörpers [mm]
 $s_{cr,N} = 3 \cdot h_{ef}$

Bruchlast von Befestigungen mit Kunststoffdübeln:

$$N_U = N_{U,p}^0 \cdot \frac{A_{c,N}}{A_{c,N}^0} \cdot \psi_{s,N} \quad (5.7)$$

$$N_U = N_U^0 \cdot \frac{A_{c,N}}{A_{c,N}^0} \cdot \psi_{s,N} \quad (5.8)$$

$$N_U^0 = 15,5 \cdot \sqrt{\beta_{W,200}} \cdot h_{ef}'^{1,5} \quad (5.9)$$

$$h_{ef}' = \left(\frac{N_{U,p}^0}{15,5 \cdot \sqrt{\beta_{W,200}}} \right)^{\frac{2}{3}} = \alpha \cdot h_{ef} \quad (5.10)$$

- mit N_U : Betonausbruch- bzw. Herausziehl last einer Dübelgruppe [N]
 $N_{U,p}^0$: Herausziehl last des Einzeldübel aus Versuchen ermittelt [N]
 N_U^0 : mit h_{ef}' berechnete Herausziehl last des Einzeldübel [N]
 $A_{c,N}$: Projizierte Fläche des Betonausbruchkörpers nach Bild 5.63 [mm²]
 $A_{c,N}^0$: nach Gleichung (5.5)
 $\psi_{s,N}$: nach Gleichung (5.6)
 h_{ef} : Verankerungstiefe [mm]
 h_{ef}' : korrigierte Verankerungstiefe [mm]
 $\beta_{W,200}$: Würfeldruckfestigkeit (Kantenlänge 200 mm) [N/mm²]
 $c_{cr,N}$: $c_{cr,N} = \omega \cdot h_{ef}$ beim Konzept nach Gleichung (5.7) [mm]
 $c_{cr,N} = 1,5 \cdot h_{ef}'$ beim Konzept nach Gleichung (5.8) [mm]
 $s_{cr,N}$: $s_{cr,N} = \omega \cdot h_{ef}$ beim Konzept nach Gleichung (5.7) [mm]
 $s_{cr,N} = 3 \cdot h_{ef}'$ beim Konzept nach Gleichung (5.8) [mm]

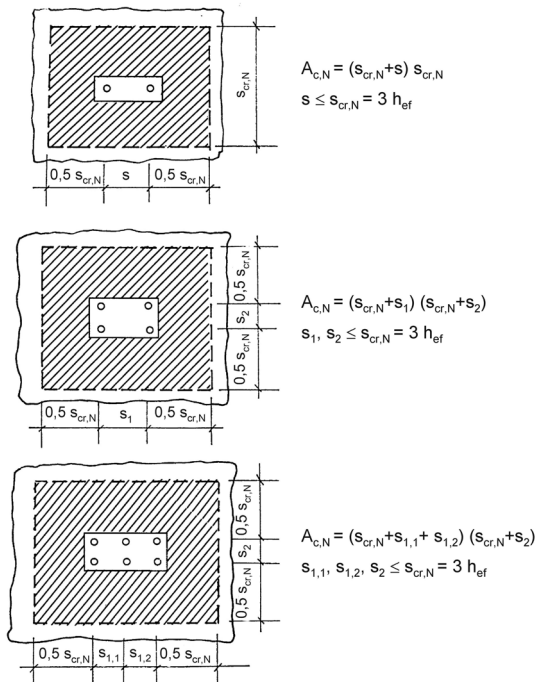


Bild 5.63 Projizierte Fläche $A_{c,N}$ von Metallspreizdübeln für verschiedene Verankerungen unter zentrischer Zugbelastung, aus *Eligehausen/Mallée (2000)*.

Die Ergebnisse der Versuche mit 4er-Gruppen in der Fläche sind in Bild 5.64 in Abhängigkeit des Achsabstandes s_1 dargestellt. Das Bild zeigt die Maximallasten der Versuche mit Dübel Typ 1, Dübel Typ 4 und Dübel Typ 5. Dübel Typ 1 hat eine Verankerungstiefe von 50 mm, während Typ 4 und Typ 5 eine Verankerungstiefe von 70 mm aufweisen. Die Versuche, bei denen Versagen durch Betonausbruch auftrat, sind mit ausgefüllten Symbolen gekennzeichnet, während die Versagensart Herausziehen mit nicht ausgefüllten Symbolen dargestellt ist. Zusätzlich ist für alle drei Dübeltypen das modifizierte CC-Verfahren nach Gleichung (5.8) unter Berücksichtigung der korrigierten Verankerungstiefe h_{ef}' nach Gleichung (5.10) dargestellt. Die Werte beim Achsabstand 0 mm entsprechen den Herausziehlasten eines Einzeldübeln in der Fläche.

Aus Bild 5.64 geht hervor, dass die Bruchlasten der Gruppen mit zunehmendem Achsabstand ansteigen. Bei kleinen Achsabständen versagen die Dübel in der 4er-Gruppe durch Betonausbruch. Die Höchstlasten der Gruppen mit Dübel Typ 5 sind im

Mittel größer als die Lasten der Gruppen mit Dübel Typ 4, obwohl beide Dübel die gleiche Verankerungstiefe aufweisen. Dies liegt an den unterschiedlichen Spreizkräften der Dübel und den daraus folgenden unterschiedlichen Herausziehlasten.

Die Maximallasten steigen bis zum Erreichen des charakteristischen Achsabstandes an. Bei Erreichen des charakteristischen Achsabstandes wechselt die Versagensart von Betonausbruch zu Herausziehen. Die Versagensart wechselt bei Dübel Typ 4 zwischen 100 mm und 120 mm Achsabstand, wobei bei 100 mm bereits bei zwei von vier Versuchen Herausziehen auftritt. Bei Dübel Typ 5 tritt Herausziehen erst bei einem Achsabstand von 120 mm auf. Mit Dübel Typ 1 wurden drei Versuche bei einem Achsabstand von $s_1 = 50$ mm durchgeführt. Dabei versagten zwei Gruppen mit Betonausbruch und eine Gruppe durch Herausziehen, so dass offensichtlich gerade beim charakteristischen Achsabstand geprüft wurde. Die Bruchlasten der geprüften 4er-Gruppen ist bei allen untersuchten Dübeltypen kleiner als die 4-fache Herausziehlaster des Einzeldübeln. Dies ist auf statistische Effekte zurückzuführen, da der schwächste Dübel die Maximallaster der Gruppe maßgeblich bestimmt. Weil mit gelenkigem Anschluss geprüft wurde, entlastet nach dem Versagen eines Dübeln aus Gleichgewichtsgründen auch der diagonale Dübel. Bei sprödem Versagen der Dübel können die verbleibenden Dübel der Gruppe die Last in der Regel nicht alleine aufnehmen und versagen ebenfalls. Bei duktilem Versagen der Dübel mit einer hohen Resttragfähigkeit kann die Last der 4er-Gruppe in der Regel noch etwas gesteigert werden bis die beiden verbleibenden Dübel ebenfalls versagen. Weitere Details zum Tragverhalten von Dübelgruppen und den Lastumlagerungen in Gruppen können *Mayer/Eligehausen (1983)* und *Mayer/Eligehausen (1984)* entnommen werden. Der Unterschied zwischen 4-facher mittlerer Herausziehlaster und dem Mittelwert der Versuche mit den Gruppen bei Versagensart Herausziehen beträgt bei Dübel Typ 4 und Dübel Typ 5 maximal 10%. Bei Dübel Typ 1 ist der Unterschied größer (17%). Hier liegen allerdings nur drei Versuche vor, von denen bei einem Versuch die Versagensart Betonausbruch beobachtet wurde.

Das modifizierte CC-Verfahren nach Gleichung (5.8) mit der Verankerungstiefe h_{ef}' liefert für die untersuchten Dübeltypen Ergebnisse, die auf der sicheren Seite liegen.

In Bild 5.65 sind die selben Versuchsergebnisse im Vergleich zur Bemessungsformel nach Gleichung (5.7) aufgetragen. Bei Anpassung des charakteristischen Achsabstandes an die Messwerte kann ebenfalls eine gute Übereinstimmung der Rechenwerte mit den Messwerten erzielt werden. Der charakteristische Achsabstand wird etwas kleiner als in Bild 5.64 ermittelt, während die Absolutwerte der Gruppentragfähigkeit etwa gleich groß sind. Der angepasste charakteristische Achsabstand liegt bei Dübel Typ 1 bei $1,2 \cdot h_{ef}$, bei Dübel Typ 4 bei $1,6 \cdot h_{ef}$ und bei Dübel Typ 5 bei $2,0 \cdot h_{ef}$.

Im Weiteren wird die Bemessungsformel mit der korrigierten Verankerungstiefe favorisiert, da die Anpassung automatisch durch Bestimmung von h_{ef}' erfolgt und keine Variation des charakteristischen Achsabstandes zur Anpassung durchgeführt werden muss.

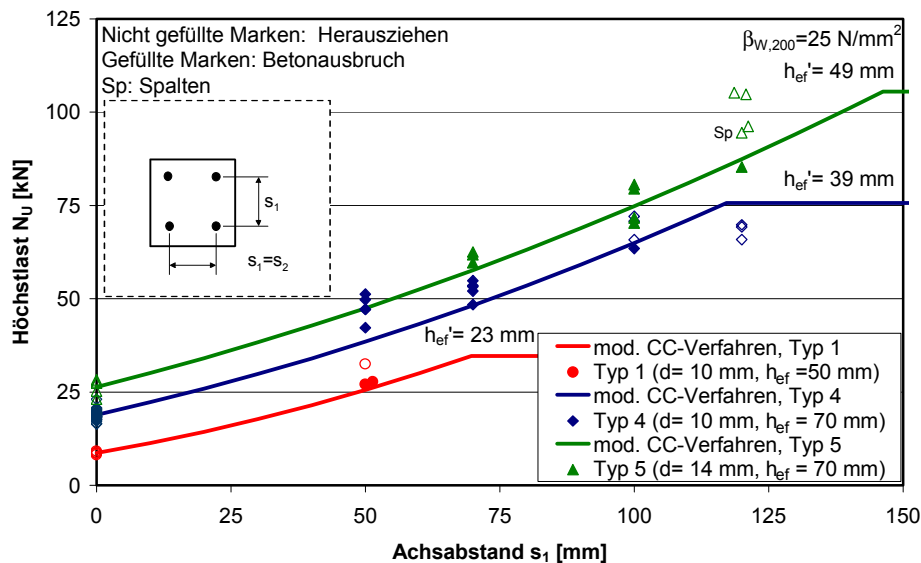


Bild 5.64 Höchstlast der Versuche mit quadratischen 4er-Gruppen ohne Randeinfluss in Abhängigkeit des Achsabstandes sowie Werte des modifizierten CC-Verfahrens nach Gleichung (5.8), Dübel Typ 4 ($d = 10 \text{ mm}$, $h_{ef} = 70 \text{ mm}$), Dübel Typ 5 ($d = 14 \text{ mm}$, $h_{ef} = 70 \text{ mm}$) und Dübel Typ 1 ($d = 10 \text{ mm}$, $h_{ef} = 50 \text{ mm}$), Konditionierung luftfeucht, $T = 20^\circ\text{C}$.

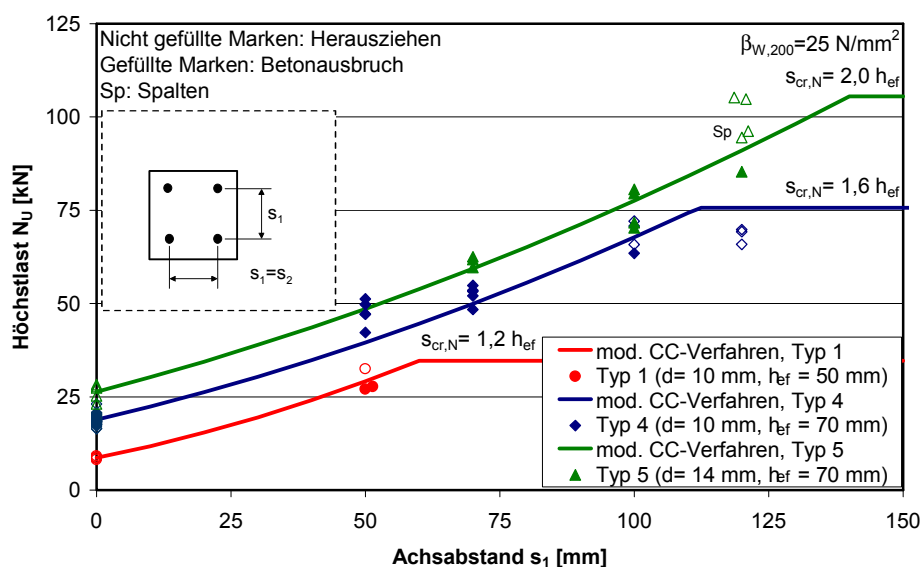


Bild 5.65 Höchstlast der Versuche mit quadratischen 4er-Gruppen ohne Randeinfluss in Abhängigkeit des Achsabstandes sowie Werte des modifizierten CC-Verfahrens nach Gleichung (5.7), Dübel Typ 4 ($d = 10 \text{ mm}$, $h_{ef} = 70 \text{ mm}$), Dübel Typ 5 ($d = 14 \text{ mm}$, $h_{ef} = 70 \text{ mm}$) und Dübel Typ 1 ($d = 10 \text{ mm}$, $h_{ef} = 50 \text{ mm}$), Konditionierung luftfeucht, $T = 20^\circ\text{C}$.

In Bild 5.66 sind die Höchstlasten von zwei Tastversuchen mit 2er-Gruppen in der Fläche mit Dübel Typ 4 dargestellt. Die Ergebnisse werden mit dem CC-Verfahren nach Gleichung (5.8) unter Verwendung der Verankerungstiefe h_{ef} verglichen.

Für die 2er-Gruppen liefert das Bemessungsmodell für einen Achsabstand $s_1 = 50$ mm Ergebnisse, die auf der sicheren Seite liegen. Allerdings versagen die beiden Dübelgruppen bereits bei einem Achsabstand von 50 mm durch Herausziehen und nicht durch Betonausbruch, wie es das Modell vorhersagt. Die Höchstlast der beiden Dübelpaare ist im Mittel 23% kleiner als die zweifache Herausziehlust eines Einzeldübel. Daher ergibt das Modell bei größeren Achsabständen Werte die stark auf der unsicheren Seite liegen, da bei größeren Abständen ebenfalls mit einem Versagen durch Herausziehen zu rechnen ist. Offenbar reicht die Spreizkraft des Dübel Typ 4 nicht aus, um in einer 2er-Gruppe den Beton zu aktivieren. In einer 4er-Gruppe ergibt sich bei Orientierung der Spreizhülse mit Hauptspreizrichtung zur Mitte der Gruppe ein sehr gleichmäßiger Spannungszustand und ein großes Betonvolumen in der Mitte der Gruppe, in dem sich die Druckspannungen durch die Spreizkraft der einzelnen Dübel überlagern. In der 2er-Gruppe ist das durch beide Dübel beeinflusste Volumen wesentlich geringer als in der 4er-Gruppe und der Beton deshalb kann nicht aktiviert werden. Es wäre interessant Versuche mit weiteren 4er-Gruppen durchzuführen, bei denen die Orientierung der Spreizhülse in der Gruppe variiert wird. Es wäre denkbar, dass bereits bei einer ungünstigeren Ausrichtung der Spreizhülse die Versagensart wechselt.

Die Ergebnisse zeigen, dass das vorgestellte Bemessungsmodell nach Gleichung (5.8) für die Versuche mit 4er-Gruppen zutreffende Werte liefert. Bei Anwendung des Modells auf Versuche mit 2er-Gruppen ergeben sich jedoch für Achsabstände zwischen 50 mm und 100 mm Werte, die auf der unsicheren Seite liegen. Grund hierfür ist, dass die Höchstlast des Dübelpaares bei Versagensart Herausziehen deutlich unterhalb der zweifachen Herausziehlust des Einzeldübel liegt. Hier ist noch weiterer Forschungsbedarf gegeben, um durch Versuche ein modifiziertes Bemessungsmodell zu erstellen und abzusichern.

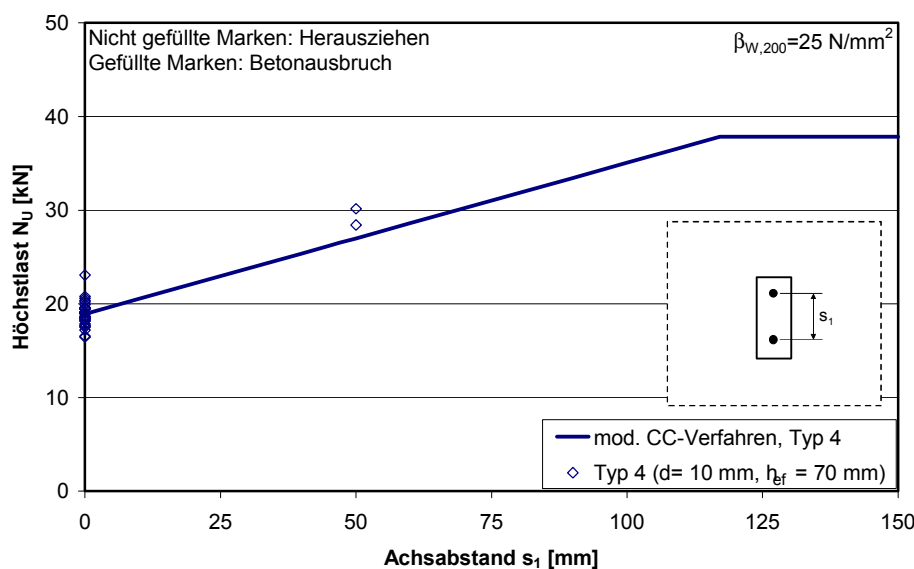


Bild 5.66 Höchstlast der Versuche mit quadratischen 2er-Gruppen ohne Randeinfluss in Abhängigkeit des Achsabstandes sowie Werte des modifizierten CC-Verfahrens nach Gleichung (5.8), Dübel Typ 4 ($d = 10$ mm, $h_{ef} = 70$ mm), Konditionierung luftfeucht, $T = 20^\circ\text{C}$.

5.7.3 Versuche mit Rand- oder ECKEINFLUSS

In Bild 5.67 sind die Last-Verschiebungskurve (links) und die Last-Zeitkurve (rechts) einer 4er-Gruppe mit Dübel Typ 4 in der Bauteilecke dargestellt. In der Last-Verschiebungskurve des Gesamtsystems ist bei einer Last von etwa 30 kN ein deutlicher Lastabfall zu erkennen. Nach diesem Lastabfall steigt die Last-Verschiebungskurve jedoch weiter an und weist bei einer Verschiebung von 1,9 mm ein weiteres Maximum auf. Untersucht man die Last-

Verschiebungs- und Last-Zeitkurven der einzelnen Dübel so erkennt man, dass die Lasten aller Dübel beim ersten Lastmaximum abfallen. Nach dem ersten Lastmaximum steigt nur die Last des Dübels 1 und des Dübels 3 weiter an, während die Last des Dübels 2 und des Dübels 4 annähernd konstant bleibt.

In Bild 5.68 sind Fotos von Versagensbildern der Rand- und Eckversuche dargestellt. Links ist das Foto des oben beschriebenen Versuchs abgebildet. Es ist ein Spaltriss durch die diagonalen Dübel 2 und Dübel 4 zu erkennen. Dieser Spaltriss entsteht bei Erreichen des ersten Lastmaximums. Dübel 2 und Dübel 4 zeigen daher im weiteren Verlauf der Kurve ein ähnliches Tragverhalten wie im gerissenen Beton (vgl. Abschnitt 6.2.2). Dübel 1 und Dübel 3 können nach Ausbildung des ersten Spaltrisses noch weiter Last aufnehmen. Der im Versagensbild erkennbare Ausbruchkegel wird durch Dübel 1 und Dübel 3 sekundär hervorgerufen.

In Bild 5.68 ist rechts das Versagensbild eines Versuchs mit Randeinfluss abgebildet. Auch hier sind Spaltrisse zu erkennen. Der Betonausbruchkegel bildet sich nicht vollständig aus.

Die Versuche zum Rand- bzw. Eckeinfluss wurden in Platten mit minimaler Dicke nach den bauaufsichtlichen Zulassungen durchgeführt ($h = 120 \text{ mm}$). Der Randabstand betrug in allen Versuchen 100 mm . Dieser Abstand wurde gewählt, da dies in etwa der charakteristische Randabstand für Metalldübel bei einer Verankerungstiefe von 70 mm ist ($1,5 \cdot h_{\text{ef}}$). Der charakteristische Randabstand entspricht dem halben charakteristischen Achsabstand. Die Versuche in der Fläche zeigen jedoch, dass der charakteristische Achsabstand bei Kunststoffdübeln deutlich kleiner ist als bei Metalldübeln ($3 \cdot h_{\text{ef}}$). Demnach wurden die Rand- und Eckversuche nach dem Verständnis des CC-Verfahrens nominell in der Fläche durchgeführt. Die Bruchlasten der Dübelgruppen sollten daher mit den Werten aus Bild 5.65 vergleichbar sein.

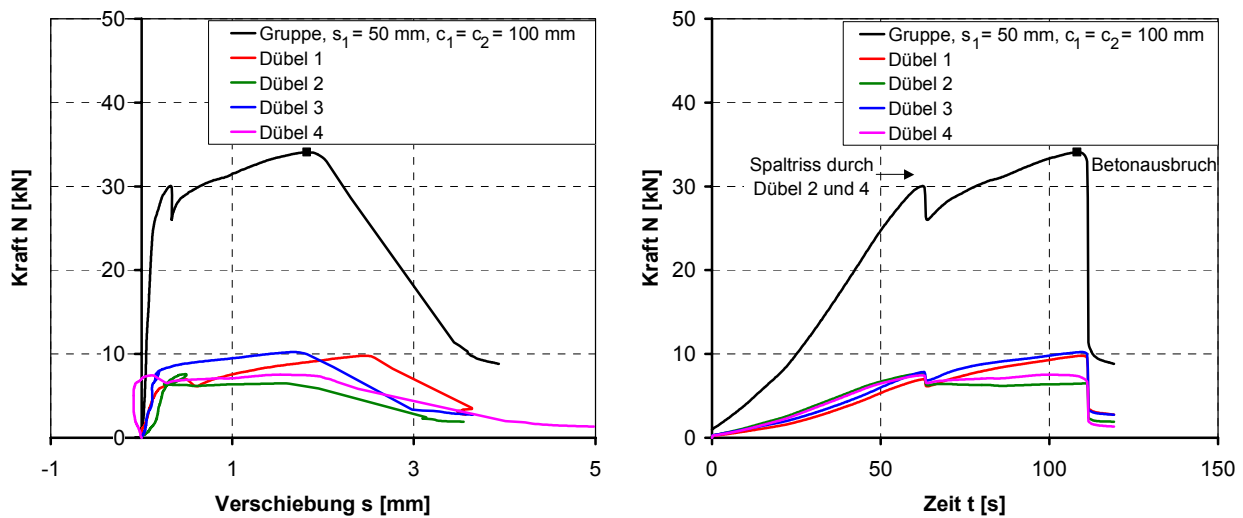


Bild 5.67 Last-Verschiebungskurve und Last-Zeitkurve einer Dübelgruppe ($n = 4$, $s_1 = 70 \text{ mm}$) mit Dübel Typ 4 ($d = 10 \text{ mm}$, $h_{\text{ef}} = 70 \text{ mm}$) in der Ecke ($c_1 = c_2 = 100 \text{ mm}$).

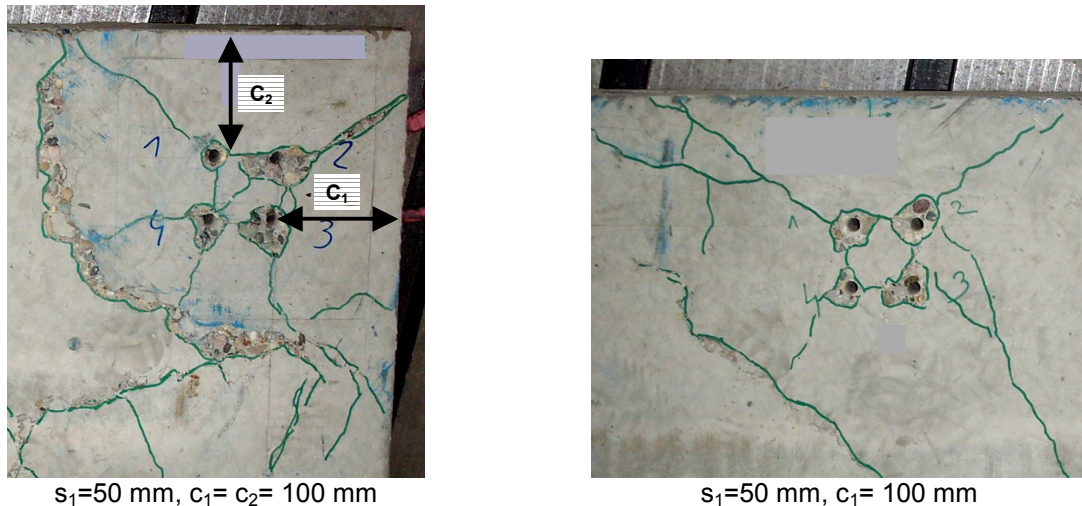


Bild 5.68 Fotos der Versagensbilder von Dübelgruppen mit 4 Dübeln in der Ecke ($s_1=50$ mm und $c_1=c_2=100$ mm) und am Rand ($s_1=50$ mm und $c_1=100$ mm).

In Bild 5.69 sind die Ergebnisse der Versuche mit 4er-Gruppen in der Ecke dargestellt. Die Versuche wurden mit Dübel Typ 4 ($d=10$ mm, $h_{ef}=70$ mm) durchgeführt. Die Randabstände c_1 und c_2 betragen 100 mm. Variiert wurde der Achsabstand s_1 . Zusätzlich ist die Abhängigkeit der Höchstlast vom Achsabstand nach dem modifizierten CC-Verfahren nach Gleichung (5.8) mit der Verankerungstiefe h_{ef}' eingetragen. Die Versuche beim Achsabstand 0 mm entsprechen den Ergebnissen des Einzeldübeln in der Fläche. Diese wurden ohne Randeinfluss und in der Regel in dickeren Platten durchgeführt. Ein Versagen durch Betonausbruch ist mit ausgefüllten Symbolen, ein Versagen durch Herausziehen mit nicht ausgefüllten Symbolen gekennzeichnet. Versuche, bei denen Spalten zu beobachten war, sind zusätzlich mit der Abkürzung „Sp“ versehen.

Es wird deutlich, dass bei fast allen Versuchen mit Dübelgruppen die Versagensart Spalten in Kombination mit Betonausbruch oder Herausziehen beobachtet wurde. Bei einem Achsabstand von 50 mm tritt Spalten bei drei von vier Versuchen in Kombination mit Betonausbruch auf. Bei einem Achsabstand von 100 mm versagen die Dübel primär durch Spalten. Die Höchstlasten der Versuche mit 4er-Gruppen liegen deutlich unterhalb der Kurve des Bemessungsmodells, obwohl nominell kein ECKEINFLUSS vorliegt. Der charakteristische Randabstand beträgt $1,5 \cdot h_{ef}'$ (64,5 mm). Die geringen Versagenslasten sind auf die Versagensart Spalten zurückzuführen. Offensichtlich ist die gewählte Plattendicke zu gering, um Spalten zu verhindern und Betonausbruch hervorzurufen.

Bild 5.70 zeigt die Höchstlasten der Versuche mit 4er-Gruppen am Rand. Der Randabstand beträgt 100 mm und liegt damit über dem charakteristischen Randabstand von $1,5 \cdot h_{ef}'$, so dass nominell kein Randeinfluss vorliegt. Es wurden Achsabstände von 50 mm und 100 mm untersucht. Die Dübelgruppen versagten in sechs von sieben Versuchen kombiniert mit Spaltrissen. Betonausbruch ohne Spaltrisse wurde nur bei einem Versuch beobachtet. Die Versagenslasten liegen deutlich unterhalb der Kurve des modifizierten Bemessungsmodells.

Die in diesem Abschnitt beschriebenen Versuche zeigen, dass bei Dübelgruppen am Rand und in der Ecke dünner Platten die Versagensart Spalten dazu führen kann, dass die in der Fläche gemessenen Höchstlasten deutlich unterschritten werden.

Abschließend bleibt festzustellen, dass zur Absicherung eines Bemessungsmodells für Kunststoffdübel unter zentrischer Zugbelastung weitere Versuche durchgeführt werden müssen. Durch Rand- und Eckversuche mit Dübelgruppen in dickeren Platten sollte das Bemessungsmodell für die Versagensart Betonausbruch abgesichert werden. Durch Versuche in dünnen Platten (z.B. $h=120$ mm) mit Einzeldübeln am Rand und in der Ecke sollte der charakteristische Randabstand bei Versagensart Spalten $c_{cr,Sp}$ ermittelt und ein Bemessungsmodell für Spalten erstellt werden.

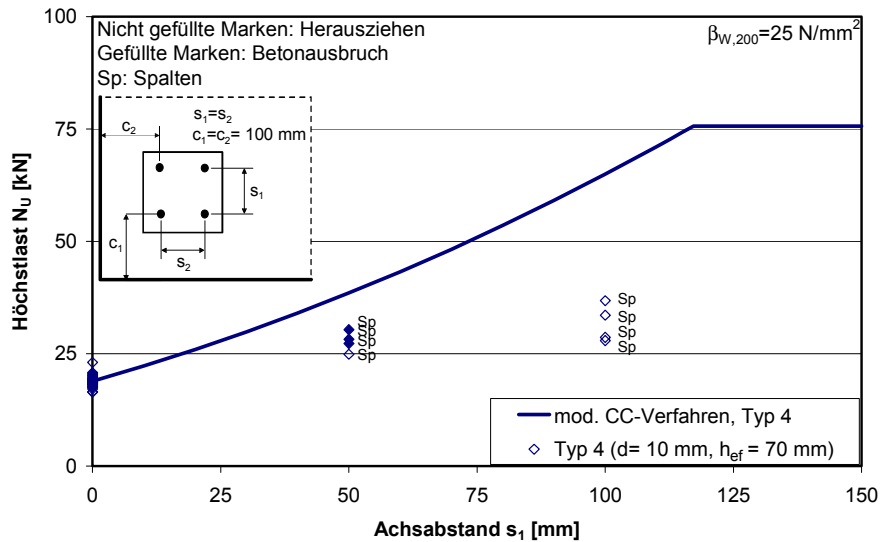


Bild 5.69 Höchstlast der Versuche mit quadratischen 4er-Gruppen in der Ecke ($c_1 = c_2 = 100 \text{ mm}$) in Abhängigkeit des Achsabstandes sowie Werte des modifizierten CC-Verfahrens nach Gleichung (5.8), Dübel Typ 4 ($d = 10 \text{ mm}$, $h_{ef} = 70 \text{ mm}$), Konditionierung luftfeucht, $T = 20^\circ\text{C}$.

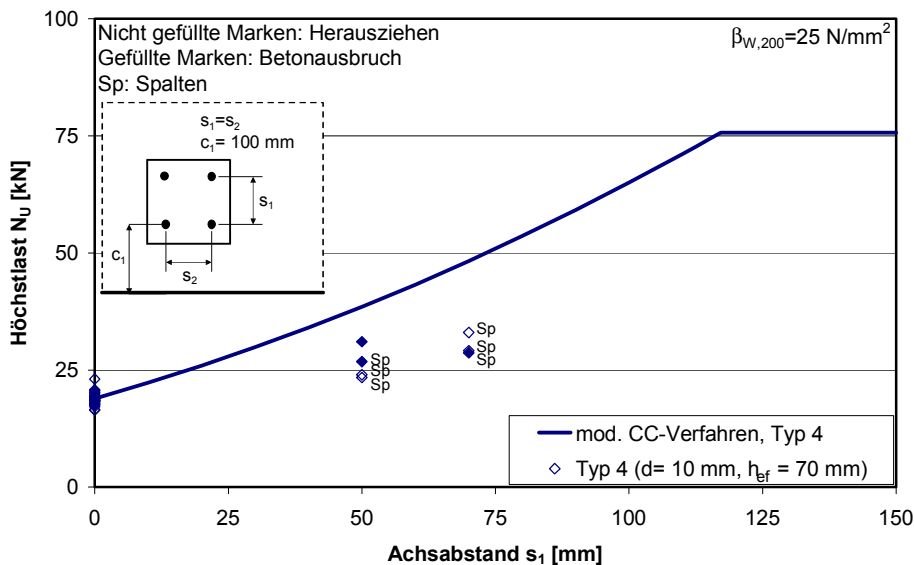


Bild 5.70 Höchstlast der Versuche mit quadratischen 4er-Gruppen am Rand ($c_1 = 100 \text{ mm}$) in Abhängigkeit des Achsabstandes sowie Werte des modifizierten CC-Verfahrens nach Gleichung (5.8), Dübel Typ 4 ($d = 10 \text{ mm}$, $h_{ef} = 70 \text{ mm}$), Konditionierung luftfeucht, $T = 20^\circ\text{C}$.

5.8 Tragfähigkeit von Einzeldübeln bei zentrischer Dauerlast

Zur Beurteilung der Tragfähigkeit von Kunststoffdübeln in ungerissem Beton werden im Rahmen von Zulassungsverfahren in der Regel Dauerstandversuche bei Umgebungstemperaturen von 20°C und 50°C durchgeführt. Die Dauerlast wird dabei größer als die zulässige Last nach den bauaufsichtlichen Zulassungen bzw. als der angestrebte Bemessungswert gewählt, sie ist aber wesentlich geringer als die mittlere Bruchlast der Dübel. Die Dübel versagen bei diesen Versuchen in der Regel nicht unter Dauerlast. Im Anschluss an die Dauerbelastung werden die Dübel im Kurzzeitversuch bis zum Versagen belastet.

Die mit Dauerlast gemessenen Verschiebungen $s(t)$ werden mit dem Findley-Ansatz nach Gleichung (3.1) angepasst und die Kriechkurven auf eine Lebensdauer der Befestigung von 50 Jahren extrapoliert. Ist die extrapolierte Dübelverschiebung kleiner als die Bruchverschie-

bung im Kurzzeitzugversuch, so wird davon ausgegangen, dass der Dübel die zulässige Last mit ausreichender Sicherheit 50 Jahre lang übertragen kann.

Bei diesem Ansatz wird vorausgesetzt, dass das Versagen bei Kriechversuchen (lastgesteuert) und bei Ausziehversuchen (weggesteuert) in etwa bei der gleichen Verschiebung auftritt. Dies bedeutet, dass der Dübel sowohl bei langdauernden Versuchen unter Dauerlast als auch bei kurzzeitigen Versuchen mit stetiger Verformungssteigerung versagt, sobald er eine bestimmte kritische Verschiebung $s_{U,cr}$ erreicht. Diese Annahme ist bisher nicht bewiesen.

Um zu klären, ob die bisher übliche Vorgehensweise bei der Auswertung von Kriechversuchen mit Kunststoffdübeln auf der sicheren Seite liegt, wurden Kriechversuche mit Dauerlasten nahe der mittleren Herausziehlast durchgeführt, so dass mit einem Versagen der Dübel innerhalb eines Zeitraums zwischen 1 h und 10.000 h zu rechnen war. Es wurden Versuche bei Temperaturen von 20°C und 50°C durchgeführt. Die Dauerlast betrug bei den Versuchen bei 20°C etwa 70% bis 85% der mittleren Herausziehlast im ungerissemem Beton. Bei den Versuchen bei 50°C wurde die Dauerlast etwa um den Faktor 0,8 geringer als bei den Versuchen bei 20°C gewählt.

Die Verschiebungen der Kriechversuche, bei denen der Bruch eingeleitet wurde, werden zur Festlegung eines Versagenskriteriums mit den Last-Verschiebungskurven von zentrischen Ausziehversuchen (Kurzzeitzugversuche) verglichen. Die Ausziehversuche zur Erfassung des Kurzzeitverhaltens wurden servo-hydraulisch durchgeführt, um die Verschiebungen im Nachbruchverhalten möglichst exakt zu messen.

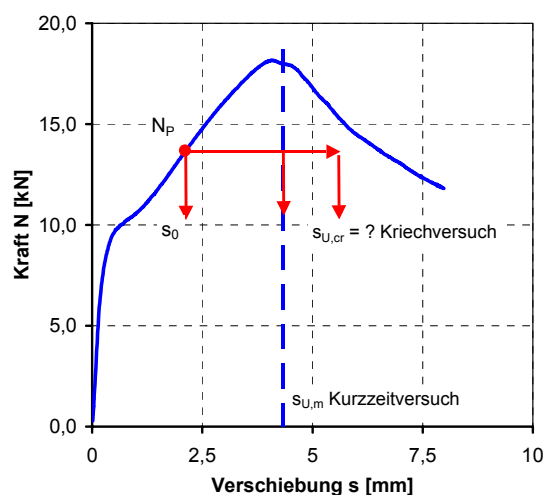


Bild 5.71 Vorgehensweise bei der Auswertung von Kriechversuchen mit Kunststoffdübeln in ungerissemem Beton.

In Bild 5.71 ist die Vorgehensweise zur Korrelation von Kriechversuchen mit Kurzzeitzugversuchen anhand der Last-Verschiebungskurve eines Kurzzeitversuchs schematisch dargestellt. Wird bei einem Kriechversuch eine Dauerlast N_p aufgebracht, so ergibt sich bei Belastung des Dübels die Spontanverschiebung s_0 , die der Verschiebung des Kurzzeitversuchs bei gleicher Last entspricht. Die Kriechverschiebung $s(t)$ des Dübels nimmt in Abhängigkeit von der Belastungszeit zu. In den Kriechversuchen mit hohen Dauerlasten soll geklärt werden, bei welcher kritischen Verschiebung $s_{U,cr}$ des Dübels sich das Versagen ankündigt und in welcher Beziehung diese Verschiebung zur Bruchverschiebung beim Kurzzeitzugversuch steht.

In weiteren Kriechversuchen bei niedrigen Dauerlasten wird der Einfluss der Belastungshöhe und der Temperatur auf den Kriechverlauf untersucht. Bei diesen Versuchen wurde die Belastung, wie bei Zulassungsverfahren üblich, als Vielfaches der zulässigen Last nach den bauaufsichtlichen Zulassungen des Deutschen Instituts für Bautechnik gewählt. Weitere Versuche wurden mit einem Dübeltyp mit überdrehter Schraube durchgeführt.

Die Ergebnisse der Kriechversuche sind in dem Forschungsbericht *Pregartner/Elgehausen (2002/11)* beschrieben.

5.8.1 Versuchsdurchführung der Kriechversuche

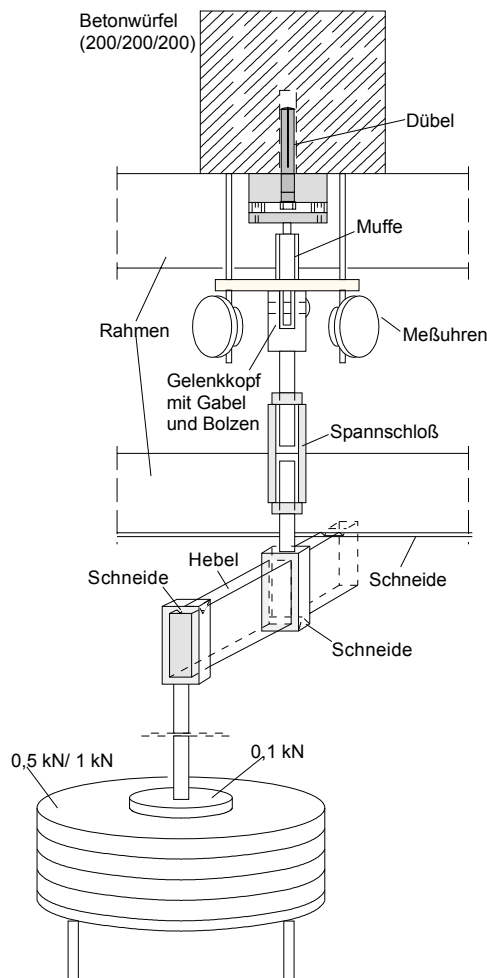
Die Kriechversuche wurden in Hebelanlagen in niederfesten Betonwürfeln; die nach *ETAG (1997)* hergestellt wurden, durchgeführt. Die Betonwürfel hatten eine Kantenlänge von 200 mm. Weitere Details zur Betonzusammensetzung, Festigkeit und Herstellung sind Abschnitt 5.4.1 zu entnehmen.

Die Dauerlast wurde mit Stahlgewichten über einen Hebelarm aufgebracht. Vor Versuchsbeginn wurde die in den einzelnen Versuchen aufgebrachte Dauerlast mit einer Kraftmessdose kontrolliert. Die Kräfteinleitung der Dauerlast erfolgte über einen Gelenkkopf in das Stahlanbauteil des Dübels. Die Stahlanbauteile waren die gleichen, die auch in den zentrischen Ausziehversuchen zum Einsatz kamen (vgl. Abschnitt 5.6.1). Eine Skizze der Hebelanlage ist in Bild 5.72 dargestellt.

Die Bohrlocherstellung und die Montage des Dübels mit dem Schrauber erfolgte bei allen Versuchen bei 20°C und wurde wie in Abschnitt 5.6.1 beschrieben durchgeführt. Der Hartmetallbohrer hatte ein mittleres Bohrreckmaß. Die Bohrlöcher wurden vor der Montage der Dübel gereinigt.

Die Zeitdifferenz zwischen Dübelbelastung und Montage betrug bei den Versuchen mit hohen Dauerlasten in der Regel 12 h, da die Versuche nach der Vorbereitung erst am nächsten Tag morgens gestartet wurden. Bei Versuchen, bei denen nicht mit einem Versagen des Dübels zu rechnen war, wurde der Dübel ca. 1 h nach der Montage belastet.

Die Dübelverschiebung wurde mit 2 symmetrisch zum Dübel angeordneten Messuhren gemessen. Die Verschiebung wurde in regelmäßigen Zeitabständen abgelesen und dokumentiert. Die Zeitabstände wurden dabei mit zunehmender Belastungsdauer angepasst.



Die Versuche wurden in Räumen mit konstanter Temperatur (20°C und 50°C) durchgeführt. Die Luftfeuchtigkeit wurde in diesen Räumen nicht kontrolliert und geregelt. Die Dübelhülsen wurden vor Versuchsbeginn luftfeucht konditioniert.

Die weggeregelteten Ausziehversuche (Kurzzeitversuche) wurden in einer servo-hydraulischen Prüfmaschine mit einer Belastungsgeschwindigkeit von 0,1 mm/min bei 20°C in einer Betonplatte nach Bild 5.36 und bei 50°C in Betonwürfeln mit einer Kantenlänge von 200 mm durchgeführt.

Die Kurzzeitversuche wurden wie in Abschnitt 5.6.1 beschrieben durchgeführt.

Bild 5.72 Schematische Zeichnung der Hebelanlage zur Aufbringung der Dauerlast bei Kriechversuchen mit Kunststoffdübeln in ungerissem Beton.

5.8.2 Festlegung eines Versagenskriteriums für Kunststoffdübel unter zentrischer Zugbelastung

Zur Festlegung des Versagenskriteriums für Kunststoffdübel wurden Kriechversuche bei Dauerlasten durchgeführt, die etwa das 0,65- bis 0,85-fache der mittleren Höchstlast im Kurzzeitzugversuch betragen. Die Dauerlast wurde so hoch gewählt, um ein Versagen des Dübels zu bewirken.

Das Versagen eines Kunststoffdübels unter Dauerlast kündigt sich im Verschiebungs-Zeit-Diagramm, ähnlich wie bei Versuchen an Schulterstäben, durch eine im logarithmischen Zeitmaßstab überproportionale Verschiebungszunahme an.

Bild 5.73 zeigt eine typische Kriechkurve eines Kunststoffdübels in Abhängigkeit von der Zeit. Zu Beginn des Kriechversuchs bis zu einer Zeitdifferenz von etwa 1 h zeigt die Kriechkurve einen Verschiebungsverlauf, der vom logarithmisch linearen Verlauf etwas abweicht. Das Kriechverhalten des Dübels stabilisiert sich innerhalb dieses Zeitraums langsam. Im Kriechverlauf ergeben sich leichte Unregelmäßigkeiten, da die Verschiebung nicht kontinuierlich erfasst wurde. Zwischen 1 h und 1.000 h Belastungsdauer nehmen die Verschiebungen im logarithmischen Zeitmaßstab annähernd linear zu (sekundäres Kriechen). Nach 1.000 h Belastungsdauer steigt die Verschiebung in Abhängigkeit von der Zeit stark an. Die Kurve ist in diesem Bereich leicht gekrümmt. Die Krümmung der Kurve nimmt mit zunehmender Zeitdifferenz deutlich zu. Das vollständige Versagen des Dübels ist bei einer Zeitdifferenz von etwa 3.000 h erreicht. Der Bereich, in dem die Kurve vom logarithmisch linearen Verlauf abweicht zeigt an, dass der Kunststoff in das tertiäre Kriechen übergeht. Ein Vergleich mit Bild 2.15 verdeutlicht, dass die Kriechkurven eines Kunststoffdübels die gleiche Charakteristik aufweisen wie die von Kriechversuchen mit einem Schulterstab.

In den Modellversuchen (Abschnitt 5.5) wird beschrieben, dass in Zugversuchen sowohl zwischen Schraube und Dübelhülse als auch zwischen Dübelhülse und Bohrloch Verschiebungen auftreten. Versagen durch Herausziehen der Dübelhülse aus dem Bohrloch tritt ein, wenn die Grenzfläche zwischen Bohrloch und Dübelhülse stark geschädigt ist. In lastgeregelten Kriechversuchen entsteht die zeitabhängige Verschiebung des Dübels in gleicher Weise. Demnach bedeutet das Kriechen ein Gleiten der Dübelhülse im Bohrloch. Beim Übergang zum tertiären Kriechen ist die Schädigung in der Grenzfläche zwischen Bohrloch und Kunststoff so weit fortgeschritten, dass irreversible Schäden am Dübel entstanden sind. Daher sollte das tertiäre Kriechen innerhalb der vorgesehenen Lebensdauer einer Befestigung gemieden werden.

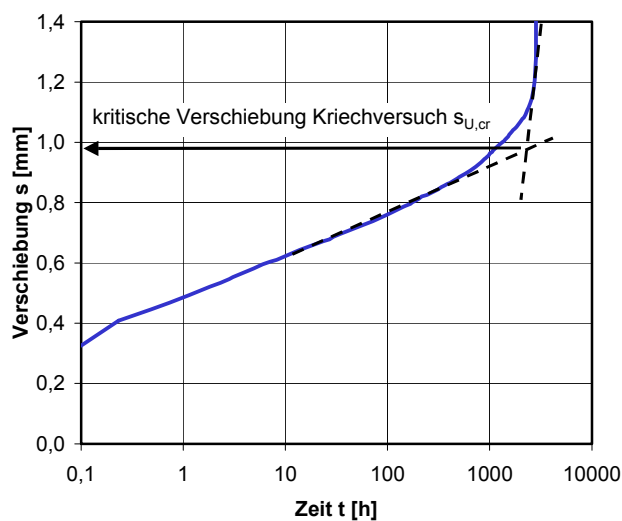


Bild 5.73 Ermittlung der kritischen Verschiebung beim Übergang in das tertiäre Kriechen.

Bei der Auswertung der Kriechverschiebungen der Versuche unter zentrischer Dauerlast wird deshalb der Übergangsbereich zwischen sekundärem und tertiärem Kriechen als kritische Verschiebung des Kunststoffdübels $s_{U,cr}$ definiert. Sie wird an dem Punkt festgelegt, an dem der Verlauf erstmals deutlich vom logarithmisch linearen Maßstab abweicht. Der Punkt kann über zwei sich schneidende Tangenten an den Kriechverlauf bestimmt werden (Bild 5.73). Der Punkt wurde bei den durchgeführten Auswertungen optisch festgelegt, wenn der Übergangsbereich klar zu erkennen war. In Versuchen bei denen der Übergang nicht eindeutig optisch festgelegt werden konnte, wurde die Auswertung nach Bild 5.73 durchgeführt.

Bild 5.74 zeigt Kriechkurven einer Versuchsserie mit Dübel Typ 1 ($d = 14 \text{ mm}$), die bei einer Dauerlast von etwa 80% der mittleren Bruchlast im Kurzzeitzugversuch durchgeführt wurden. Im Bild links sind die Verschiebungen, im Bild rechts die mittlere Kriechgeschwindigkeiten der Einzelversuche in Abhängigkeit von der Zeit dargestellt. Die Kriechgeschwindigkeit wurde nach Gleichung (5.11) berechnet.

Bei den Versuchen mit Dübel Typ 1 haben vier von fünf Dübeln zwischen 1.000 h und etwa 12.000 h versagt. Ein Dübel der Serie (Nr. 1) hat bis 15.000 h noch nicht versagt. An den Kriechkurven ist zu erkennen, dass das Versagen mit zunehmender Zeitdifferenz deutlich langsamer eintritt. Bei Versuch Nr. 4 vergingen zwischen den ersten Anzeichen einer Nichtlinearität im Kriechverlauf bis zum vollständigen Versagen fast 4.000 h, während dieser Zeitraum bei Versuch Nr. 2 nur etwa 160 h andauerte. Das Versagen findet bei Zeitdifferenzen über 1000 h sehr langsam und duktil statt.

Die linear ermittelten Kriechgeschwindigkeiten der Einzelversuche nehmen im doppellogarithmischen Maßstab nahezu linear mit zunehmender Zeitdifferenz ab. Das Versagen ist durch eine Zunahme der Kriechgeschwindigkeit zu erkennen. Das bevorstehende Versagen ist jedoch im Diagramm der Verschiebungen deutlicher festzulegen.

$$v_c = \frac{s_i - s_0}{t_i - t_0} \quad (5.11)$$

mit v_c : mittlere lineare Kriechgeschwindigkeit [mm/h]
 s_0 : Anfangsverschiebung zum Zeitpunkt t_0 [mm]
 s_i : Verschiebung zum Zeitpunkt t_i [mm]
 t : Zeit [h]

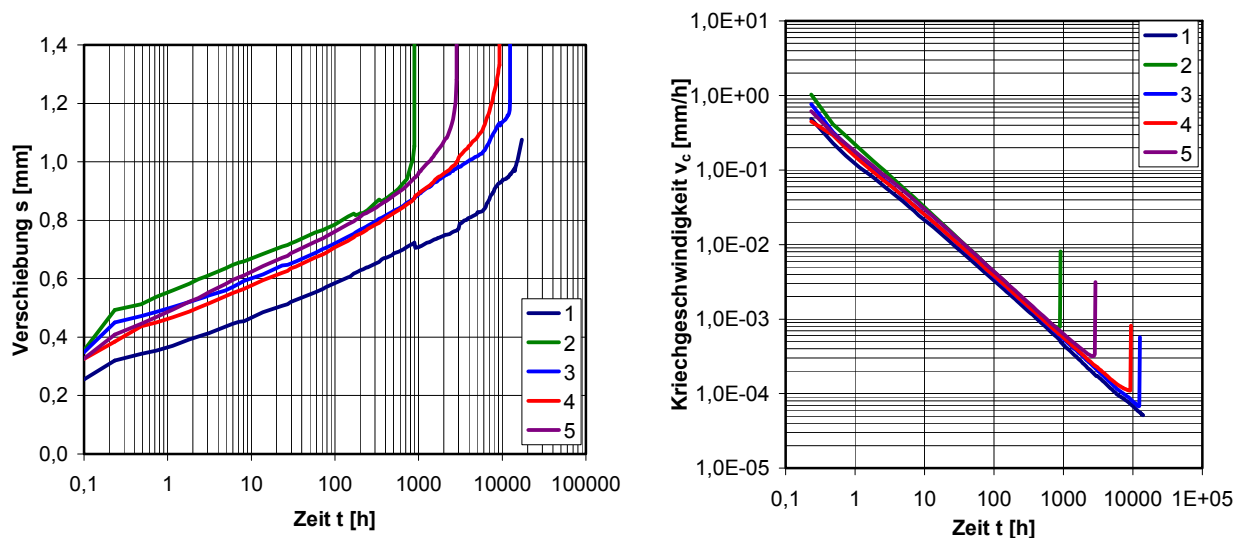


Bild 5.74 Kriechkurven und Kriechgeschwindigkeiten des Dübels Typ 1 ($d = 14 \text{ mm}$, $h_{ef} = 70 \text{ mm}$) in Abhängigkeit von der Zeit, Dauerlast ca. 12 kN, Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Daten aus Pregartner/Eligehausen (2002/11).

In Bild 5.75 bis Bild 5.77 sind die gemittelten Last-Verschiebungskurven der Kurzzeitzugversuche bei $T = 20^\circ\text{C}$ und $T = 50^\circ\text{C}$ abgebildet. Zusätzlich sind die in den Kriechversuchen gemessenen kritischen Verschiebungen in Abhängigkeit von der Dauerlast eingetragen. Die nicht ausgefüllten Symbole kennzeichnen Versuche, bei denen bis zum Abbruch des Versuchs bzw. bis zum Erstellen dieses Textes kein Versagen auftrat. Weiterhin sind in die Diagramme die mittleren Verschiebungen beim Versagen bzw. beim ersten Lastmaximum als vertikale gestrichelte Linien eingetragen. Die Stellen der mittleren Verschiebung bei Erreichen der Herausziehlast decken sich teilweise nicht mit dem Maximum der gemittelten Last-Verschiebungskurve, weil die Last-Verschiebungskurve über die Verschiebung gemittelt

wurde, während die Verschiebung $s_{U,m}$ den Mittelwert der Verschiebungen bei Erreichen der Maximallast darstellt.

In Bild 5.75 sind die Ergebnisse des Dübels Typ 4 ($d=10\text{ mm}$) links und die Ergebnisse des Dübels Typ 1 ($d=14\text{ mm}$) rechts dargestellt. Dübel Typ 4 weist eine sehr duktile Last-Verschiebungskurve auf. Die mittlere Verschiebung bei Höchstlast beträgt im Kurzzeitzugversuch bei 20°C und bei 50°C etwa $4,3\text{ mm}$. Es wird deutlich, dass die ermittelten kritischen Verschiebungen des Dübels Typ 4 im Kriechversuch größer sind als die mittlere Verschiebung bei Höchstlast im Kurzzeitzugversuch.

Dübel Typ 1 ($d=14\text{ mm}$) (Bild 5.75, rechts) weist ein wesentlich steiferes Last-Verschiebungsverhalten als Dübel Typ 4 auf. Die mittlere Bruchverschiebung des Kurzzeitzugversuchs liegt bei 20°C bei etwa $1,0\text{ mm}$ und bei 50°C bei ungefähr $0,8\text{ mm}$. Die Bruchverschiebung ist bei erhöhter Temperatur trotz des zäheren Materialverhaltens des Kunststoffes geringer, weil bei 20°C ein Schlupf beim Lastanstieg durch das Versagen des Kragens entsteht. Die in den Kriechversuchen ermittelten kritischen Verschiebungen sind in der Regel größer als die mittlere Verschiebung bei Erreichen der Herausziehlast im Kurzzeitzugversuch. Es ist zu erkennen, dass das Versagen des Kragens im Kurzzeitzugversuch für die kritischen Verschiebungen im Kriechversuch nicht maßgebend ist.

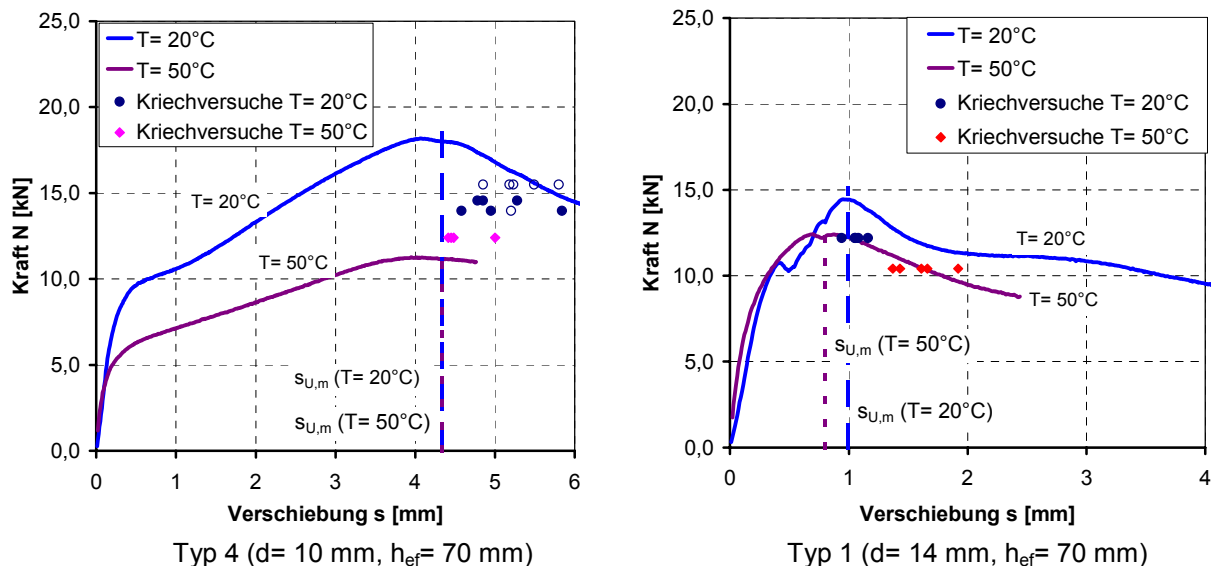


Bild 5.75 Vergleich der ermittelten kritischen Verschiebungen im Kriechversuch mit den gemittelten Last-Verschiebungskurven des zentrischen Kurzzeitzugversuchs, Schraubdübel Typ 4 und Typ 1 ($d=10\text{ mm}$ und 14 mm), Daten aus Pregartner/Elgehausen (2002/11).

Bild 5.76 zeigt auf der linken Seite die mittleren Last-Verschiebungskurven des Dübels Typ 1 und auf der rechten Seite die mittleren Last-Verschiebungskurven des Dübels Typ 2. Beide Dübeltypen haben einen Nenndurchmesser von 10 mm .

Dübel Typ 1 hat ein Last-Verformungsverhalten, das durch ein ausgeprägtes erstes Lastmaximum bei einer mittleren Verschiebung von etwa $0,65\text{ mm}$ bei 20°C gekennzeichnet ist. Nach Überschreiten des ersten Lastmaximums ergibt sich eine weitere Laststeigerung durch das Verkeilen der abgerissenen Drehsicherung im Bohrloch. Die mittlere Verschiebung des ersten Lastmaximums ist bei einer Temperatur von 50°C größer als bei 20°C . Die kritischen Verschiebungen aus den Kriechversuchen liegen im Bereich der mittleren Verschiebung des ersten Lastmaximums bei 20°C . Sie sind deutlich kleiner als die mittlere Verschiebung bei Erreichen der Herausziehlast. Bei diesem Dübeltyp ist das erste Lastmaximum maßgebend für das Tragverhalten im Kriechversuch, da bei Überschreiten dieses Maximums die Grenzfläche zwischen Kunststoff und Beton stark geschädigt ist. Das zweite Lastmaximum tritt im weggeregelten Ausziehversuch als sekundäres Versagen auf. Im lastgeregelten Kriechversuch kann das Verkeilen der Verdrehsicherung das Versagen des Dübels nicht hinauszögern. In den Versuchen bei 50°C sind die ermittelten kritischen Verschiebungen kleiner als die mittlere Verschiebung des ersten Lastmaximums.

Bei Dübel Typ 2 (Bild 5.76, rechts) sind die im Kriechversuch bei 20°C ermittelten kritischen Verschiebungen deutlich kleiner als die mittleren Verschiebungen bei Erreichen der maximalen Herausziehlast im Kurzzeitzugversuch. Dies gilt sowohl für die Versuche bei 20°C als auch für die Versuche bei 50°C. Im Diagramm sind zusätzlich Versuchsergebnisse eingetragen, die in Dauerlastversuchen in Federtöpfen erzielt wurden (nicht ausgefüllte Datenpunkte). Bei den Versuchen mit Federtöpfen stellte sich jedoch heraus, dass diese wegen der großen Verschiebungen des Befestigungselementes nicht geeignet sind, die Last konstant zu halten. Die ermittelten kritischen Verschiebungen sind dennoch in das Diagramm eingetragen, da die Dübel versagten und die Verschiebungsmessung wie in den restlichen Versuchen durchgeführt wurde. Die Werte sind bei der angestrebten Solllast eingetragen. Dübel Typ 2 hat im Vergleich zu den anderen Dübeltypen aufgrund der geringeren Verankerungstiefe eine kleinere mittlere Herausziehlast und daher auch geringere Verschiebungen bei Erreichen der Höchstlast.

Bild 5.77 zeigt die Ergebnisse aus Kriechversuchen und die gemittelte Last-Verschiebungskurve des Kurzzeitzugversuchs des Nageldübel Typ 16. Dübel Typ 16 versagt im Kurzzeitzugversuch und im Kriechversuch durch Herausziehen des Spreizelementes aus der Dübelhülse. Das Last-Verschiebungsverhalten des Dübels Typ 16 ist sehr duktil. Die mittlere Verschiebung bei Erreichen der Maximallast beträgt bei 20°C etwa 4,8 mm. Aus den Ergebnissen der Kriechversuche ist jedoch erkennbar, dass im lastgeregelten Kriechversuch nicht die Verschiebung bei Maximallast für das Versagen maßgebend ist. In den Modellversuchen (Abschnitt 5.5.2.2) wurde gezeigt, dass im ersten steilen Lastanstieg Nagel und Hülse gleichmäßig aus dem Bohrloch gezogen werden, während nach dem Abknicken der Kurve hauptsächlich der Nagel Verschiebungen aufweist. Der Nagel wird dann bei konstantem Lastniveau herausgezogen. Der Dübel versagt durch eine Kombination aus Herausziehen der Hülse aus dem Bohrloch und Herausziehen des Nagels aus der Hülse. In den lastgeregelten Kriechversuchen ist der Punkt maßgebend, bei dem sich Spreizelement und Hülse nicht mehr zusammen bewegen, da nach diesem Punkt die Verschiebungszunahme des Befestigungselementes unter konstanter Last durch das Herausziehen des Nagels in den tertiären Bereich übergeht. Bei den Versuchen mit Nageldübeln wurde festgestellt, dass das endgültige Versagen des Nageldübelns durch Herausziehen des Spreizelementes wesentlich länger andauert als bei Schraubdübeln.

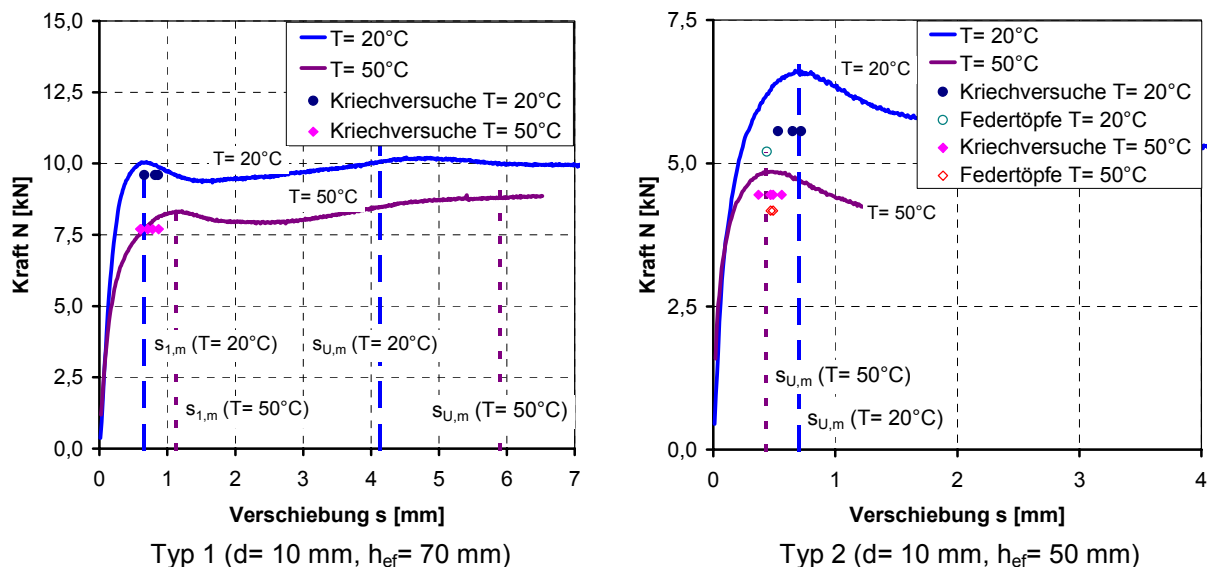


Bild 5.76 Vergleich der ermittelten kritischen Verschiebungen im Kriechversuch mit den gemittelten Last-Verschiebungskurven des zentrischen Kurzzeitzugversuchs, Schraubdübel Typ 1 und Typ 2 ($d = 10$ mm), Daten aus *Pregartner/Eligehausen (2002/11)*.

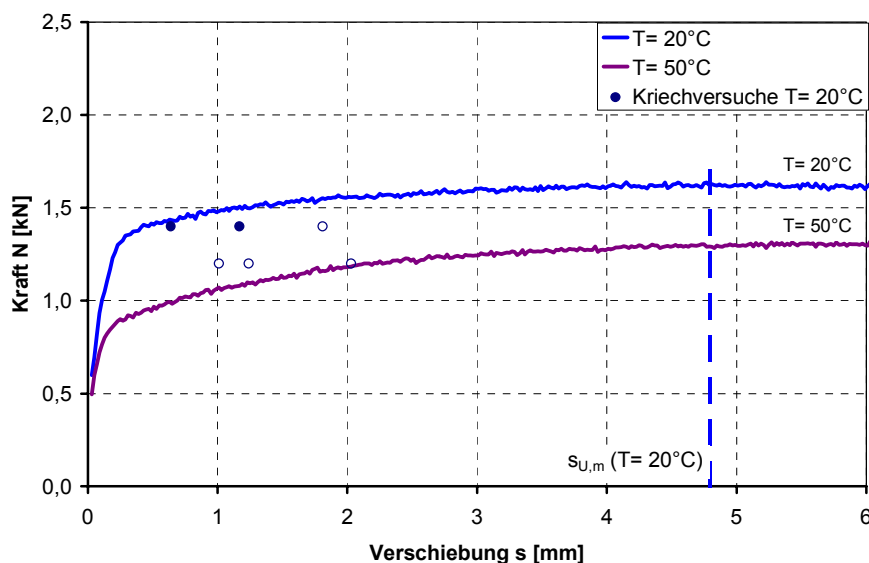


Bild 5.77 Vergleich der ermittelten kritischen Verschiebungen im Kriechversuch mit den gemittelten Last-Verschiebungskurven des zentrischen Kurzzeitzugversuchs, Nageldübel Typ 16, Daten aus *Pregartner/Elgehausen (2002/11)*.

Bisher wird bei der Auswertung von Kriechversuchen mit Kunststoffdübeln davon ausgegangen, dass Versagen eintritt, wenn die mittlere Bruchverschiebung des Kurzzeitzugversuchs erreicht wird. Bei der Auswertung von Kriechversuchen wird eine Anpassung der Kurven mit Hilfe des Findley-Ansatzes durchgeführt. Eine Extrapolation der Kriechkurve mit der größten Verschiebung oder der größten Verschiebungszunahme auf die geplante Lebensdauer (in der Regel 50 Jahre bzw. 450.000 h) muss eine Verschiebung ergeben, die kleiner als die mittlere Bruchverschiebung des Kurzzeitzugversuchs ist. Dann gilt das Kriterium als erfüllt. Die Korrelation der Kriechversuche mit den Ergebnissen aus Kurzzeitzugversuchen ergibt ein Auswertekriterium, das in der Praxis leicht anzuwenden ist und bei dem auf die Ermittlung der kritischen Verschiebung im Kriechversuch verzichtet werden kann.

Die durchgeführten Kriechversuche zeigen jedoch, dass das bisherige Kriterium nur bei einigen Dübeltypen auf der sicheren Seite liegt. Beispielsweise sind die kritischen Verschiebungen des Dübels Typ 2 kleiner als die Verschiebung bei Erreichen der Herausziehlast im Kurzzeitzugversuch. Weiterhin wird deutlich, dass bei Dübeln mit einem ausgeprägten ersten Lastmaximum dieses für das Versagen im Kriechversuch maßgebend ist. Deshalb muss ein neues Kriterium zur Auswertung von Kriechversuchen abgeleitet werden, das die einfache Anwendbarkeit des bisher üblichen Verfahrens beibehält.

Ähnlich wie bei Verbunddübeln könnte für Kunststoffdübel das Auswerten der Verschiebung bei der Adhäsionsversagenslast $N_{U,adh}$ eingeführt werden (*ETAG (2000/2)*). Bei Verbunddübeln kennzeichnet die Adhäsionsversagenslast im Kurzzeitzugversuch den Bereich, in dem die Haftung zwischen Mörtel und Bohrlochwand überwunden wird. Die Verschiebung bei Erreichen der Adhäsionsversagenslast ist kleiner als die Bruchverschiebung. Die Adhäsionsversagenslast wird als Schnittpunkt zwischen einer Geraden und der Last-Verschiebungskurve ermittelt. Die Steigung der Geraden ergibt sich aus der Anfangssteifigkeit k der Last-Verschiebungskurve, die um den Divisor 1,5 verkleinert wird. Die Vorgehensweise ist in Bild 5.78 schematisch dargestellt.

In *ETAG (2000/2)* werden zur Ermittlung der Adhäsionsversagenslast mehrere Fälle unterschieden. Für Kunststoffdübel sind in der Regel Last-Verschiebungskurven der Fälle b) und d) maßgebend (Bild 5.78).

Die ermittelte Verschiebung bei der Adhäsionsversagenslast entspricht im Last-Verschiebungsverhalten einem deutlichen Abweichen der Last-Verschiebungskurve von der Anfangssteifigkeit bzw. von der Linearität. Bei Kunststoffdübeln ist nicht von einem Haften des Kunststoffes an der Bohrlochwand auszugehen. Dies zeigen die Modellversuche in Abschnitt 5.5. Dennoch kennzeichnet der ermittelte Punkt den Übergang vom annähernd linear

elastischen Verhalten zum stark nichtlinearen Verhalten, an dem die Gleitverschiebungen zwischen Hülse und Bohrloch in einen kritischen Bereich gelangen, der nahe dem Versagen des Dübels liegt. Es erscheint daher sinnvoll für die Auswertung der Verschiebungen von Kriechversuchen diese Verschiebung als Grenzkriterium einzuführen. Die mit dieser Vorgehensweise ermittelte Last wird als kritische Gleitlast $N_{U,cr,slip}$ bezeichnet.

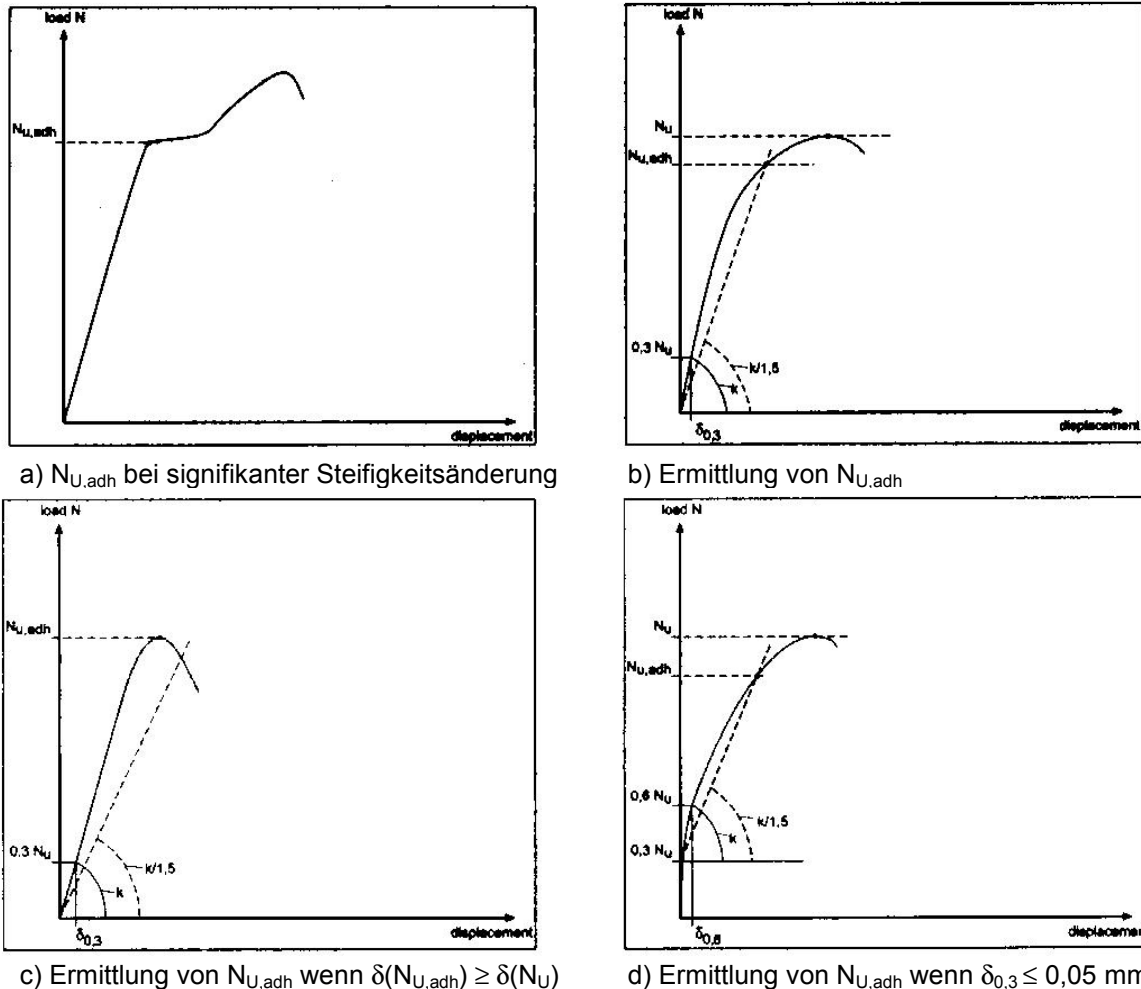


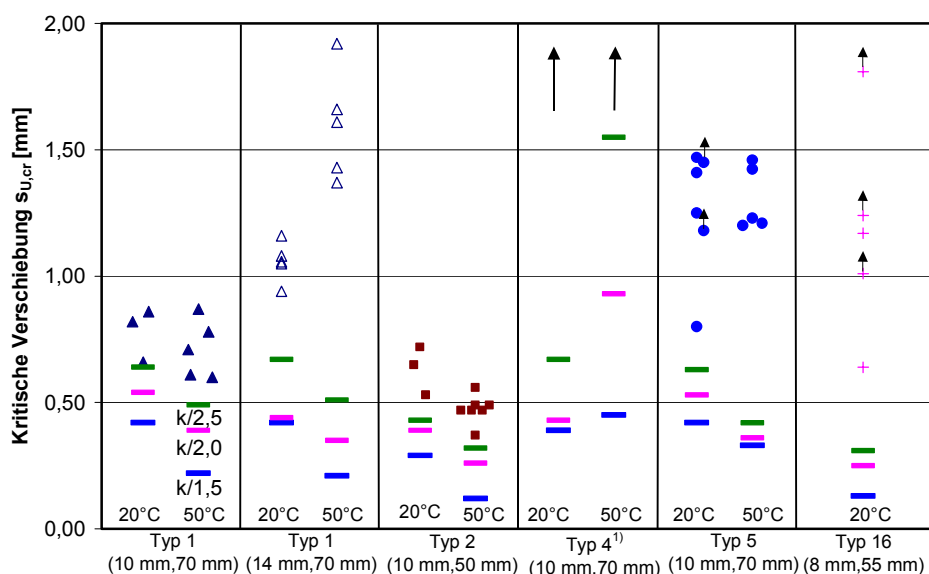
Bild 5.78 Ermittlung der Adhäsionsversagenslast von Verbunddübeln nach ETAG (2000/2).

Bild 5.79 zeigt einen Vergleich der kritischen Verschiebungen aus den Kriechversuchen $s_{U,cr}$ mit den mittleren Verschiebungen bei Erreichen der kritischen Gleitlast $s_{U,cr,slip}$. Die kritische Gleitlast wurde dabei jeweils mit einer um den Faktor 1,5 ($k/1,5$), 2,0 ($k/2,0$) bzw. um 2,5 ($k/2,5$) verringerten Steifigkeit k ermittelt. Die Verschiebungen bei Erreichen der kritischen Gleitlast sind in den Diagrammen als dicke blaue, rote bzw. grüne Striche dargestellt. Der untere Strich (blau) kennzeichnet die Ermittlung der Verschiebung mit $k/1,5$, der mittlere Strich (rot) mit $k/2,0$ und der obere Strich (grün) mit $k/2,5$. Die Ergebnisse der Kriechversuche, die noch nicht abgeschlossen sind, sind hier durch einen Pfeil gekennzeichnet. Die kritischen Verschiebungen des Dübels Typ 4 sind deutlich größer als der maximale Skalenwert dieser Darstellung.

Aus Bild 5.79 geht hervor, dass die ermittelten kritischen Verschiebungen der Kriechversuche bei allen Dübeltypen auch bei Verwendung einer Steigung von $k/2,5$ größer als die Verschiebungen bei der kritischen Gleitlast sind.

In den oben beschriebenen Kriechversuchen wird gezeigt, dass die kritischen Verschiebungen der Kriechversuche bei einigen Dübeltypen kleiner sind als die mittlere Verschiebung bei Erreichen der Herausziehllast im Kurzzeitzugversuch. Das in der Vergangenheit angewendete Kriterium liegt deshalb nicht bei allen Dübeltypen auf der sicheren Seite.

Daher wird für die Auswertung von Versuchen mit Kunststoffdübeln unter zentrischer Dauerlast im ungerissenen Beton die Ermittlung der kritischen Verschiebung $s_{U,cr}$ aus Kurzzeitzugversuchen ähnlich wie bei Verbunddübeln vorgeschlagen. Die kritische Kriechverschiebung $s_{U,cr}$, die bei Extrapolation der Kriechkurven auf 50 Jahre nicht überschritten werden darf, kann in Anlehnung an *ETAG (2000/2)* aus den Last-Verschiebungskurven als Verschiebung bei Erreichen der „kritischen Gleitlast $N_{U,cr,slip}$ “ ermittelt werden. Die Vorgehensweise ist in Bild 5.78 schematisch dargestellt. Abweichend von der Vorgehensweise bei Verbunddübeln wird jedoch vorgeschlagen, die Steifigkeit k der Last-Verschiebungskurve um den Divisor 2,5 zu verkleinern, um eine realistischere Abschätzung der kritischen Verschiebungen aus den Kriechversuchen zu erhalten.



¹⁾: kritische Verschiebungen sind deutlich größer als maximaler Skalenwert

Bild 5.79 Vergleich der kritischen Verschiebungen der Kriechversuche mit den Verschiebungen bei der kritischen Gleitlast in Anlehnung an *ETAG (2000/2)*, Daten aus *Pregartner/Eligehausen (2002/11)*.

5.8.3 Einflussfaktoren auf den Kriechverlauf

In den folgenden Auswertungen werden über die Zeit gemittelte Mittelwertkurven von Kriechverläufen dargestellt. Die Mittelwertkurven wurden aus mindestens 2 Einzelversuchen in der Regel aber aus 4 bzw. 5 Einzelversuchen ermittelt.

5.8.3.1 Einfluss des Dübeltyps, der Temperatur und der Belastungshöhe

In Bild 5.80 sind Kriechkurven verschiedener Dübeltypen mit einem Nenndurchmesser von 8 mm bis 14 mm dargestellt. Die Dauerlast beträgt etwa das 2-fache der zulässigen Last nach den bauaufsichtlichen Zulassungen des DIBt. Das Bild zeigt teilweise Ergebnisse von Zulassungsversuchen, die an anderen anerkannten Prüfinstituten ermittelt wurden.

Es wird deutlich, dass der Verlauf der Kriechkurven vom verwendeten Dübeltyp abhängt. Die mittleren Kriechverschiebungen der untersuchten Dübel liegen nach 3.000 h Versuchsdauer maximal bei 0,75 mm. Die größte mittlere Verschiebung und die größte Verschiebungszunahme weist Dübel Typ 1 ($d = 10$ mm, $h_{ef} = 50$ mm) auf. Die geringsten Kriechverschiebungen der untersuchten Dübel treten bei Dübel Typ 4 auf. Beim Vergleich der beiden Durchmesservarianten 10 mm und 14 mm des Dübels Typ 1 fällt auf, dass der Dübel mit einem Nenndurchmesser von 14 mm zwar eine größere Spontanverschiebung bei Belastung des Dübels aufweist, aber die Verschiebungszunahme ist deutlich geringer als die des Dübels mit einem Durchmesser von 10 mm. Dies liegt an den unterschiedlichen Polyamidarten (PA6 und PA66), da das Verhältnis Dauerlast zu mittlerer Bruchlast gleich ist. Die Darstellung zeigt ebenfalls die gemittelte Kriechkurve eines Nageldübels (Typ 16). Die Verschiebungen des

Nageldübeln liegen im gleichen Bereich wie die Verschiebungen der untersuchten Schraubdübel.

Beim Vergleich der Kriechkurven ist zu beachten, dass die einzelnen Serien nicht alle am gleichen Prüfinstitut durchgeführt wurden. Unterschiede bei der Versuchsdurchführung können bei der Ermittlung der Verschiebung zu stark unterschiedlichen Ergebnissen führen. Dies zeigt sich bereits beim Vergleich der Verschiebungen bei Lastaufbringung mit den Verschiebungen der Kurzzeitzugversuche, die eigentlich im gleichen Größenbereich liegen sollten. In den weiteren Auswertungen werden nur Versuche direkt verglichen, die am gleichen Institut durchgeführt wurden.

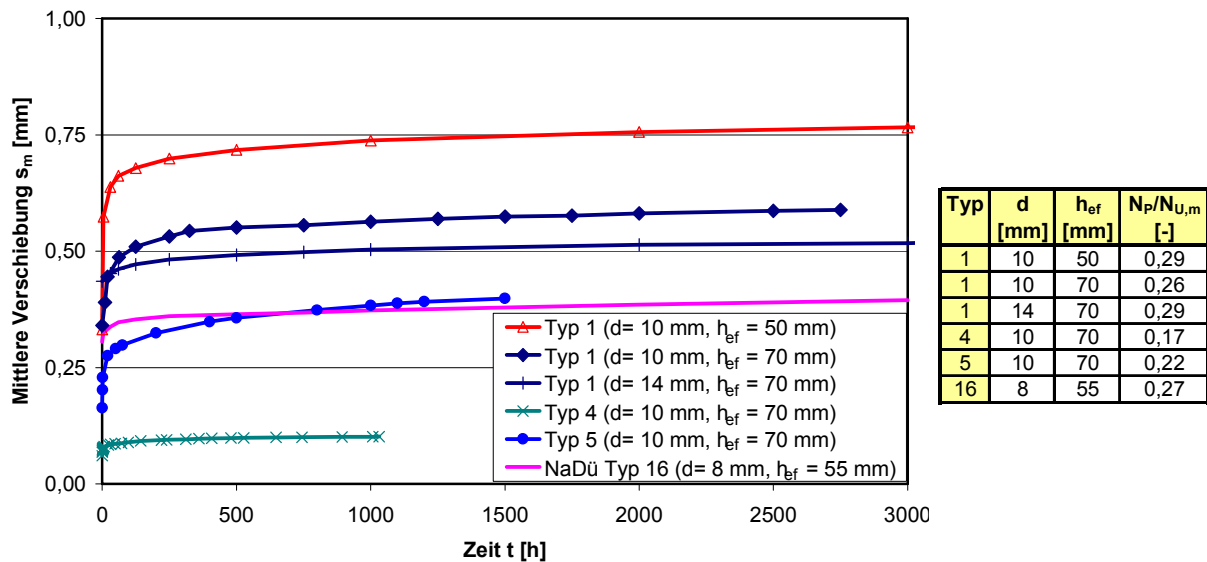


Bild 5.80 Kriechkurven verschiedener Dübeltypen, Dauerlast ca. 2-fache zulässige Last (nach DIBt), Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Daten aus *Pregartner/Elgehausen (2002/11)*.

Bild 5.81 zeigt den Einfluss der Höhe der Dauerlast und der Umgebungstemperatur auf den Verlauf der mittleren Kriechkurven des Dübels Typ 1 ($d = 14\text{ mm}$). Das Bild zeigt teilweise Ergebnisse von Zulassungsversuchen, die an anderen Prüfinstituten ermittelt wurden.

Es wird deutlich, dass die Anfangsverschiebung bei Lastaufbringung und die Verschiebungszunahme in Abhängigkeit von der Zeit mit zunehmender Dauerlast zunimmt. Die mittleren Verschiebungen in der Versuchsserie bei einer Umgebungstemperatur von $T = 60^\circ\text{C}$ sind deutlich geringer als die Verschiebungen in den anderen Versuchen.

Prinzipiell bewirkt eine steigende Temperatur eine Verringerung der Steifigkeit des Kunststoffes (vgl. Bild 2.6). Weiterhin nimmt die Kriechneigung mit zunehmender Temperatur zu (vgl. Bild 2.20). Daher sollten sich bei höherer Temperatur größere Verschiebungen bei Lastaufbringung und eine größere Zunahme der Kriechverschiebung mit zunehmender Zeitdifferenz ergeben.

Allerdings sind die in Kriechversuchen ermittelten Verschiebungen klein und streuen unter Umständen stark. Weiterhin werden die Verschiebungen in der Regel nicht elektronisch aufgezeichnet, sondern mit Messuhren ermittelt. Die Messunsicherheit ist dadurch relativ groß, so dass der Unterschied der Kriechkurven aus der Versuchsdurchführung resultieren kann. Problematisch ist in Kriechversuchen auch oft die Lastaufbringung, die bei dieser Versuchsart unter Umständen ruckartig realisiert wird.

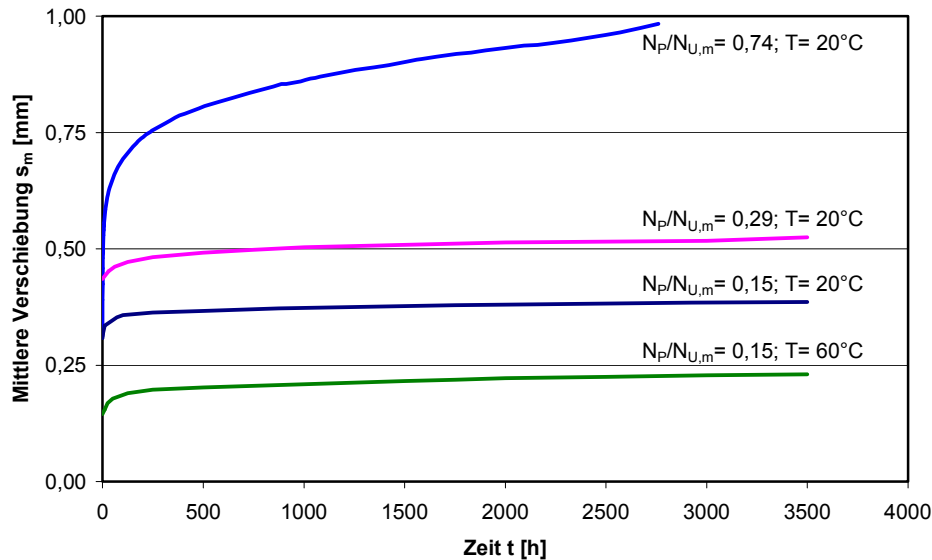


Bild 5.81 Einfluss der Temperatur und der Höhe der Dauerlast auf den Kriechverlauf, Dübel Typ 1 ($d = 14 \text{ mm}$, $h_{\text{ef}} = 70 \text{ mm}$), Dauerlast ca. 1,3- und 6,7-fache zulässige Last, Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$ und 60°C , Daten aus *Pregartner/Elgehausen (2002/11)*.

In Bild 5.82 und Bild 5.83 ist der Einfluss der Größe der Dauerlast (Bild 5.82) und der Temperatur (Bild 5.83) auf die Kriechgeschwindigkeit für verschiedene Dübeltypen dargestellt. Die Darstellung zeigt den jeweiligen Einfluss auf die lineare mittlere Kriechgeschwindigkeit zwischen 100 h und 1.000 h Versuchszeit $v_{1000\text{h}-100\text{h}}$. Die Kriechgeschwindigkeit wurde nach Gleichung (5.11) ermittelt, wobei anstatt s_0 und t_0 die Verschiebung bzw. Zeit bei 100 h eingesetzt wurde. Der Anfangszeitpunkt wurde bei 100 h gewählt, da sich das Kriechverhalten bis zu diesem Zeitpunkt stabilisiert hat. Weiterhin zeigen *Tome et al (2000)*, dass die Vernachlässigung des Zeitbereichs bis 100 h zu besseren Extrapolationswerten führt.

Bild 5.82 zeigt den Absolutwert der Kriechgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der bezogenen Dauerlast N_p (links). Bezugswert für die Dauerlast ist die mittlere Herausziehllast des jeweiligen Dübels im ungerissenen Beton unter gleichen Versuchsbedingungen. Es ist zu erkennen, dass die Kriechgeschwindigkeit mit zunehmender Dauerlast größer wird. Die Zunahme der Kriechgeschwindigkeit ist bei Dauerlasten, die nahe der mittleren Bruchlast liegen, überproportional.

In Bild 5.82 (rechts) ist die mittlere Kriechgeschwindigkeit in Abhängigkeit der aufgetragenen Dauerlast als Vielfaches der zulässigen Last nach DIBt dargestellt. Die Kriechgeschwindigkeit ist auf den Wert der Kriechgeschwindigkeit der Versuche bezogen, die mit einer Dauerlast in Höhe der zulässigen Last durchgeführt wurden. Es wird deutlich, dass eine Verdopplung der Dauerlast auf die zweifache zulässige Last eine Vergrößerung der mittleren Kriechgeschwindigkeit um den Faktor 1,45 bis 1,93 hervorruft. Dies bedeutet, dass die Verschiebungszunahme Δs innerhalb von 900 h durch die Verdopplung der Dauerlast etwa um den Faktor 1,5 bis 1,9 anwächst. Bei Dübel Typ 4 ist die Verschiebung in den Kriechversuchen bei der zulässigen Last zwischen 100 h und 1.000 h nahezu konstant. Dadurch ergibt sich eine wesentlich geringere Kriechgeschwindigkeit als bei den anderen Dübeltypen. Die bezogene Kriechgeschwindigkeit ist daher bei zweifacher zulässiger Last wesentlich größer als bei den anderen untersuchten Dübeltypen. Es liegt vermutlich ein Messfehler bei den Versuchen bei der zulässigen Last vor.

Bild 5.83 zeigt den Einfluss der Prüftemperatur auf die bezogene mittlere Kriechgeschwindigkeit. Bezugswert der Kriechgeschwindigkeit ist die mittlere Kriechgeschwindigkeit bei 20°C . Aus Bild 5.83 geht hervor, dass die Erhöhung der Temperatur nur bei Dübel Typ 4 zu einer deutlichen Vergrößerung der Kriechgeschwindigkeit führt, während bei den anderen untersuchten Dübeltypen die Verschiebungszunahme bis 1.000 h von der Temperatur nicht beeinflusst wird.

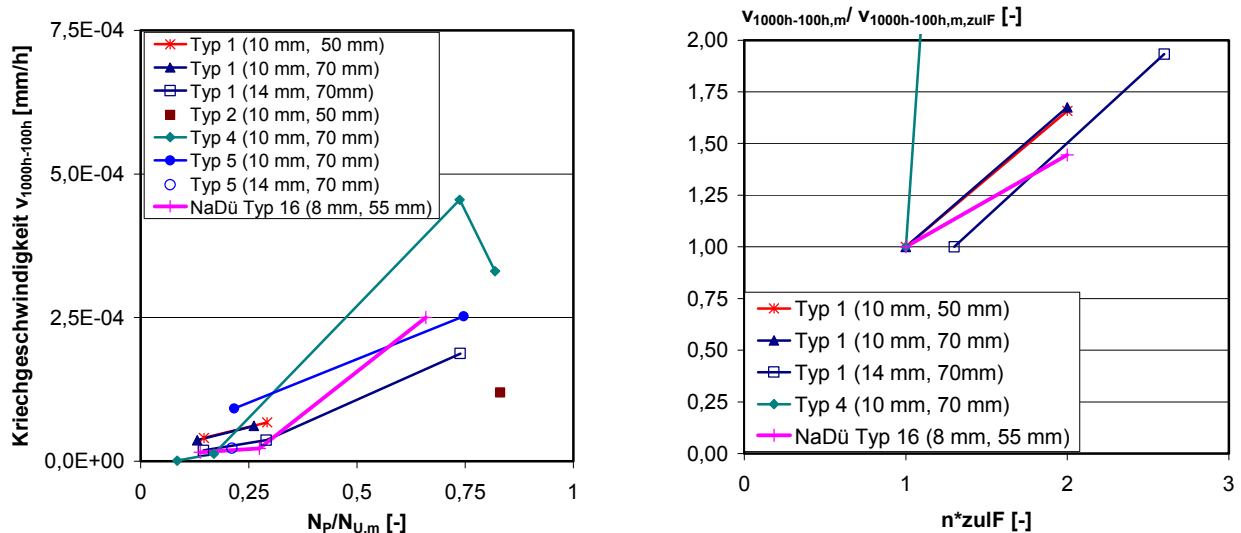


Bild 5.82 Einfluss der Größe der Dauerlast auf die mittlere (links) und die mittlere bezogene Kriechgeschwindigkeit (rechts) zwischen 100 h und 1.000 h verschiedener Dübeltypen, Dauerlast variabel, Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Daten aus Pregartner/Eligehausen (2002/11).

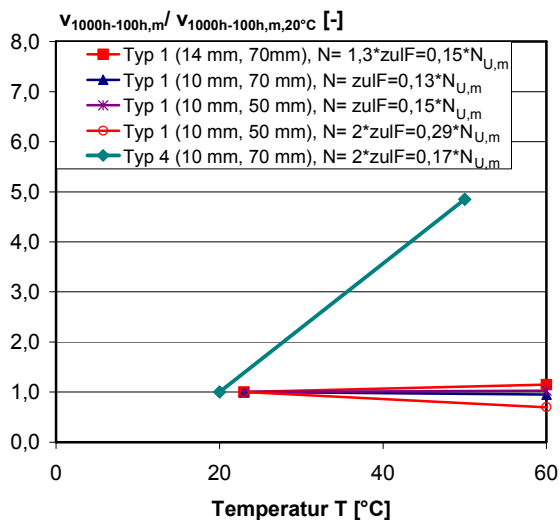


Bild 5.83 Einfluss der Temperatur auf die bezogene mittlere Kriechgeschwindigkeit zwischen 100 h und 1.000 h, Dauerlast variabel, Konditionierung luftfeucht, Daten aus Pregartner/Eligehausen (2002/11).

5.8.3.2 Einfluss des Überdrehens der Schraube bei der Montage

In Bild 5.84 ist der Einfluss des Überdrehens der Schraube bei der Montage auf den mittleren Kriechverlauf des Dübels Typ 4 dargestellt. Die Dauerlast beträgt das zweifache der zulässigen Last. Bei den Versuchen mit überdrehter Schraube wurde bei der Montage mit dem Schrauber die Schraube nach dem Anliegen des Schraubenkopfes solange weitergedreht bis das Drehmoment deutlich abfiel. Dübel Typ 4 versagt in Kurzzeitversuchen mit überdrehter Schraube durch Herausziehen des Spreizelementes aus der Dübelhülse (vgl. Abschnitt 5.6.7).

Auf der linken Seite ist die mittlere Kriechverschiebung über der Zeit aufgetragen, während im Bild rechts die mittlere Kriechgeschwindigkeit dargestellt ist.

Aus Bild 5.84 (links) geht hervor, dass die Anfangsverschiebung bei Lastaufbringung bei den Versuchen mit überdrehter Schraube deutlich größer ist als in den Versuchen mit nicht überdrehter Schraube. Durch das Überdrehen der Schraube wird das beim Eindrehen in den Kunststoff eingeschnittene Gewinde zerstört (vgl. Bild 5.6). Dadurch ist die Kraftübertragung zwischen Schraube und Hülse bei Belastung durch zentrischen Zug gestört. Bei Belastung des Dübels ergeben sich eine weichere Last-Verschiebungskurve und dadurch größere Verschiebungen (Bild 5.58). Im weiteren Verlauf der Kriechkurve ist zu erkennen, dass die Verschiebungszunahme im überdrehten Zustand wegen des höheren Lastniveaus und des schlechteren Formschlusses am Spreizelement deutlich größer ist als im nicht überdrehten Zustand.

Dies ist ebenfalls an der mittleren Kriechgeschwindigkeit (Bild 5.84 rechts) zu erkennen, die im überdrehten Zustand zu Beginn des Versuchs etwa dreimal größer ist als im nicht überdrehten Zustand. Die Verschiebungszunahme verläuft in beiden Fällen bis etwa 1.500 h degressiv. Im überdrehten Zustand nimmt jedoch die mittlere Verschiebung ab einer Kriechdauer von etwa 2.000 h sehr stark zu. Die Kurve weicht deutlich vom logarithmisch linearen Verlauf ab und der Kunststoff ist im Bereich des tertiären Kriechens. Es ist mit einem Versagen der Dübel zu rechnen, die Versuche laufen jedoch derzeit noch.

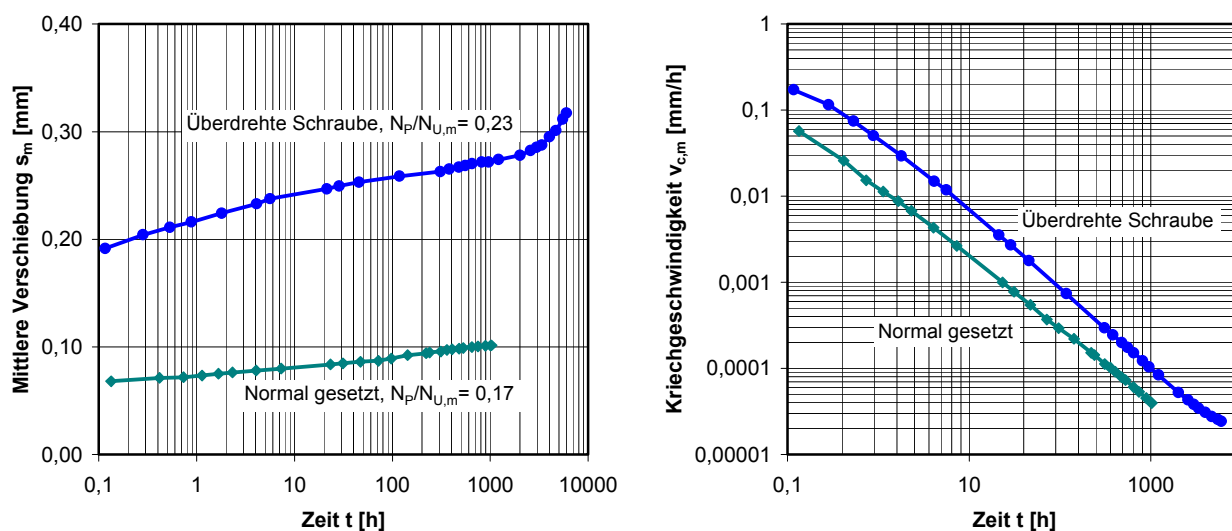


Bild 5.84 Einfluss einer überdrehten Schraube auf den Kriechverlauf und die mittlere Kriechgeschwindigkeit von Dübel Typ 4 ($d = 10$ mm, $h_{ef} = 70$ mm), Dauerlast 2-fache zulässige Last, Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Daten aus *Pregartner/Elgehausen (2002/1)*.

In Bild 5.85 sind die extrapolierten mittleren Kriechkurven der beiden Serien des Dübels Typ 4 im überdrehten und nicht überdrehten Zustand dargestellt. Die Anpassung erfolgte an die Messwerte bis 1.500 h. Im überdrehten Zustand ergibt sich nach 50 Jahren eine extrapolierte Kriechverschiebung von 0,33 mm. Sie ist bei gleicher Dauerlast annähernd doppelt so groß wie im nicht überdrehten Zustand. Bei Dübel Typ 4 sind die kritischen Verschiebungen im Kriechversuch im nicht überdrehten Zustand größer als die Bruchverschiebungen im Kurzzeitzugversuch (Bild 5.75). Im überdrehten Zustand wurden keine servo-hydraulischen Versuche zur Überprüfung des Versagenskriterium durchgeführt.

Die mittlere Bruchverschiebung im überdrehten Zustand beträgt 1,9 mm (Bild 5.58) und ist deutlich größer als die extrapolierte Verschiebung im überdrehten Zustand. Die Verschiebung bei Erreichen der kritischen Gleitlast der Versuche aus Bild 5.58 beträgt 0,97 mm und ist ebenfalls größer als die extrapolierte Verschiebung im überdrehten Zustand. An den Kriechkurven ist jedoch zu erkennen, dass sich das Versagen der Dübel im überdrehten Zustand bereits ankündigt, obwohl das Auswertekriterium bei einer Versuchsdauer bis 1.500 h deutlich erfüllt ist (Bild 5.84).

Bei Dübel Typ 4 wechselt durch das Überdrehen der Schraube bei der Montage die Versagensart bei Zugbelastung von Herausziehen des Dübels zu Herausziehen des Spreiz-elementes. Andere Schraubdübel weisen im überdrehten und nicht überdrehten Zustand die gleiche Versagensart auf (Herausziehen der Hülse aus dem Bohrloch, vgl. Abschnitt 5.6.7). Das Last-Verschiebungsverhalten in den Kurzzeitversuchen wird durch das Überdrehen nur unwesentlich beeinflusst. Die Herausziehlasten sind im überdrehten Zustand in der Regel geringer. Insgesamt ist daher bei Dübeln mit gleicher Versagensart im überdrehten und nicht überdrehten Zustand mit einem unwesentlichen Einfluss auf das Kriechverhalten beim Überdrehen der Schraube zu rechnen. Der Abfall der Herausziehlasten ist relativ gering und der

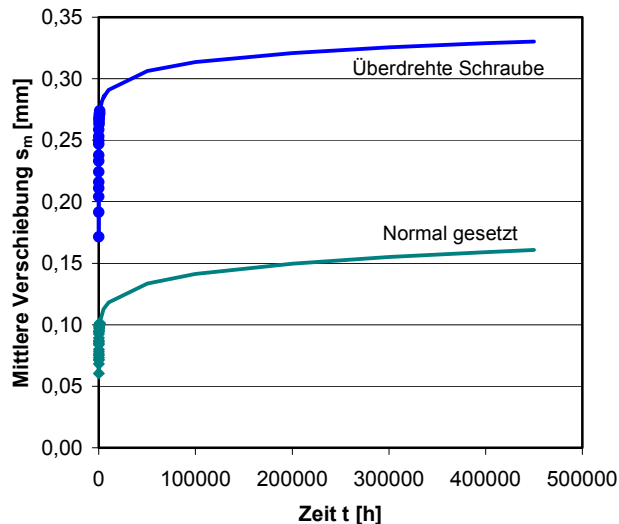


Bild 5.85 Einfluss einer überdrehten Schraube auf die extrapolierte Kriechverschiebung von Dübel Typ 4 ($d=10$ mm, $h_{ef}=70$ mm), Daten aus Pregartner/Eligehausen (2002/11).

Abstand der Eindreh- und Durchdrehmomente ausreichend groß. Trotzdem sollten weitere Kriechversuche mit anderen Dübeltypen mit überdrehter Schraube durchgeführt werden. Es ist zu klären, ob die bei Dübel Typ 4 im überdrehten Zustand wechselnde Versagensart für das bevorstehende Versagen im Kriechversuch verantwortlich ist. In diesem Fall sollte bei Kunststoffdübeln gefordert werden, dass die Versagensart im überdrehten Zustand nicht wechseln darf.

Die dargestellten Kriechversuche lassen auch Zweifel an der Extrapolationsstrategie aufkommen, die nicht für den Bereich des tertiären Kriechens gilt. Es wurde zwar ein klares Versagenskriterium abgeleitet. Dieses zeigt jedoch nicht an, wie groß der Sicherheitsabstand zum tertiären Kriechen ist. Auch wird deutlich welchen Einfluss die untersuchte Kriechdauer in Zulassungsversuchen haben kann, da bei frühzeitigem Abbruch der Versuche kein bevorstehendes Versagen erkennbar ist (vgl. Bild 5.84 bis ca. 2.000 h)

5.8.4 Extrapolation der Kriechkurven und Überprüfung des Versagenskriteriums

In Abschnitt 5.8.2 wird ein Versagenskriterium für Kunststoffdübel unter dauerhafter zentrischer Zugbelastung abgeleitet. Im Folgenden wird überprüft, ob das bisherige und das vorgeschlagene neue Auswertekriterium von den in Zulassungsverfahren geprüften Dübeltypen eingehalten wird. Zur Auswertung werden die gemittelten Kriechkurven mit dem Findley-Ansatz (Gleichung (2.11), Abschnitt 2.4.3) approximiert und es wird eine Extrapolation der Kriechverschiebung auf 450.000 h (50 Jahre) durchgeführt. Die Anpassung des Findley-Ansatzes an die Kriechkurven kann näherungsweise optisch und durch die Methode der kleinsten Fehlerquadrate erfolgen.

In Bild 5.86 ist der Einfluss der Größe der Dauerlast (links) bzw. der Temperatur (rechts) auf die bezogene extrapolierte Kriechverschiebung $s_{450.000 h}$ dargestellt. Bezugswert der Kriechverschiebung ist die extrapolierte Verschiebung mit einer Dauerlast in Höhe der zulässigen Last bzw. bei 23°C.

Aus Bild 5.86 geht hervor, dass eine Verdopplung der Dauerlast bei den Dübeln Typ 1 und Typ 16 die extrapolierten Kriechverschiebungen um den Faktor 1,4 bis 2,0 vergrößert. Bei Dübel Typ 4 bewirkt die Verdopplung der Dauerlast einen Anstieg der extrapolierten Verschiebung um den Faktor 3,8. Dies liegt an den sehr geringen Verschiebungen in den Kriechversuchen bei zulässiger Last. Das Verhältnis der extrapolierten Kriechverschiebung

in Abhängigkeit von der Dauerlast liegt in der gleichen Größenordnung wie das Verhältnis der mittleren Kriechgeschwindigkeit bis 1.000 h (vgl. Bild 5.82, rechts).

Eine Erhöhung der Temperatur von 20°C auf 50°C bzw. 60°C bewirkt nur bei Dübel Typ 4 (d= 10 mm, h_{ef}= 70 mm) eine deutliche Erhöhung der extrapolierten Kriechverschiebung. Bei den anderen untersuchten Dübeltypen hat die Prüftemperatur keinen Einfluss auf die extrapolierte Kriechverschiebung (Bild 5.86, rechts).

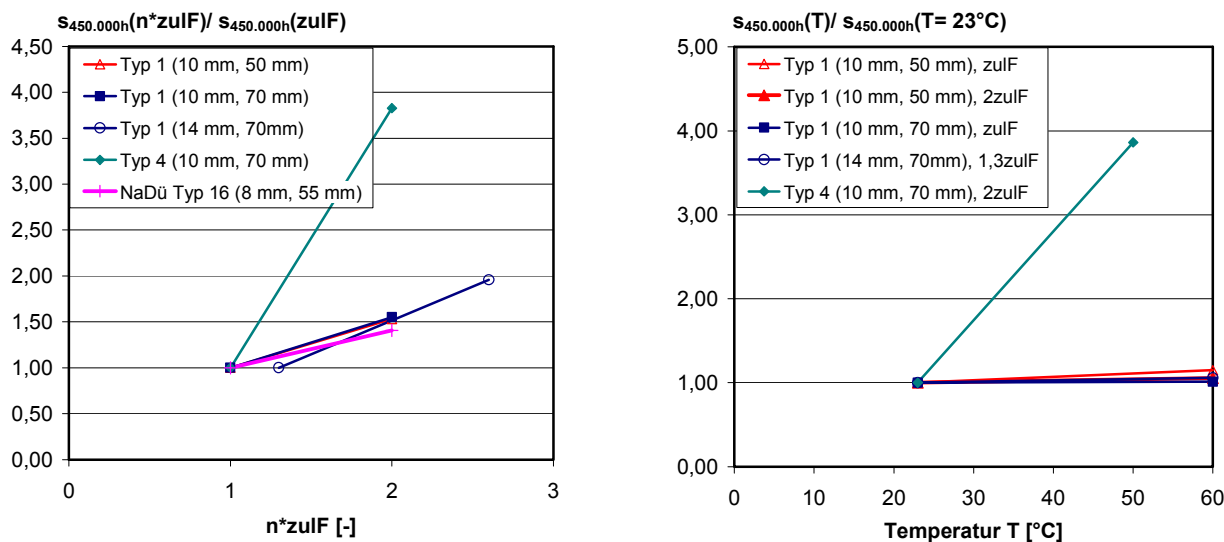


Bild 5.86 Einfluss der Höhe der Dauerlast und der Temperatur auf die extrapolierte Kriechverschiebung verschiedener Dübeltypen, Konditionierung luftfeucht, Daten aus *Pregartner/Eligehausen (2002/11)*.

In Bild 5.87 sind die extrapolierten Kriechverschiebungen der einzelnen Dübeltypen bezogen auf die mittlere Verschiebung bei Erreichen des ersten Lastmaximums (Dübel Typ 1) bzw. bei Erreichen der Herausziehllast dargestellt. Dies entspricht dem bisher üblichen Grenzkriterium bei der Auswertung von Kriechversuchen. Um den Einfluss der unterschiedlichen Versuchsdurchführung (verschiedene Prüfinstitute) zu berücksichtigen, wurden die Kriechkurven auf die Anfangsverschiebungen s_0 aus den Kurzzeitzugversuchen bei der jeweiligen Dauerlast umgerechnet.

Die extrapolierten Kriechverschiebungen nach 50 Jahren sind bei allen untersuchten Dübeln deutlich geringer als die mittleren Verschiebungen beim ersten Lastmaximum bzw. bei Erreichen der maximalen Herausziehllast. Bei der Herleitung des Versagenskriteriums für Kunststoffdübel unter Dauerlast wurde jedoch deutlich, dass dieses Kriterium für einige Dübeltypen auf der unsicheren Seite liegt.

Deshalb werden in Bild 5.88 und Bild 5.89 die extrapolierten Kriechverschiebungen auf die kritische Verschiebung $s_{U,cr,slip}$ nach dem neuen Versagenskriterium bezogen. In beiden Bildern wurde die Gleitlast mit einer Steifigkeit von $k/2,5$ ermittelt.

Bild 5.88 zeigt die Ergebnisse der Versuche bei 20°C, Bild 5.89 die Werte der Versuche bei höheren Temperaturen. Für Dübel Typ 1 (d= 10 mm, h_{ef}= 50 mm) können die kritischen Gleitlasten bei 60°C nicht ausgewertet werden, da die Last-Verschiebungskurven nicht in digitaler Form vorliegen. Die Auswertungen der Versuche bei 20°C zeigen, dass die extrapolierten Verschiebungen der Versuche mit einfacher zulässiger Last bei allen untersuchten Dübeltypen kleiner sind als die Verschiebungen bei Erreichen der kritischen Gleitlast. Allerdings sind die extrapolierten Verschiebungen der Versuche mit zweifacher zulässiger Last bei Dübel Typ 1 (d= 10 mm, h_{ef}= 50 mm), Dübel Typ 5 (d= 10 mm, h_{ef}= 70 mm) und Dübel Typ 16 (d= 8 mm, h_{ef}= 55 mm) etwas größer als die zulässige Grenzverschiebung. Es ist zu berücksichtigen, dass die Dauerlast in Zulassungsverfahren in der Regel als das 1,5-fach der zulässigen Last gewählt wird. Deshalb ist davon auszugehen, dass die untersuchten Dübel das Kriterium bei dieser Dauerlast erfüllen.

Bei erhöhten Temperaturen erfüllen alle untersuchten Dübel das gewählte Versagenskriterium (Bild 5.89).

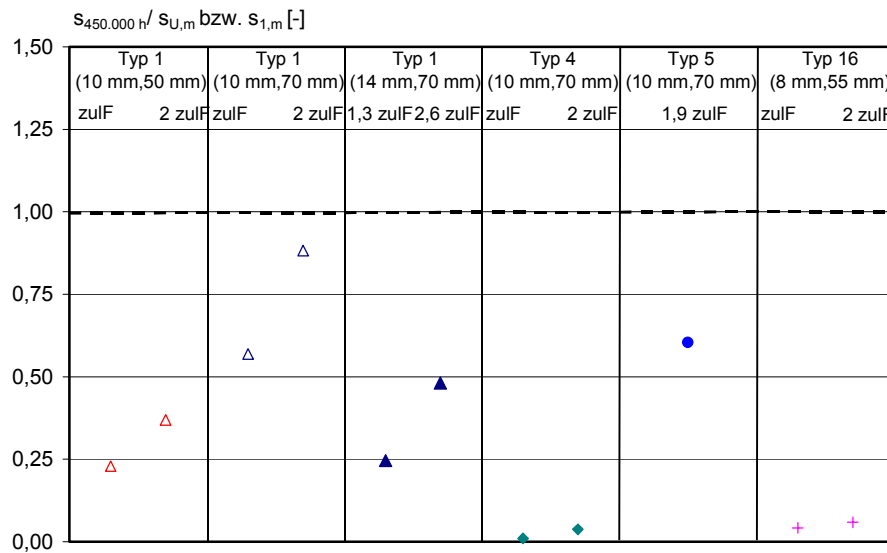
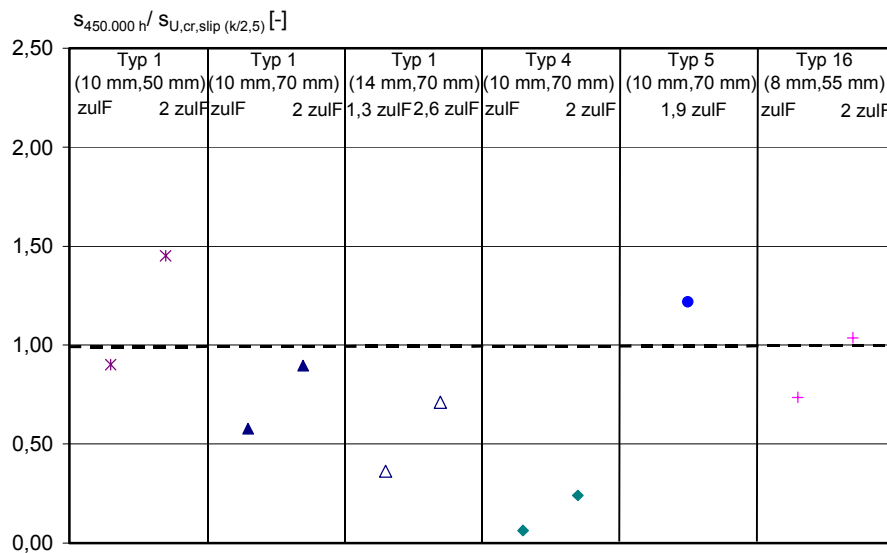
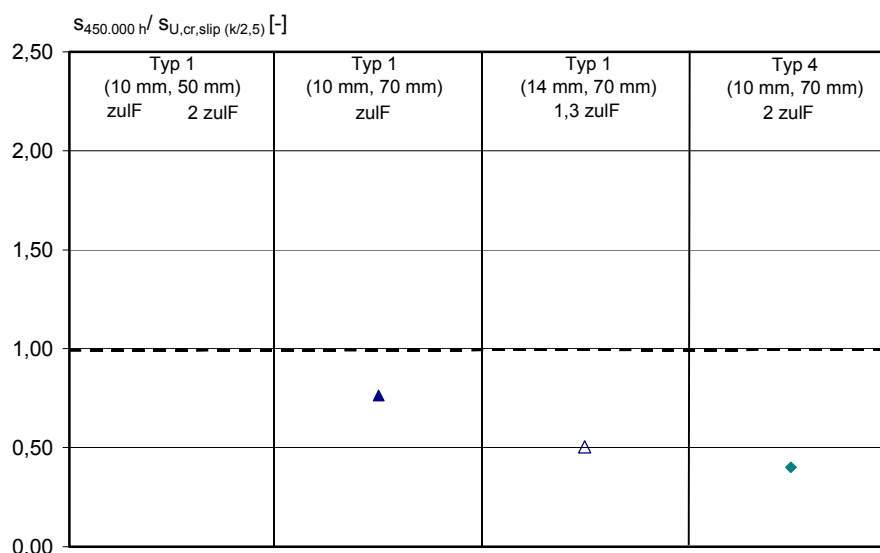


Bild 5.87 Vergleich der extrapolierten Kriechverschiebung mit den mittleren Verschiebungen bei Erreichen der maßgebenden Herausziehlust, Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Daten aus *Pregartner/Eligehausen (2002/11)*.



¹⁾: Ermittlung von $s_{U,cr,slip}$ nicht möglich

Bild 5.88 Vergleich der extrapolierten Kriechverschiebung mit den mittleren Verschiebungen bei Erreichen der kritischen Gleitlast (ermittelt mit $k/2,5$), Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Daten aus *Pregartner/Eligehausen (2002/11)*.



¹⁾: Ermittlung von $s_{U,cr,slip}$ nicht möglich

Bild 5.89 Vergleich der extrapolierten Kriechverschiebung mit den mittleren Verschiebungen bei Erreichen der kritischen Gleitlast (ermittelt mit $k/2,5$), Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 50^\circ\text{C}$ bzw. 60°C , Daten aus *Pregartner/Eligehausen (2002/11)*.

5.9 Tragfähigkeit bei Querbelastung senkrecht zum Bauteilrand und in der Fläche

In Abschnitt 3.4 sind Versuche mit Kunststoffdübeln am Bauteilrand unter Querbelastung beschrieben. Die Ergebnisse werden von *Mallée (2000)* mit dem CC-Verfahren für Metalldübel verglichen. Die Dübel und Dübelgruppen versagen bei kleinem Randabstand durch Betonkantenbruch und bei großem Randabstand durch Stahlbruch. Allerdings sind nur Versuche mit einem Dübeltyp ($d = 10\text{ mm}$, $h_{ef} = 70\text{ mm}$) beschrieben.

Um ein mögliches Bemessungskonzept für Kunststoffdübel auf eine breitere Datenbasis zu stellen, wurden mit weiteren Dübeltypen zusätzliche Versuche unter Querbelastung durchgeführt. Weiterhin wurden zwei Versuchsserien mit Dübelgruppen am Bauteilrand durchgeführt.

Die in diesem Abschnitt dargestellten Versuchsergebnisse sind dem Forschungsbericht *Pregartner/Eligehausen (2002/14)* entnommen und in Anhang C 13 zusammengefasst.

5.9.1 Versuchsdurchführung

Die Dübelhülsen der Versuche unter Querbelastung waren luftfeucht konditioniert. Die Konditionierung wurde nach DIN ISO 1110 durchgeführt. Die Umgebungstemperatur betrug etwa 20°C .

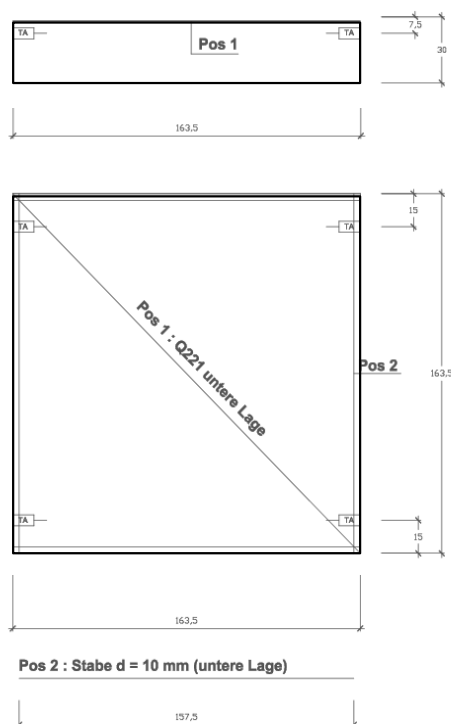
Die Versuche wurden in niederfestem Beton nach *ETAG (1997)* durchgeführt. Die montagebewehrten Betonplatten für die Querlastversuche waren, wie in Bild 5.90 dargestellt, ausgebildet. Die Kantenlänge b der Platte betrug für die Versuche in der Fläche 163 cm und die Höhe der Platte h 30 cm . Die Festigkeit der verwendeten Betonkörper wurde an Betonwürfeln mit einer Kantenlänge von 150 mm bestimmt. Die Würfeldruckfestigkeit muss nach *ETAG (1997)* zwischen 25 N/mm^2 und 35 N/mm^2 betragen. Details zur Betonzusammensetzung können Abschnitt 5.4.1 entnommen werden.

Die Bohrlocherstellung wurde wie in Abschnitt 5.6.1 beschrieben durchgeführt. Es wurden Hartmetallbohrer mit mittlerem Bohrereckmaß verwendet.

Die Durchsteckmontage erfolgte durch eine Querzuglasche. Die Höhe der Querzuglasche wurde durch Distanzstücke zwischen Querzuglasche und Dübelkopf auf die Klemmlänge des Dübels angepasst. Das Durchgangsloch der Querzuglasche hatte einen Durchmesser von

8,5 mm bei Dübeln mit einem Nenndurchmesser von 8 mm, von 11 mm bei Dübeln mit einem Nenndurchmesser von 10 mm und von 15,5 mm bei Dübeln mit einem Nenndurchmesser von 14 mm. Die Montage erfolgte mit dem Schrauber, wobei das Eindrehmoment gemessen wurde. Die Dübel wurden mit Hauptspitzrichtung parallel zum Bauteilrand montiert. Die Zeitdifferenz zwischen Dübelmontage und Versuch betrug etwa 30 Sekunden. Die übliche Zeitdifferenz von 5 bis 10 Minuten wurde bei den Querlastversuchen nicht eingehalten, da die Relaxation der Spreizkraft keinen Einfluss auf die Dübeltragfähigkeit unter Querbelastung hat.

Bild 5.91 zeigt ein Foto der Belastungseinrichtung, die für die Querlastversuche mit Lastrichtung senkrecht zum Bauteilrand in ungerissenem Beton verwendet wurde. Die Querkzuglasche wurde über eine Zugstange mit der Ausziehvorrichtung verbunden. Die Kraft wurde mit einer Ringkraftmessdose (Messbereich bis 50 kN) gemessen, die auf den hydraulischen Kolben aufgeschraubt war. Der hydraulische Kolben war liegend an der Querkzugeinrichtung befestigt.



Zwischen Kraftmessdose und Zugstange wurde ein Gelenk in Form einer Kalotte eingebaut, um die Kraft zentrisch in die Kraftmessdose einzuleiten. Die Abstützung erfolgte am unteren Rand der Platte über eine durchgehende Stützung. Am oberen Rand der Platte wurden zwei Stützen zwischen dem Querhaupt der Querkzugeinrichtung und der Betonplatte befestigt. Der Abstand zwischen Stütze und Dübel betrug das zweifache des Randabstandes. Die Dübelverschiebung wurde mit zwei symmetrisch angeordneten Wegaufnehmern gemessen. Die Wegaufnehmer waren liegend auf der Betonplatte befestigt und erfassten die Verschiebung der Querkzuglasche von hinten. Parallel zur Querkzuglasche waren zwei Rissaufnehmer liegend angebracht.

Die Laststeigerung erfolgte hydraulisch über ein Ventil, das eine konstante Ölmenge fördert. Die Versuche wurden weggeregelt durchgeführt. Die Belastungsgeschwindigkeit wurde in der Regel so gewählt, dass die Maximallast ca. 1 bis 3 Minuten nach Versuchsbeginn erreicht wurde.

Bild 5.90 Betonplatte für Querlastversuche im ungerissenen Beton.

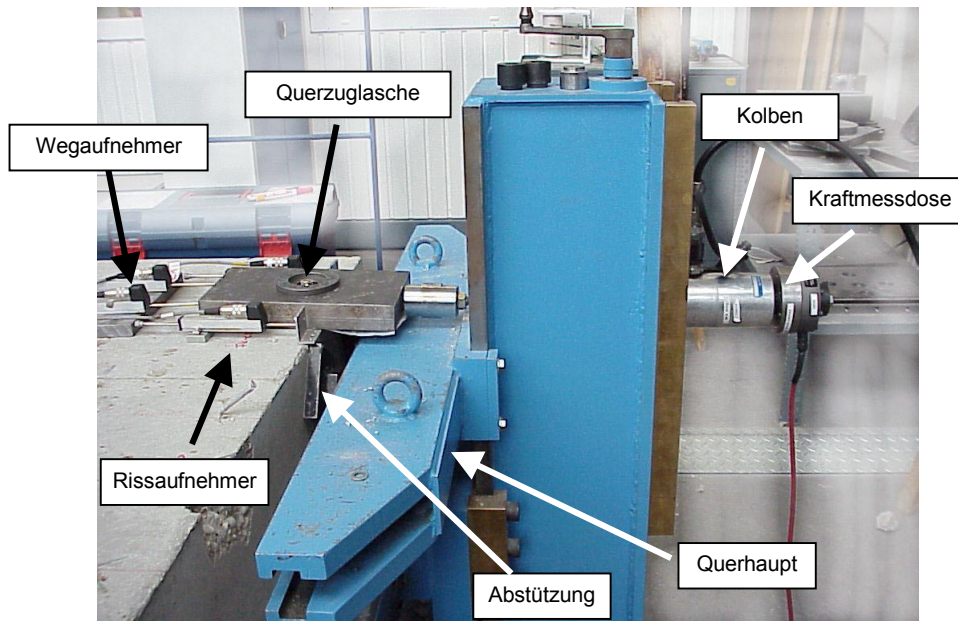


Bild 5.91 Belastungseinrichtung für Querlastversuche am Bauteilrand und in der Bauteilfläche im ungerissenen Beton.

5.9.2 Versuche mit Einzeldübeln

In Bild 5.92 sind typische Last-Verschiebungskurven von Querlastversuchen mit Dübel Typ 1 ($d = 14 \text{ mm}$) dargestellt. Im Bild links sind die Kurven der Versuche mit einem Randabstand von $c_1 = 90 \text{ mm}$, im Bild rechts sind die Last-Verschiebungskurven von Versuchen in der Fläche dargestellt sind.

Die Last-Verschiebungskurven steigen in beiden Diagrammen zu Beginn des Versuchs sehr steil an. Sobald die angreifende Querlast größer ist als die Reibkraft zwischen Dübelkopf und Anbauteil, beginnt das Anbauteil zu rutschen bis das Lochspiel zwischen Querszuglasche und Dübel ausgeglichen ist und die Lasche die Kraft direkt in den Klemmbereich des Dübels einleitet. Die Last-Verschiebungskurve steigt dann weiter bis zur Maximallast an.

Bei den Versuchen mit einem Randabstand von 90 mm (Bild 5.92, links) trat Versagen durch Betonkantenbruch auf. Die Last-Verschiebungskurve fällt nach Überschreiten des Maximums steil ab, da Beton auf Zug spröde versagt.

Bei den Versuchen in der Fläche (Bild 5.92, rechts) versagten die Dübel durch Abscheren der Schraube an der Betonoberfläche. Die Last-Verschiebungskurve zeigt ein ausgeprägtes Fließplateau, das auf das Versagen des Stahls zurückzuführen ist.

Bild 5.93 zeigt Fotos von Versagensbildern von Versuchen mit einem Dübel mit Nenndurchmesser 10 mm . Das linke Foto zeigt einen Betonkantenbruch bei einem Randabstand des Dübels von 70 mm . Der Ausbruchkörper, der an der Betonkante eine Breite von etwa 280 mm (4-facher Randabstand) aufweist, ist deutlich zu erkennen. Direkt vor dem Dübel sind muschelförmige Abplatzungen vorhanden.

Rechts ist das Foto eines Versuchs dargestellt, bei dem Stahlbruch auftrat. Der Dübel wird direkt oberhalb der Betonoberfläche abgeschert. Wiederum sind muschelförmige Abplatzungen vor dem Dübel zu erkennen. Der Randabstand betrug in diesem Versuch 90 mm .

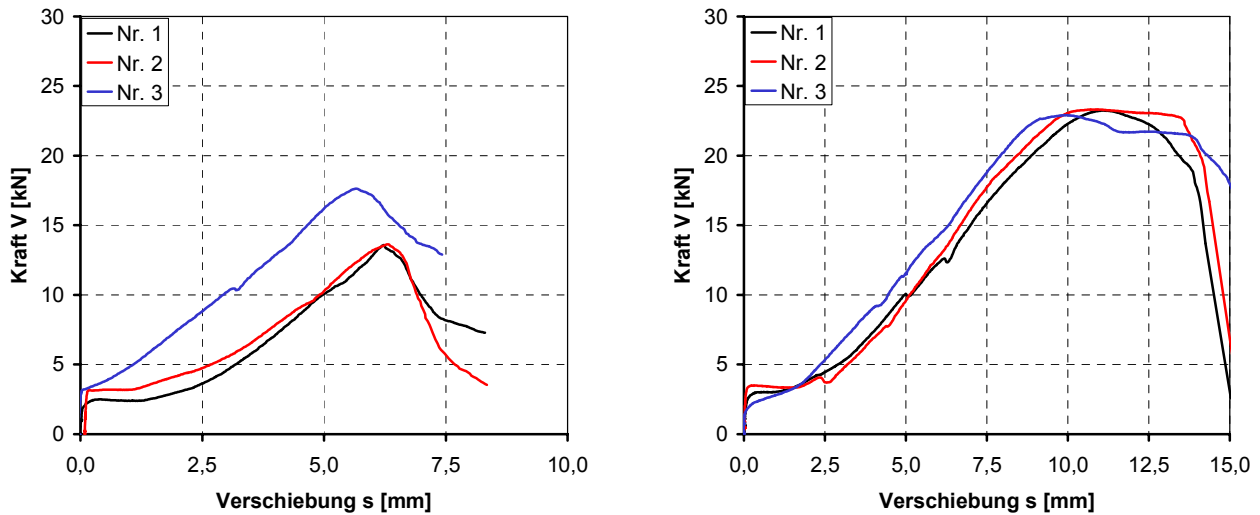


Bild 5.92 Typische Last-Verschiebungskurven der Querlastversuche mit Kunststoffdübeln am Bauteilrand, Dübel Typ 1 ($d = 14$ mm), Randabstand $c_1 = 90$ mm (links) und Versuch in der Fläche (rechts), Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$.

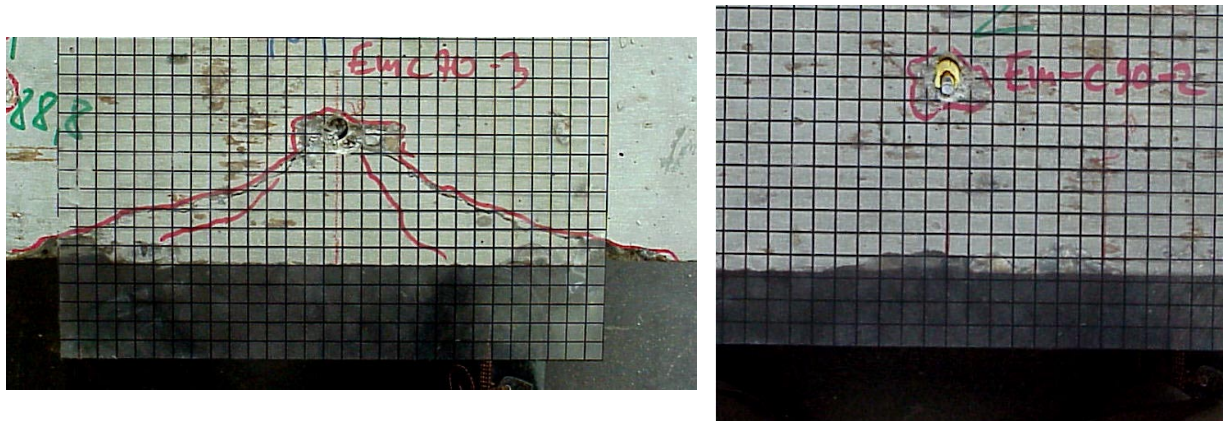


Bild 5.93 Typische Bruchbilder der Querlastversuche mit Kunststoffdübeln ($d = 10$ mm) am Bauteilrand, Randabstand $c_1 = 70$ mm (links, Betonausbruch) und $c_1 = 90$ mm (rechts, lokaler Betonausbruch und nachfolgender Stahlbruch), Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$.

In Bild 5.94 sind die Maximallasten der Querlastversuche mit Dübel Typ 1 ($d = 10$ mm, $h_{ef} = 50$ mm), Dübel Typ 1 ($d = 14$ mm, $h_{ef} = 70$ mm), Dübel Typ 4 ($d = 10$ mm, $h_{ef} = 70$ mm) und Dübel Typ 5 ($d = 8$ mm, $h_{ef} = 70$ mm) über dem Randabstand aufgetragen. Die Versuche, bei denen Versagen durch Stahlbruch auftrat, sind durch das Wort „Stahlbruch“ gekennzeichnet. Zusätzlich sind die maximalen Querlasten der Einzeldübel $V_{U,c}^0$ nach dem CC-Verfahren für Metalldübel nach Gleichung (3.4) in Abhängigkeit des Randabstandes eingetragen. Die Versuchsergebnisse wurden nach Gleichung (5.1) und Gleichung (5.2) auf eine Würfeldruckfestigkeit $\beta_{W,200}$ von 25 N/mm^2 umgerechnet. Die Versuche mit Dübel Typ 1, die bei einem Randabstand von 120 mm eingetragen sind, wurden in der Fläche durchgeführt.

Aus Bild 5.94 geht hervor, dass bei allen untersuchten Dübeltypen bei kleinem Randabstand Versagen durch Betonkantenbruch auftritt. Die Vorhersagen des CC-Verfahrens für Metalldübel liegen bei der Versagensart Betonkantenbruch in der Regel im Streubereich der Versuchsergebnisse.

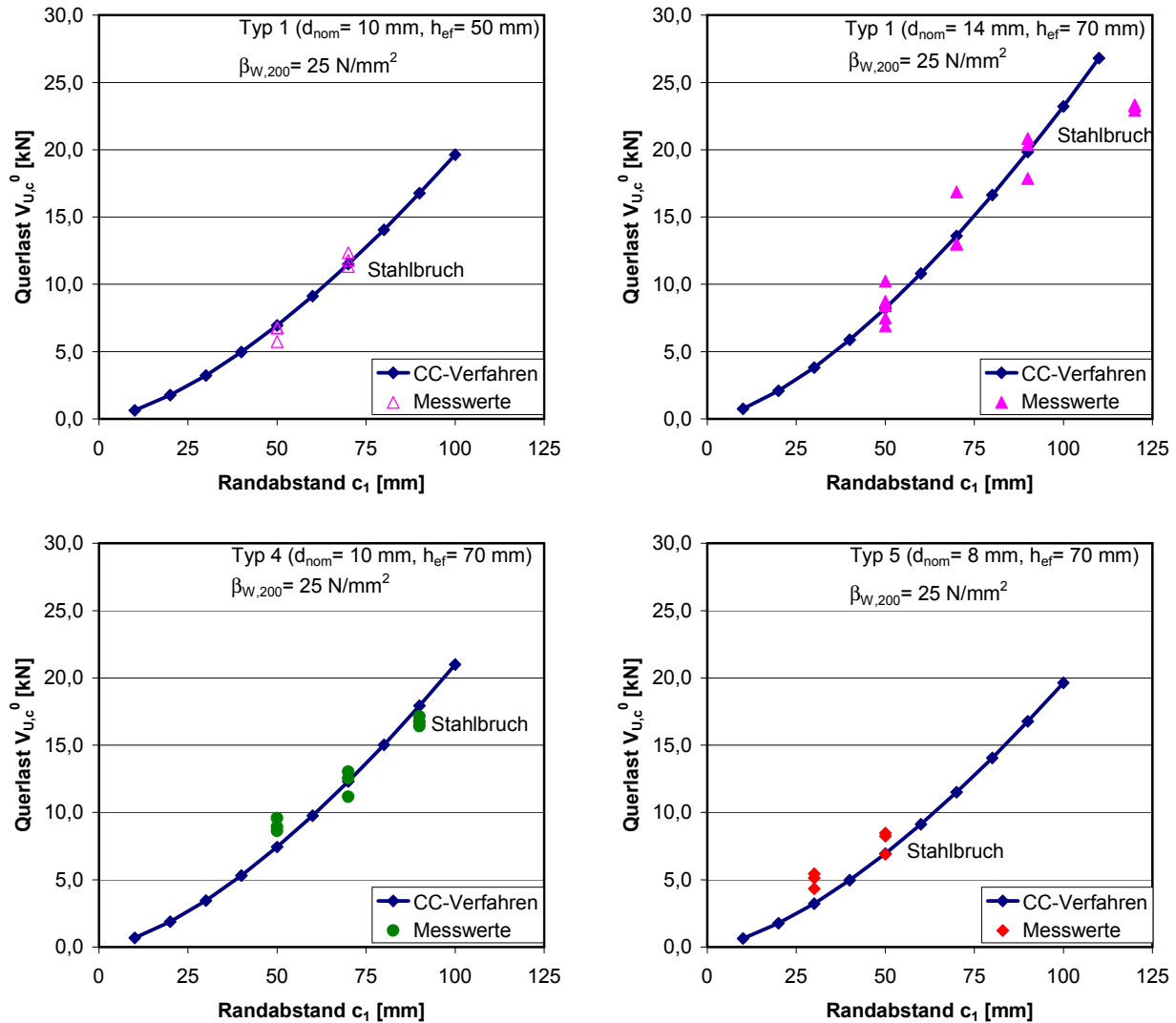


Bild 5.94 Einfluss des Randabstandes c_1 auf die Querlasten von Kunststoffdübeln am Bauteilrand, Vergleich der gemessenen Bruchlasten mit dem CC-Verfahren, Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T=20^\circ\text{C}$.

Ab einem gewissen Randabstand, der von der Betonfestigkeit, dem Kernquerschnitt der Schraube und der Stahlfestigkeit der Schraube abhängt, wechselt die Versagensart von Betonkantenbruch zu Abscheren des Schraubenquerschnittes. Durch eine weitere Steigerung des Randabstandes kann keine Zunahme der maximalen Querlast erreicht werden, da die Stahltragfähigkeit der Schraube die obere Belastungsgrenze des Dübels darstellt. Die Vorhersagen des CC-Verfahrens liegen bei der Versagensart Stahlbruch auf der unsicheren Seite. Die maximale Querlast eines Dübels muss daher für die Versagensart Stahlbruch durch Gleichung (3.8) begrenzt werden. Aus den Versuchen die Verhältnisse Stahlbruchlast zu Zugtragfähigkeit des maßgebenden Schraubenquerschnitts α berechnet (Bild 5.95). Dabei wurde die charakteristische Zugfestigkeit $f_{U,k}$ des verwendeten Schraubenstahls aus den bauaufsichtlichen Zulassungen zur Berechnung verwendet, da die tatsächliche Zugfestigkeit der Schrauben nicht bestimmt wurde. Es ergeben sich bezogene Werte für α zwischen 0,65 und 0,92. Bei Verwendung der tatsächlichen Stahlfestigkeit würden sich geringere Werte für das Verhältnis ergeben. Gleichung (3.8), die einen Wert für α von 0,6 vorschlägt, liegt auf der sicheren Seite und kann angewendet werden.

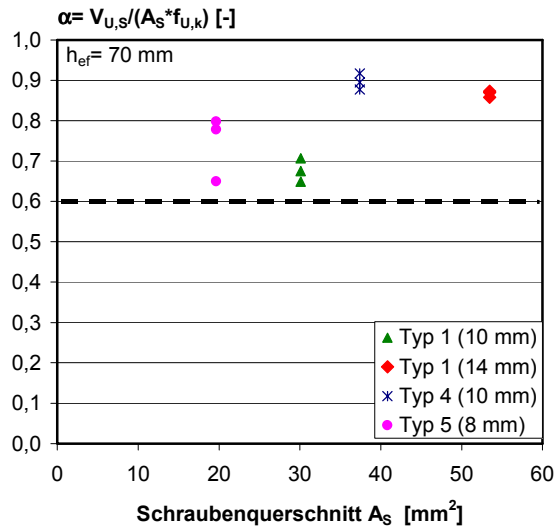


Bild 5.95 Verhältnis α Stahlbruchlast zu zentrischer Zugtragfähigkeit des Schraubenquerschnittes in Abhängigkeit des Schraubenquerschnittes.

5.9.3 Versuche mit Dübelpaaren

In Bild 5.96 links ist der Einfluss des Randabstandes auf die Tragfähigkeit von Dübelpaaren bei Querbelastung dargestellt. Es sind Maximallasten der Versuche mit Dübelpaaren (Dübel Typ 1 ($d = 14 \text{ mm}$)) mit einem Achsabstand s_1 von 70 mm und die nach dem CC-Verfahren berechneten Betonausbruchlasten $V_{U,c}$ nach Gleichung (3.3) über dem Randabstand aufgetragen. Die Dübelgruppen versagten durch Betonkantenbruch. Im Bild rechts ist ein Foto eines Ausbruchkegels dargestellt.

Beim Vergleich der Versuchsergebnisse mit den Werten des CC-Verfahrens ist festzustellen, dass das CC-Verfahren bei einem Randabstand von 70 mm die Versagenslasten gut vorher-sagt, während der Wert des CC-Verfahrens bei einem Randabstand von 50 mm etwas auf der unsicheren Seite liegt.

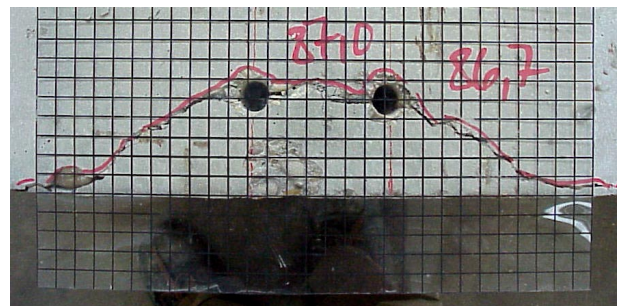
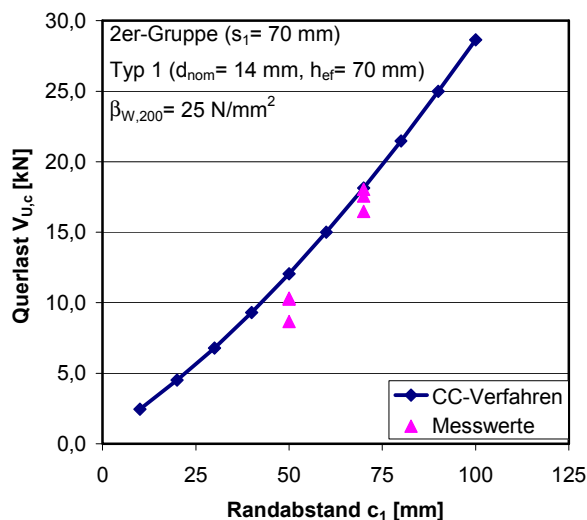


Bild 5.96 Einfluss des Randabstandes c_1 auf die Querlasten von Kunststoffdübeln am Bauteilrand, Vergleich der gemessenen Bruchlasten mit dem CC-Verfahren (links), Bruchbild einer 2er-Gruppe mit $s_1 = 70 \text{ mm}$ und $c_1 = 50 \text{ mm}$ (rechts), Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$; .

5.9.4 Betonausbruch auf der lastabgewandten Seite („Pryout“)

Bei Querlastversuchen in der Fläche kann das Versagen des Dübels durch Stahlbruch oder durch Betonausbruch auf der lastabgewandten Seite erfolgen.

Mit ansteigender Querlast wird der oberflächennahe Beton vor dem Dübel stärker geschädigt. Dadurch wird der Hebelarm zwischen angreifender Querlast und resultierender Betondruckkraft vergrößert und die Ankerplatte hebt sich vom Beton ab. Das hervorgerufene Moment erzeugt eine Druckkraft im Beton und eine Zugkraft im Dübel. Überschreitet die Zugkraft im Dübel die Zugtragfähigkeit des Betons, so bricht der Beton auf der lastabgewandten Seite aus („Pryout“). Die Formeln zur Berechnung der Betonausbruchlast bei Versagensart „Pryout“ sind in den Gleichung (5.12) bis Gleichung (5.14) dargestellt. Sie basieren auf der Annahme, dass das Verhältnis Querlast zu Zugkraft im Dübel etwa 0,35 und die Ausbruchfläche 70% der Fläche bei zentrischer Zugbelastung beträgt. Daraus ergibt sich eine Formel, die die Tragfähigkeit bei Querbelastung aus der zentrischen Zugtragfähigkeit berechnet. Der Umrechnungsfaktor zwischen der zentrischen Zugtragfähigkeit in der Fläche (Einzeldübel $N_{U,c}^0$ oder Gruppe $N_{U,c}$) und der Bruchlast bei Versagensart „Pryout“ beträgt $k_1 = 2,0$ (Eli-gehausen/Mallée (2000)).

Zur Abschätzung, ob die Versagensart „Pryout“ bei Kunststoffdübeln unter Querbelastung im ungerissenen Beton auftreten kann, wurden die Versuchsergebnisse mit 4er-Gruppen in ungerissenem Beton und die modifizierte Bemessungsformel (Gleichung (5.9)) aus Abschnitt 5.7.2 verwendet. Mit den ermittelten zentrischen Bruchlasten $N_{U,c}$ der 4er-Gruppen wurde mit Gleichung (5.14) die Versagenslasten für den Betonausbruch auf der lastabgewandten Seite ermittelt. Die Bruchlast bei Stahlversagen unter Querlast wurde, falls keine Versuchsergebnisse unter Querlast mit Stahlversagen vorlagen, als 4-fache Last des Einzeldübels nach Gleichung (3.8) mit der charakteristischen Stahlzugfestigkeit aus der bauaufsichtlichen Zulassung ermittelt. Die Ergebnisse der Berechnungen sind in Bild 5.97 dargestellt. Das Bild zeigt die Bruchlast der 4er-Gruppe bei zentrischer Zugbelastung aus Bild 5.64, die Bruchlast bei Versagen durch „Pryout“ nach Gleichung (5.14) sowie die Stahltragfähigkeit der 4er-Gruppe unter Querlast. In den Bildern ist zu sehen, dass der Achsabstand, bei dem die Bruchlast der Versagensart „Pryout“ kleiner ist als die Stahlbruchlast, kleiner als 50 mm ist. Demnach wird die Versagensart „Pryout“ bei üblichen Achsabständen von Befestigungsgruppen mit Kunststoffdübeln in ungerissenem Beton nicht maßgebend.

Kunststoffdübel versagen unter zentrischer Zugbelastung als Einzeldübel in der Regel durch Herausziehen. Unter Querbelastung könnte diese Versagensart ebenfalls auftreten, wenn die durch die Exzentrizität bei Querbelastung hervorgerufene Zugkraft im Dübel größer ist als die Herausziehllast des Dübels. Damit dieses Versagen auftreten kann, muss die Herausziehllast unter zentrischer Zugebelastung im ungerissenen Beton kleiner sein als das 0,35-fache der Stahlbruchlast bei Querzug. Die minimale Stahlbruchlast der untersuchten Dübel beträgt etwa 8 kN ($d = 8$ mm). Unter Voraussetzung der Versagensart „Herausziehen unter Querbelastung“ ergibt sich eine zentrische Herausziehllast von 2,8 kN. Die Herausziehllasten von üblichen Schraubdübeln mit Durchmesser 8 mm sind in ungerissenem Beton größer als 2,8 kN. Unter Umständen könnte diese Versagensart jedoch im gerissenen Beton oder bei Nageldübeln unter Querbelastung maßgebend werden. Hierzu sind weitere Untersuchungen nötig.

$$V_{U,cP}^0 = \frac{R_U}{N/V} \quad (5.12)$$

$$V_{U,cP}^0 = k_1 \cdot N_{U,c}^0 \quad (5.13)$$

$$V_{U,cP} = k_1 \cdot N_{U,c} \quad (5.14)$$

mit $V_{U,cP}^0$: Bruchlast eines Einzeldübeln bei Versagensart Pryout

$V_{U,cP}$: Bruchlast einer Dübelgruppe bei Versagensart Pryout

R_U : Widerstand des Betons gegenüber Ausbruch

$$R_U \approx 0,6 \cdot N_{U,c}^0 \text{ bis } 0,7 \cdot N_{U,c}^0$$

oder Widerstand des Dübels gegenüber

Herausziehen $N_{U,P}^0$

$$R_U = N_{U,P}^0$$

N/V : Verhältnis Zugkraft im Bolzen zur Querlast

$$N/V \approx 0,35 \text{ (ermittelt für Kopfbolzen)}$$

$N_{U,c}^0$: Betonausbruchlast des Einzeldübeln bei zentrischer Zugbelastung

$N_{U,c}$: Betonausbruchlast einer Dübelgruppe bei zentrischer Zugbelastung

k_1 : $k_1 = 2,0$

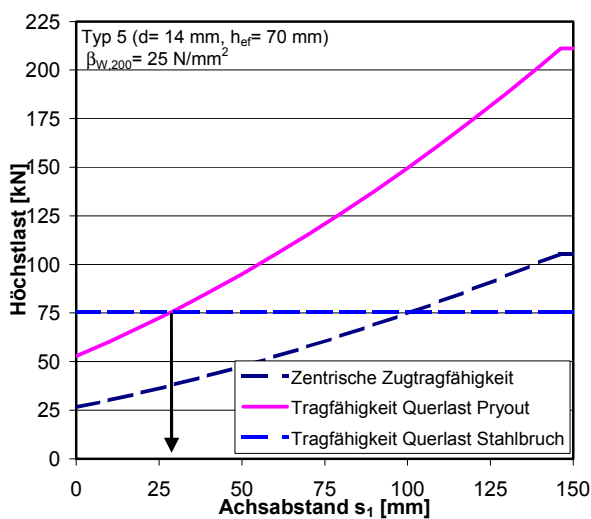
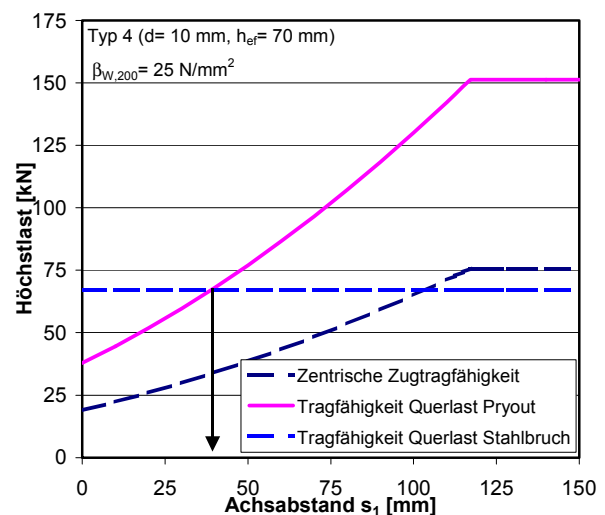
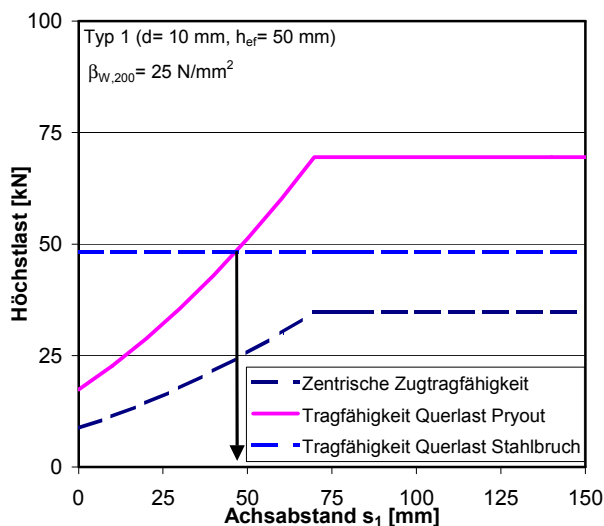


Bild 5.97 Einfluss des Achsabstandes s_1 von quadratischen 4er-Gruppen auf die Versagenslast bei zentrischem Zug (Gleichung (5.9)), bei Betonausbruch auf der lastabgewandten Seite (Gleichung (5.14)) und bei Stahlbruch unter Querlast (Gleichung (3.8)).

6 Tragverhalten von Kunststoffdübeln in gerissenem Beton

6.1 Spaltkraftmessungen (Funktionsersatzprüfungen)

In den numerischen Studien wird gezeigt, dass der Spaltkraftverlauf im gerissenen Beton durch verschiedene Parameter in anderer Weise beeinflusst wird als im ungerissenen Beton. Funktionsersatzprüfungen (FEP) mit Kunststoffdübeln in einer servo-hydraulischen Prüfmaschine bieten die Möglichkeit, den Spaltkraftverlauf während eines Ausziehversuchs im ungerissenen und gerissenen Beton zu messen. Der Reibkoeffizient zwischen Dübelhülse und Beton kann aus der Herausziehlast und der Spaltkraft bestimmt werden. Dadurch wird das Tragverhalten eines Kunststoffdübels in seine einzelnen Bestandteile Spreizkraft, Herausziehlast und Reibkoeffizient zerlegt.

Im Gegensatz zu den vereinfachten Funktionsersatzprüfungen im ungerissenen Beton aus Abschnitt 5.4, müssen die in diesem Abschnitt beschriebenen Versuche in einer servo-hydraulischen Prüfmaschine durchgeführt werden, da sonst die Rissöffnung während des Versuchs nicht durchgeführt werden kann.

Die in diesem Abschnitt dargestellten Versuchsergebnisse wurden den Berichten *Pregartner/Eligehausen (2002/6)*, *Pregartner/Eligehausen (2002/7)* und *Pregartner/Eligehausen (2002/8)* entnommen. Sie sind im Anhang B 6 zusammengefasst.

6.1.1 Versuchsdurchführung

Das Prüfverfahren der Funktionsersatzprüfungen wurde von *Mayer (1991)* zur Überprüfung der Eignung von Metallspreizdübeln in ungerissenem und gerissenem Beton entwickelt. Für die Prüfung von Kunststoffdübeln musste das Prüfverfahren jedoch teilweise angepasst werden.

Die Versuche wurden in niederfesten Betonwürfeln, die nach *ETAG (1997)* hergestellt wurden, durchgeführt. Die Betonwürfel hatten eine Kantenlänge von 200 mm. Weitere Details zur Betonzusammensetzung, Festigkeit und Herstellung sind Abschnitt 5.4.1 zu entnehmen.

Die Vorbereitung der Versuchskörper (Bohrlocherstellung etc.) ist identisch zu den FEP in ungerissenem Beton (Abschnitt 5.4.1). Unterschiedlich ist nur die Dicke des eingelegten Blechs. Bei den Funktionsersatzprüfungen im gerissenen Beton wurden zwei Bleche mit einer Dicke von 0,8 mm verwendet.

Nach dem Bohren wurden die beiden Würfelhälften in eine Einspannvorrichtung in die servo-hydraulische Prüfmaschine (Last bis 100 kN) eingebaut (Bild 6.1). Der Einbau erfolgte so, dass die Würfelhälften und das Bohrloch kraftfrei und passgenau übereinander lagen. Die Würfelhälften hatten nach dem Einbau keinen Kontakt untereinander und die Breite des Luftspaltes zwischen den Würfelhälften entsprach gerade der Dicke des Blechs beim Bohren. Über eine Dehnungsregelung des Zylinders kann die Spaltbreite zwischen den Hälften konstant gehalten oder der Spalt um die Rissbreite geöffnet werden.

Die Dübel wurden nach dem Einbau der Würfelhälften in die Prüfmaschine mit einem Schrauber mit Hauptspreizrichtung senkrecht zum Spalt gesetzt. Während der Montage wurde das Eindrehmoment gemessen. Nach dem Setzen der Dübel wurde die Spaltkraft im ungerissenen Beton ca. 10 Minuten beobachtet, d.h. die Spaltbreite zwischen den Betonwürfelvierteln wurde konstant gehalten. Nach 10 Minuten wurde das Querhaupt der Prüfmaschine dehnungsgeregelt um das Maß der Rissbreite nach unten gefahren. Dann wurde der Spalt wieder 10 Minuten konstant gehalten und die Spaltkraft währenddessen aufgezeichnet. Anschließend wurde eine Ausziehvorrichtung mit Kraftmessdose (Messbereich bis 20 kN bzw. bis 50 kN) montiert und der Dübel bis zum Versagen auf zentrischen Zug belastet. Die Dübelverschiebung wurde an der Schraubenspitze des Dübels gemessen. In Bild 6.1 ist der Versuchsaufbau schematisch dargestellt.

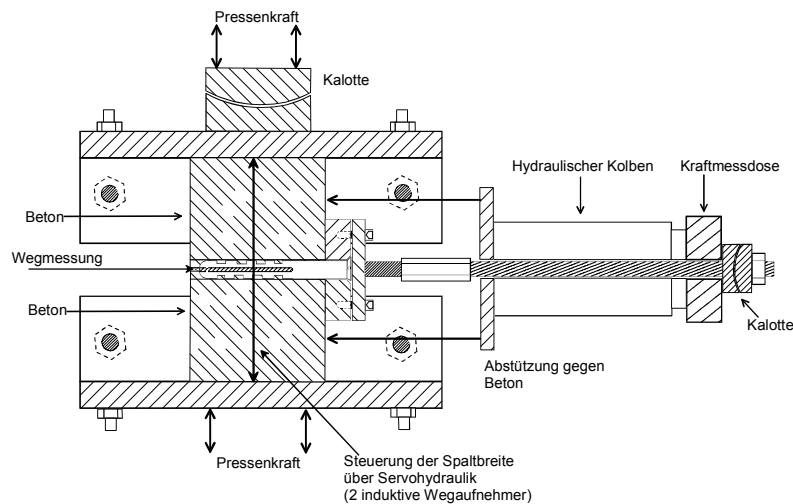


Bild 6.1 Schematische Zeichnung des Versuchsaufbaus für Funktionsersatzprüfungen mit Kunststoffdübeln in einer servo-hydraulischen Prüfmaschine.

6.1.2 Berechnung der Spreizkräfte aus den gemessenen Spaltkräften in Hauptspreizrichtung

Bei den Funktionsersatzprüfungen werden die Spaltkräfte in Hauptspreizrichtung bzw. senkrecht zur Spaltebene des Betonwürfels gemessen. Die Spaltkraft in Nebenspreizrichtung bzw. parallel zur Spaltebene kann mit der verwendeten Prüfeinrichtung nicht bestimmt werden. Zur Beurteilung des Tragverhaltens der Dübel und zur Berechnung des Reibkoeffizienten zwischen Dübelhülse und Beton muss jedoch die Spreizkraft des Dübels berechnet werden. Da die Spreizkraftverteilung von Kunststoffdübeln vor und nach der Rissöffnung ungleichmäßig über den Umfang verteilt ist, muss die Umrechnung der Spaltkraft in die Spreizkraft mit Hilfe einer Annahme zum Verhältnis der Spaltkräfte in Neben- und Hauptspreizrichtung erfolgen.

Im ungerissenen Beton folgt das Verhältnis der Spaltkräfte direkt aus den Messungen aus Abschnitt 5.3.

Bei einem Rissverlauf senkrecht zur Hauptspreizrichtung wird die Spaltkraft in Hauptspreizrichtung durch die Rissöffnung wesentlich stärker reduziert als in Nebenspreizrichtung (vgl. Bild 4.6 und Bild 4.23). Dadurch ändert sich das Verhältnis der Spaltkräfte in Haupt- und Nebenspreizrichtung in Abhängigkeit von der Rissbreite. Zur Berechnung der Spreizkraft nach der Rissöffnung werden näherungsweise die Verhältnisse der Spaltkräfte aus den FE-Rechnungen 10 Minuten nach der Rissöffnung verwendet (vgl. Abschnitt 4.2.4.2).

In den FE-Rechnungen werden die Dübel Typ 1 und Typ 4 untersucht. Das Verhältnis der Spaltkräfte des Dübels Typ 5 im gerissenen Beton wird als Mittelwert der Verhältnisse der Spaltkräfte der Dübel Typ 1 und Dübel Typ 4 angenommen. Für Dübel Typ 1 mit einem Durchmesser von 14 mm wird das gleiche Verhältnis der Spaltkräfte wie für Dübel Typ 1 mit einem Durchmesser von 10 mm gewählt. Der Einfluss der Rissbreite und des Dübeltyps auf das Verhältnis der Spaltkräfte in den FE-Rechnungen ist in Bild 4.34 dargestellt. Die Berechnung der Spreizkraft aus der gemessenen Spaltkraft in Hauptspreizrichtung erfolgt nach Gleichung (4.17). Einen Überblick über die verwendeten Quotienten der Spaltkräfte zur Berechnung der Spreizkräfte gibt Tabelle 6.1.

Bei der Berechnung der Spreizkraft sind Umrechnungen problematisch, bei denen die Spaltkraft in Hauptspreizrichtung infolge der Rissöffnung nahe Null ist, da dann der Quotient aus Spaltkraft in Nebenspreizrichtung zu Spaltkraft in Hauptspreizrichtung gegen unendlich geht. Dies ist oft direkt nach der Rissöffnung der Fall (Spa_{min}). Daher wird in den Auswertungen direkt nach der Rissöffnung keine Berechnung der Spreizkraft vorgenommen. In der Regel sind die Spaltkräfte 10 Minuten nach der Rissöffnung (Spa_{1200}) in den FEP deutlich größer als Null. Die Spaltkraft von Dübel Typ 5 ist bei einer Rissbreite von $w = 0,4$ mm auch 10 Minuten nach der Rissöffnung noch nahe Null. Die berechnete Spreizkraft zu diesem Zeitpunkt ist daher ungenau. Bei der Bestimmung des Reibkoeffizienten ist die Spaltkraft bei

Erreichen der maximalen Herausziehlust maßgebend, die immer deutlich größer als Null ist. Daher ist die Bestimmung des Reibkoeffizienten mit den Quotienten aus Tabelle 6.1 auch bei diesem Dübeltyp näherungsweise möglich.

Dübel Typ	d [mm]	h _{ef} [mm]	Verhältnis Spa_{Neben}/Spa_{Haupt}			
			w= 0,0 mm ¹⁾	w= 0,1 mm ²⁾	w= 0,2 mm ²⁾	w= 0,4 mm ²⁾
1	10	70	0,72 (0,75)	0,90	1,10	1,59
4	10	70	0,91 (0,78)	0,88	1,24	1,56
5	10	70	0,53	0,89	1,17	1,58
1 ³⁾	14	70	0,72	0,90	1,10	1,59

¹⁾: Werte aus den Spreizkraftmessungen aus Abschnitt 5.3; Werte der FE-Rechnungen in Klammern.

²⁾: Werte aus den FE-Rechnungen für Dübel Typ 1 und Typ 4; Typ 5 als Mittel der beiden geschätzt.

³⁾: Gleiche Werte wie Dübel Typ 1 (d= 10 mm), da nicht gemessen und nicht berechnet.

Tabelle 6.1 Verwendete Verhältnisse der Spaltkräfte in Haupt- und Nebenspreizrichtung zur Berechnung der Spreizkräfte.

6.1.3 Spaltkraftverläufe

6.1.3.1 Einfluss des Dübeltyps und der Rissbreite

Die in den FEP ermittelten Spaltkräfte und Herausziehlasten streuen bei einigen Serien beträchtlich, da die Werte durch die Rissöffnung stark reduziert werden. Daher werden bei der Diskussion der Spaltkräfte hauptsächlich Mittelwertkurven dargestellt. Die ermittelten Reibbeiwerte haben als bezogene Werte zweier gleichmäßig streuender Größen in der Regel geringere Variationskoeffizienten.

In Bild 6.2 werden die gemittelten Spaltkraftkurven der Funktionsersatzprüfungen im ungerissenen Beton mit den mittleren Spaltkraftkurven der Versuche in der Spaltkraftmessapparatur mit Stahllamellen aus Abschnitt 5.3 verglichen. Die Versuche wurden unter gleichen Versuchsbedingungen durchgeführt. Die Ergebnisse der Funktionsersatzprüfungen sind als gestrichelte Linien dargestellt.

Aus Bild 6.2 geht hervor, dass eine gute Übereinstimmung der Spaltkräfte der beiden Messmethoden vorliegt. Bei Dübel Typ 1 und Dübel Typ 5 beträgt die Abweichung der Spaltkräfte im Mittel 15% bis 20%. Die Messwerte des Dübels Typ 4 unterscheiden sich zum Zeitpunkt $t = 0$ Minuten um ca. 19%. Nach 5 Minuten beträgt die Abweichung im Mittel nur noch 3%.

Weiterhin zeigt sich beim Vergleich der beiden Messmethoden, dass der zeitliche Verlauf der Kurven besser übereinstimmt als bei den vereinfachten Funktionsersatzprüfungen aus Abschnitt 5.4. Bei den vereinfachten Funktionsersatzprüfungen ist die maximale Spaltkraft der beiden Messmethoden annähernd gleich, die Abnahme der Spaltkraft infolge Relaxation verläuft jedoch unterschiedlich (Bild 5.18).

In Wiederholungsserien mit Dübel Typ 4 und Dübel Typ 5 wurde festgestellt, dass auch bei einer Messung in der servo-hydraulischen Prüfmaschine unter nominell gleichen Bedingungen teilweise stark unterschiedliche Spaltkräfte gemessen werden. Statistische Tests zeigen, dass diese Messreihen nur unter Voraussetzung einer bekannten Varianz zu einer Grundgesamtheit gehören. Das Verfahren der Funktionsersatzprüfung ist offenbar bei Kunststoffdübeln anfällig gegen geringe Variationen der Versuchsbedingungen (Temperatur, Bohrreckmaß, Feuchtegehalt der Hülsen, Montagecharakteristik usw.). Zur Veranschaulichung des Tragverhaltens von Kunststoffdübeln in Beton sind die Ergebnisse dennoch gut geeignet.

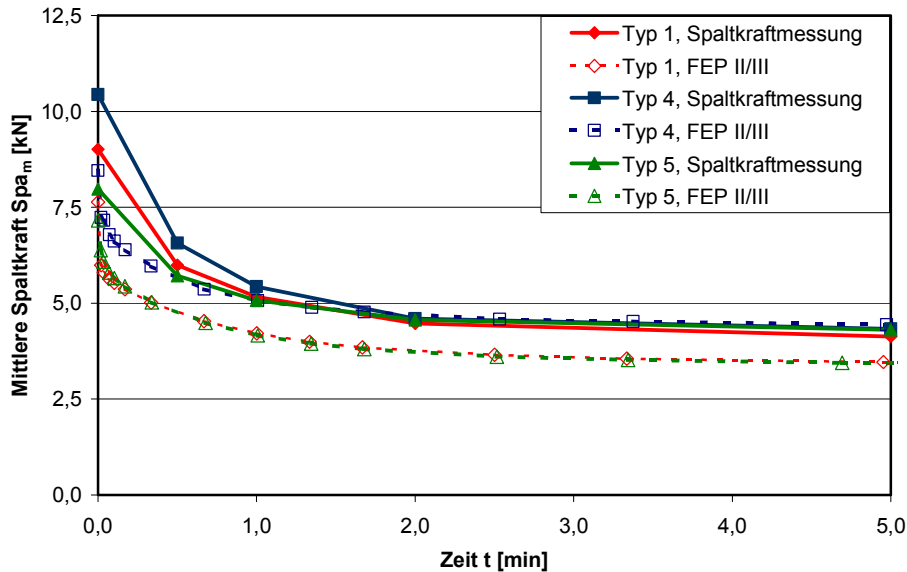


Bild 6.2 Vergleich der mittleren Spaltkraftkurven der Funktionsersatzprüfungen im ungerissenen Beton (Abschnitt 6.1) mit den Spaltkraftkurven der Spaltkraftmessungen in Stahllamellen (Abschnitt 5.3), Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Messung in Hauptspaltkraftmessung, Montage mit dem Schrauber.

Bild 6.3 zeigt die mittleren Spaltkräfte der untersuchten Dübeltypen mit einem Nenndurchmesser von 10 mm in Abhängigkeit von der Zeit. Die Spaltkraftkurven wurden aus jeweils 5 Einzelversuchen über die Versuchszeit gemittelt.

Der Dübel wird zu Beginn des Versuchs bei konstanter Spaltbreite (ungerissener Beton) verspreizt und 10 Minuten in diesem Zustand belassen. Das Maximum der Spaltkraft wird direkt nach der Montage erreicht. Die Spaltkraft fällt im weiteren Verlauf durch die Relaxation des Kunststoffes ab. Nach 10 Minuten Standzeit im ungerissenen Beton wird der Spalt um 0,1 mm vergrößert und daraufhin die Spaltkraft weitere 10 Minuten bei geöffnetem Riss beobachtet. Durch die Rissöffnung wird die Spaltkraft in Hauptspaltkraftmessung stark reduziert. Sie steigt jedoch bei konstanter Rissbreite infolge des Memory-Effekts des Kunststoffes wieder an (Bild 4.23). Die Spaltkraftkurven der Funktionsersatzprüfungen verlaufen qualitativ wie bei den numerischen Studien an Dübelabschnitten in Abschnitt 4.2. Nach 20 Minuten Standzeit wird die Ausziehvorrichtung montiert und der Dübel durch zentrischen Zug bis zum Versagen belastet. Dieser Bereich der Spaltkraftkurven ist in Bild 6.3 nicht dargestellt, da die Spaltkraftkurven infolge der Montage der Ausziehvorrichtung schwanken. Bei der Belastung des Dübels auf Zug steigt die Spaltkraft deutlich an. Die maximale Spaltkraft beim Ausziehversuch wird bei Erreichen der Herausziehlast gemessen (Spa bei N_{max}). Der Spaltkraftanstieg entsteht bei Belastung des Dübels zum einen durch eine Relativverschiebung zwischen Spreizelement und Kunststoff an den Gewindeflanken der Schraube (vgl. Bild 4.9), zum anderen bewirkt die Rauigkeit des Bohrlochs einen Spaltkraftanstieg, da der Kunststoff beim Verspreizen in die Unebenheiten des Bohrlochs gepresst wird und dadurch einen Mikroformschluss hervorruft. Bei einer Relativverschiebung der Hülse zum Bohrloch steigt dann die Spaltkraft an (Bild 4.10).

Die größte mittlere Spaltkraft der untersuchten Dübel im ungerissenen Beton mit einem Durchmesser von 10 mm weist Dübel Typ 4 auf, die geringste mittlere Spaltkraft liegt bei Dübel Typ 1 vor (Bild 6.3). Nach der Rissöffnung sind die Spaltkräfte der Dübel Typ 1 und Dübel Typ 5 im Mittel etwa gleich groß, während die mittlere Spaltkraft des Dübels Typ 4 deutlich größer ist. Die Spaltkraftkurven fallen durch die Rissöffnung auf ein Minimum ab. Der Minimalwert beträgt bei einer Rissbreite von $w = 0,1$ mm noch ca. 20% bis 35% des Wertes kurz vor der Rissöffnung. Nach 10 Minuten Standzeit im geöffneten Riss beträgt die mittlere Spaltkraft 35% bis 48% des Wertes kurz vor der Rissöffnung. Die Größe der Spreizkräfte der unterschiedlichen Dübeltypen im ungerissenen und gerissenen Beton wird maßgeblich

durch die Dübelkonstruktion (radiale Dehnung und Kontaktfläche) bestimmt (vgl. Abschnitt 4.2.4.1).

Aus Bild 6.3 geht hervor, dass der kritische Zeitpunkt bei Kunststoffdübeln in Beton der Moment der Rissöffnung ist. Bei Versuchen im Labor sind die Dübel unbelastet, wenn der Riss geöffnet wird. In Realität ist jedoch damit zu rechnen, dass der Dübel mit der zulässigen Last beaufschlagt ist. In diesem Fall ist es entscheidend, ob die verbleibende Spreizkraft direkt nach der Rissöffnung ausreicht, um die einwirkende Last durch Reibung zu übertragen. Andernfalls wird der Dübel aus dem Bohrloch rutschen, bis die Last zu benachbarten Befestigungspunkten umgelagert ist und dadurch die Belastung des Dübels im Riss sinkt.

In Versuchen mit bewegten Rissen wird die Tragfähigkeit von Kunststoffdübeln unter Dauerbelastung im gerissenen Beton untersucht. Auf die Ergebnisse wird in Abschnitt 6.3 näher eingegangen.

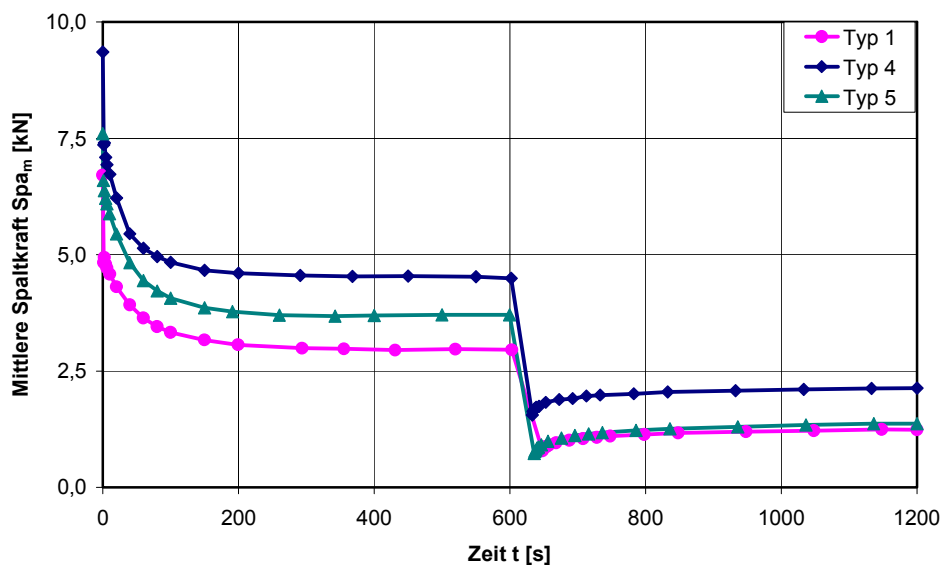


Bild 6.3 Mittlere Spaltkraftverläufe der untersuchten Dübel Typ 1, Typ 4 und Typ 5 ($d_{\text{nom}} = 10 \text{ mm}$, $h_{\text{ef}} = 70 \text{ mm}$), Rissbreite $w = 0,1 \text{ mm}$, Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Hauptspreizrichtung senkrecht zum Spalt.

Bild 6.4 zeigt links die bezogenen Spaltkräfte 10 Minuten nach der Rissöffnung Spa_{1200} und rechts die bezogenen Spaltkräfte bei Erreichen der Maximallast Spa bei N_{max} in Abhängigkeit der Rissbreite. Bezugswert ist die mittlere Spaltkraft im ungerissenen Beton kurz vor der Rissöffnung $Spa_{\text{RÖ,m}}$. Das dargestellte Verhältnis der Spaltkräfte hat Relevanz für zentrische Ausziehversuche, da Ausziehversuche im Labor etwa 10 Minuten nach der Rissöffnung durchgeführt werden.

Aus Bild 6.4 links geht hervor, dass die bezogene Spaltkraft in Hauptspreizrichtung 10 Minuten nach der Rissöffnung mit zunehmender Rissbreite abnimmt und asymptotisch gegen den Wert Null strebt. Die bezogene Spaltkraft des Dübels Typ 1 ($d = 14 \text{ mm}$) beträgt bei einer Rissbreite von $w = 0,4 \text{ mm}$ noch 13% des Wertes im ungerissenen Beton, während bei Dübel Typ 5 die mittlere Spaltkraft in Hauptspreizrichtung bei einer Rissbreite von $w = 0,4 \text{ mm}$ im Mittel nahezu Null ist.

In den numerischen Studien wird ebenfalls eine Abnahme der Spaltkräfte in Hauptspreizrichtung mit zunehmender Rissbreite beobachtet (Bild 4.36). Die Spaltkraft beträgt zum Beispiel bei Dübel Typ 2 in Hauptspreizrichtung bei einer Rissbreite von $w = 0,4 \text{ mm}$ noch 18% des Wertes im ungerissenen Beton.

In Bild 6.4 rechts ist zu sehen, dass die Spaltkraft in Hauptspreizrichtung bei Belastung des Dübels in kleinen Rissen zum Teil größer ist als die mittlere Spaltkraft kurz vor der Rissöffnung. Der Anstieg der Spaltkraft bei Belastung hängt vom Dübeltyp ab. Die mittlere Spaltkraft bei Belastung des Dübels nimmt mit zunehmender Rissbreite ebenfalls ab. Allerdings streuen die Werte stark und die Abnahme der mittleren Spaltkraft ist deutlich geringer als bei

den gemessenen Spaltkräften 10 Minuten nach der Rissöffnung. Für die Bestimmung des Reibkoeffizienten ist die Spaltkraft bei Erreichen der maximalen Herausziehlast maßgebend und es wird bei der Berechnung des Reibkoeffizienten vorausgesetzt, dass sich das Verhältnis der Spaltkräfte in Neben- und Hauptspreizrichtung durch die Spaltkraftsteigerung bei Belastung des Dübels nicht verändert.

Hinsichtlich der Spaltkraftsteigerung bei Belastung des Dübels stellt sich die Frage, wie dieser Anstieg durch eine Zunahme der Zeitdifferenz zwischen Rissöffnung und Dübelbelastung beeinflusst wird. Hierzu sind weitere experimentelle Untersuchungen erforderlich.

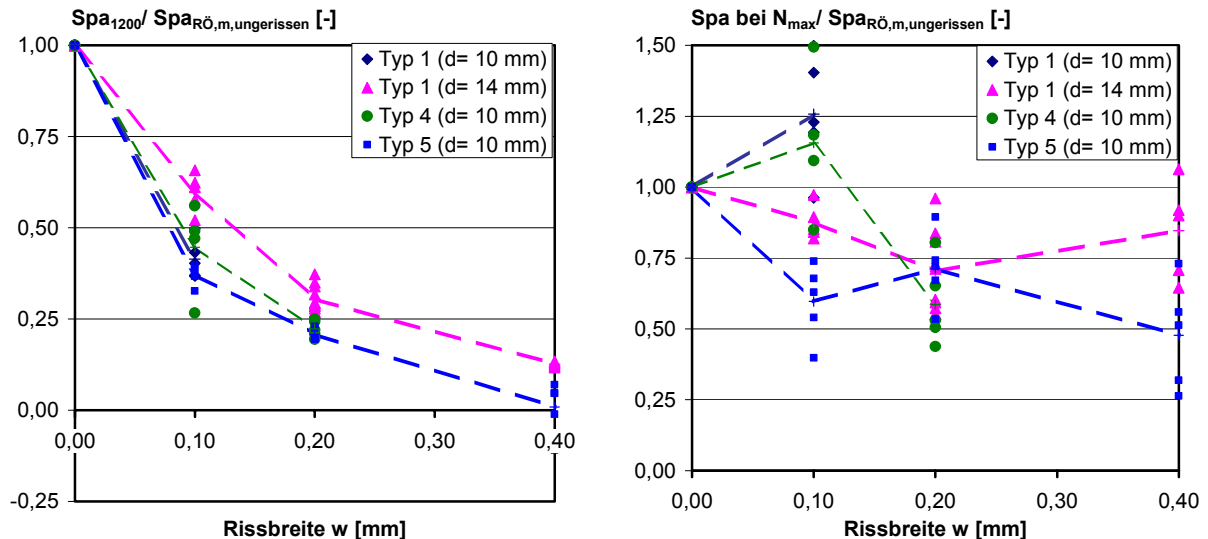


Bild 6.4 Einfluss der Rissbreite auf die bezogene Spaltkraft 10 Minuten nach der Rissöffnung Spa_{1200} (links) und auf die bezogene Spaltkraft bei Erreichen der maximalen Herausziehlast Spa bei N_{max} (rechts) der untersuchten Dübel ($h_{ef} = 70$ mm), Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Hauptspreizrichtung senkrecht zum Spalt.

6.1.3.2 Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts

Der Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts auf den Spaltkraftverlauf des Dübels Typ 1 ($d = 14$ mm) im ungerissenen und gerissenen Beton ($w = 0,2$ mm) ist in Bild 6.5 dargestellt. Im ungerissenen Beton (Zeitraum bis 600 Sekunden) ergibt sich im trockenen Zustand die größte und im nassen Zustand die kleinste mittlere Spaltkraft. Das gleiche Verhalten wurde auch bei anderen Dübeltypen in den Spaltkraftmessungen in Abschnitt 5.3 beobachtet. Die Abnahme der Spreizkraft mit zunehmendem Feuchtegehalt ist auf die Abnahme der Steifigkeit und Festigkeit von Polyamid mit zunehmendem Feuchtegehalt zurückzuführen.

Infolge der Rissöffnung fallen die mittleren Spaltkräfte in allen Konditionierungszuständen stark ab. In Bild 6.6 ist der mittlere Spaltkraftverlauf in Hauptspreizrichtung der drei Versuchsserien als Detail für den Zeitraum nach der Rissöffnung dargestellt. Im nassen Zustand ist die mittlere Spaltkraft direkt nach der Rissöffnung (Spa_{min}) am größten, während die Spaltkraft im luftfeuchten Zustand direkt nach der Rissöffnung am kleinsten ist. Bei konstanter Rissbreite ist der Anstieg der Spaltkraft im luftfeuchten Zustand jedoch deutlich größer als im trockenen Zustand, so dass 10 Minuten nach der Rissöffnung die mittlere Spaltkraft im luftfeuchten Zustand etwas größer ist als im trockenen Zustand.

Im gerissenen Beton nehmen die mittleren Spaltkräfte 10 Minuten nach der Rissöffnung im Gegensatz zum ungerissenen Beton mit zunehmendem Wassergehalt zu.

In den numerischen Studien (Abschnitt 4.2.4.6) wird erläutert, dass der Spaltkraftverlauf im gerissenen Beton unter dem Einfluss von Feuchtigkeit durch zwei Mechanismen maßgeblich beeinflusst wird. Mit zunehmendem Feuchtegehalt wird die mittlere radiale Kunststoffdehnung aufgrund des Quellens des Kunststoffes vergrößert. Dadurch wird der Spaltkraftabfall infolge Rissöffnung aufgrund des abnehmenden Entlastungsmoduls reduziert (Bild 4.45). Zusätzlich wird der Entlastungsmodul durch den mit zunehmender Feuchtigkeit abnehmenden E-Modul verkleinert. Der Spaltkraftabfall infolge Rissöffnung $\Delta\sigma_{Riss}$ wird deshalb mit zu-

nehmendem Feuchtegehalt kleiner. Es kann daher vorkommen, dass die Spreizkräfte im ungerissenen Beton mit zunehmendem Feuchtegehalt abnehmen, während sie im gerissenen Beton mit zunehmendem Feuchtegehalt zunehmen. Allerdings wurde in den numerischen Studien gezeigt, dass im trockenen und im nassen Zustand jeweils das Niveau der Spaltkraft im ungerissenen Beton entscheidend ist. Ist der Unterschied der Spaltkräfte in den einzelnen Konditionierungszustände nach dem Verspreizen größer als der Unterschied der Spaltkraftabfälle bei Rissöffnung, so reichen die mit zunehmendem Feuchtegehalt positiven Einflüsse auf den Spaltkraftabfall bei Rissöffnung im gerissenen Beton nicht aus, um die Tendenz der Spaltkräfte durch die Rissöffnung zu verändern (Bild 4.46). Zusätzlich hat die Ausgangsgröße der mittleren radialen Kunststoffdehnung einen Einfluss auf den Spaltkraftverlauf unter dem Einfluss von Feuchtigkeit. Der Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts wird mit abnehmender radialer Kunststoffdehnung größer.

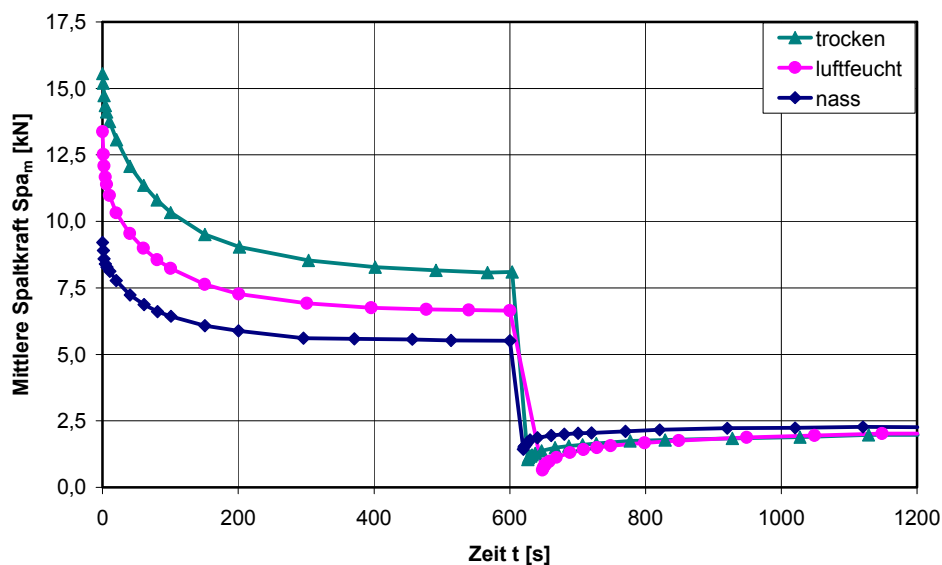


Bild 6.5 Einfluss der Konditionierung der Dübelhülse auf den mittleren Spaltkraftverlauf des Dübels Typ 1 ($d = 14$ mm, $h_{ef} = 70$ mm) im ungerissenen und gerissenen Beton, Rissbreite $w = 0,2$ mm, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Hauptspreizrichtung senkrecht zum Spalt.

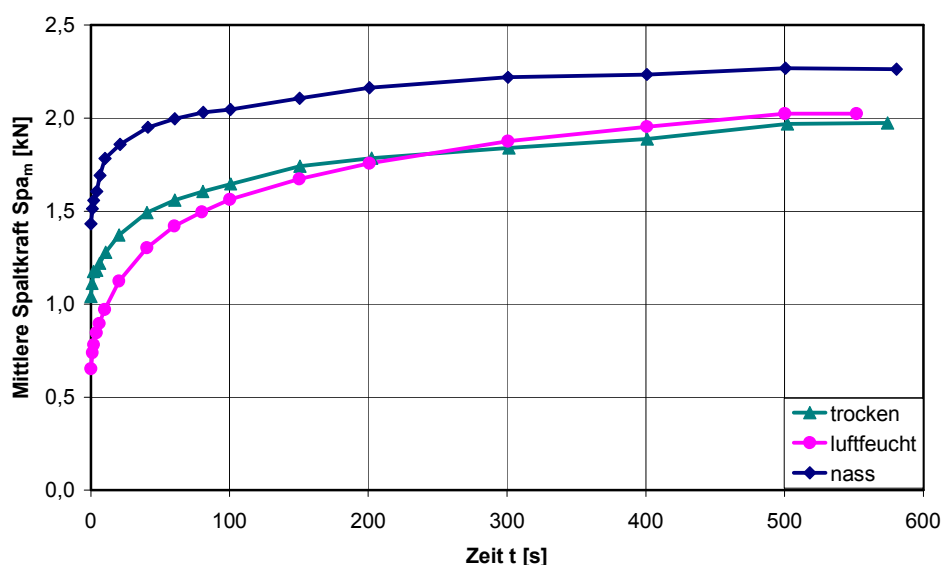


Bild 6.6 Einfluss der Konditionierung der Dübelhülse auf den mittleren Spaltkraftverlauf des Dübels Typ 1 ($d = 14$ mm, $h_{ef} = 70$ mm) nach der Rissöffnung, Rissbreite $w = 0,2$ mm, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Hauptspreizrichtung senkrecht zum Spalt.

Die in den FEP III gemessenen Spaltkräfte der anderen Dübeltypen zum Einfluss der Konditionierung im gerissenen Beton ($w = 0,2 \text{ mm}$) sind in Bild 6.7 zusammengefasst. Links sind die bezogenen Spaltkräfte 10 Minuten nach der Rissöffnung (Spa_{1200}) und rechts die bezogenen Spaltkräfte bei Erreichen der maximalen Herausziehlast (Spa bei N_{\max}) dargestellt. Bezugswert ist die jeweilige mittlere Spaltkraft im luftfeuchten Zustand. Zusätzlich ist der Einfluss des Wassergehaltes auf den bezogenen Elastizitätsmodul von Ultramid B3L[®] (PA6) dargestellt. Bezugswert ist der E-Modul im luftfeuchten Zustand.

Der Vergleich der Dübeltypen zeigt, dass hinsichtlich der bezogenen Spaltkraft 10 Minuten nach der Rissöffnung (Bild 6.7, links) keine einheitliche Tendenz vorliegt. Bei Dübel Typ 1 ($d = 14 \text{ mm}$) nimmt die bezogene Spaltkraft mit zunehmendem Feuchtigkeitsgehalt im Mittel etwas zu. Die Zunahme ist allerdings nicht signifikant. Bei Dübel Typ 4 ist die Spaltkraft im trockenen Zustand im Mittel größer als im luftfeuchten Zustand, während die Spaltkraft im nassen Zustand etwa gleich groß wie im luftfeuchten Zustand ist. Bei Dübel Typ 5 ergibt sich im luftfeuchten Zustand die größte Spaltkraft.

Der Elastizitätsmodul von Polyamid nimmt mit zunehmendem Wassergehalt stark ab. In den numerischen Studien wurde gezeigt, dass der abnehmende Elastizitätsmodul die Tendenz der Spreizkräfte im ungerissenen Beton bestimmt. Im gerissenen Beton können sich hingegen ansteigende Spaltkräfte mit zunehmendem Feuchtegehalt ergeben, so dass die Tendenz des E-Moduls nicht mit der der Spaltkräfte übereinstimmt. Dies wurde in den numerischen Studien eingehend erläutert (Abschnitt 4.2.4.6).

Aus Bild 6.7 rechts geht hervor, dass die Spaltkraft bei Erreichen der maximalen Herausziehlast (Spa bei N_{\max}) bei allen untersuchten Dübeln mit zunehmendem Feuchtegehalt abnimmt. Dies entspricht tendenziell dem Verlauf des bezogenen E-Moduls, allerdings ist die Abnahme des E-Moduls mit zunehmendem Feuchtegehalt deutlich größer.

Der Unterschied der Verläufe der bezogenen Spaltkräfte 10 Minuten nach der Rissöffnung und bei Erreichen der maximalen Herausziehlast sind auf den Einfluss des Elastizitätsmoduls auf die Spaltkraftzunahme bei Belastung des Dübels zurückzuführen. Der Anstieg der Spaltkraft bei Belastung des Dübels ergibt sich aufgrund einer Relativverschiebung zwischen den Gewindeflanken des Spreizelementes und der Dübelhülse. Weiterhin steigt die Spaltkraft beim Gleiten der Dübelhülse im Bohrloch wegen der Unebenheiten der Bohrlochoberfläche an. Der zunehmende Elastizitätsmodul mit abnehmendem Feuchtegehalt bewirkt daher eine deutliche Zunahme der Spaltkraftsteigerung bei Belastung des Dübels mit abnehmendem Feuchtegehalt der Dübelhülse.

In beiden Darstellungen ist zu erkennen, dass die Spaltkraftwerte der Messungen teilweise stark streuen und sich die Darstellungen daher nur für qualitative Diskussionen eignen.

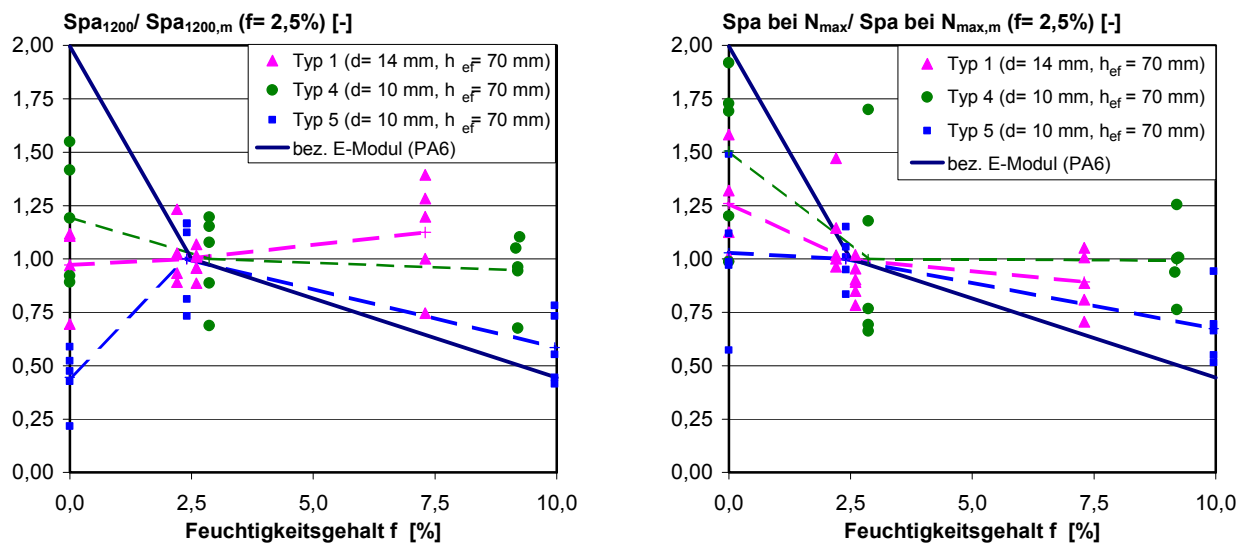


Bild 6.7 Einfluss der Konditionierung der Dübelhülse auf die bezogene Spaltkraft nach der Rissöffnung Spa_{1200} (links), auf die bezogene Spaltkraft bei Erreichen der maximalen Herausziehlast Spa bei N_{\max} (rechts) und auf den bezogenen E-Modul von Ultramid B3L[®], Rissbreite $w = 0,2 \text{ mm}$, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Hauptspreizrichtung senkrecht zum Spalt.

Bei jeweils einem Versuch der Serien zum Einfluss der Konditionierung wurden Langzeitmessungen der Spaltkraft durchgeführt. Die Zeitdifferenz zwischen Rissöffnung und Dübelbelastung betrug bei diesen drei Versuchen bis zu 22 h. Die Rissbreite betrug $w = 0,1$ mm.

In Bild 6.8 sind die Spaltkraftverläufe der drei Einzelmessungen des Dübels Typ 1 ($d = 14$ mm) in Abhängigkeit von der Zeitdifferenz nach der Rissöffnung dargestellt. Aus Bild 6.8 geht hervor, dass die Dauer des Spaltkraftanstiegs nach der Rissöffnung von der Konditionierung abhängt. In allen drei Konditionierungszuständen ist der Spaltkraftanstieg nach der Rissöffnung zeitlich begrenzt und geht nach einer bestimmten Zeitdifferenz in einen Relaxationsvorgang über. Im nassen Zustand dauert der Spaltkraftanstieg des Dübels Typ 1 etwa 1 Stunde, während er im trockenen Zustand ungefähr 20 Stunden anhält. Im luftfeuchten Zustand ist der Spaltkraftanstieg nach etwa 4 Stunden beendet.

Die Tatsache, dass der Spaltkraftanstieg nach der Rissöffnung zeitlich begrenzt ist, konnte bereits mit Hilfe des Boltzmann'schen Superpositionsprinzips gezeigt werden (Bild 4.26). Die Dauer des Anstiegs hängt von der Kriechneigung des Kunststoffes ab. Je weicher der Kunststoff ist, um so schneller kann der Dübel die Dehnungsdifferenz infolge Rissöffnung ausgleichen.

Interessant ist in diesem Zusammenhang die Frage, wie die Dauer des Spaltkraftanstiegs nach der Rissöffnung durch die Rissbreite beeinflusst wird. Nach den Ergebnissen des Boltzmann'schen Superpositionsprinzips sollte der Anstieg bei größeren Rissbreiten länger andauern als bei kleineren Rissbreiten. Weitere Langzeitmessungen könnten hier Aufschluss geben.

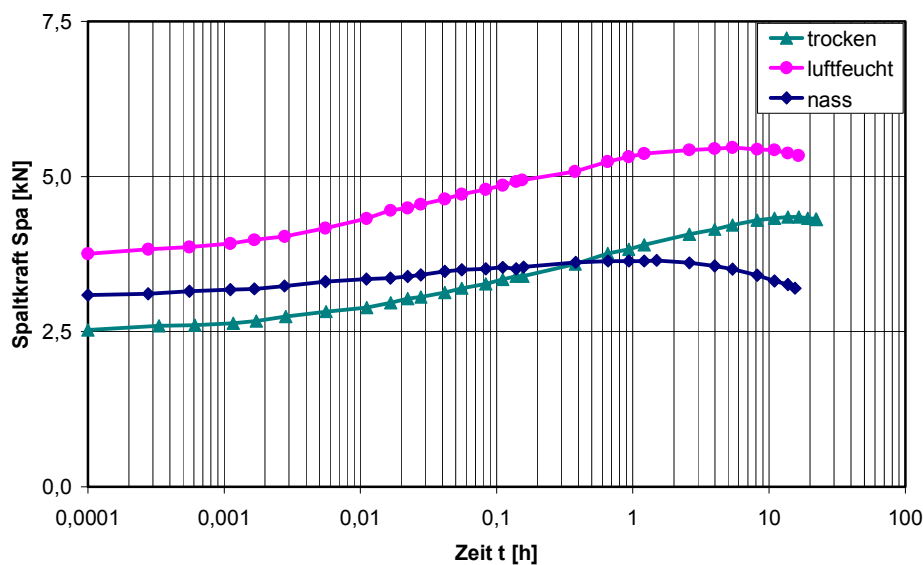


Bild 6.8 Einfluss der Konditionierung der Dübelhülse auf den Spaltkraftverlauf nach der Rissöffnung, Dübel Typ 1 ($d = 14$ mm), Rissbreite $w = 0,1$ mm, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Hauptspannungsrichtung senkrecht zum Spalt, Langzeitmessung jeweils eines Versuchs.

6.1.3.3 Einfluss der Temperatur

In Bild 6.9 ist der Einfluss der Temperatur auf den mittleren Spaltkraftverlauf von Dübel Typ 4 im ungerissenen und gerissenen Beton dargestellt. Bild 6.10 zeigt den zeitlichen Verlauf der mittleren Spaltkraft nach der Rissöffnung als Detail.

Im ungerissenen Beton ist die mittlere Spaltkraft des Dübels Typ 4 bei einer Temperatur von 50°C direkt nach dem Verspreizen etwa gleich groß wie bei 20°C . Die Abnahme der Spaltkraft infolge Relaxation ist jedoch bei einer Temperatur von 50°C deutlich größer als bei 20°C . Dies ist auf die steigende Relaxationsneigung des Kunststoffes mit zunehmender Temperatur zurückzuführen. Während die Dübelhülse bei einer Umgebungstemperatur von 20°C etwa 5 Minuten nach der Montage bereits wieder ausgekühlt ist, weist die Dübelhülse bei 50°C Umgebungstemperatur langfristig eine höhere Temperatur auf. Dies hat einen maßgeblichen Einfluss auf den Verlauf der Relaxationskurve im ungerissenen Beton. Die

mittlere Spaltkraftkurve verläuft bei einer Temperatur von 20°C nach 10 Minuten schon nahezu horizontal, während die Kurve der Versuche bei 50°C noch deutlich geneigt ist.

Der Spaltkraftabfall infolge der Rissöffnung ist wegen des größeren Elastizitätsmoduls und des dadurch größeren Entlastungsmoduls bei einer Umgebungstemperatur von 20°C größer als bei 50°C. Im weiteren Verlauf der Spaltkraftkurve nach der Rissöffnung setzt jedoch bei den Versuchen bei 50°C bereits nach etwa 4 Minuten ein Spaltkraftabfall ein, während bei der Serie bei 20°C der Spaltkraftanstieg noch andauert (Bild 6.10).

10 Minuten nach der Rissöffnung ist die mittlere Spaltkraft bei einer Temperatur von 20°C größer als bei 50°C. Bei einer Umgebungstemperatur von 50°C ist die Beweglichkeit der Molekülketten des Polyamids wesentlich größer als bei 20°C, so dass der Kunststoff deshalb die Dehnungsdifferenz infolge der Rissöffnung deutlich schneller ausgleichen kann. Der Spaltkraftanstieg geht aus diesem Grund bei einer Temperatur von 50°C bereits nach 4 Minuten wieder in eine Relaxationsphase über. In den Langzeitmessungen zum Einfluss der Konditionierung wird im Gegensatz dazu gezeigt, dass der Spaltkraftanstieg nach der Rissöffnung im luftfeuchten Zustand bei einer Temperatur von 20°C noch einige Stunden andauern kann (Bild 6.8).

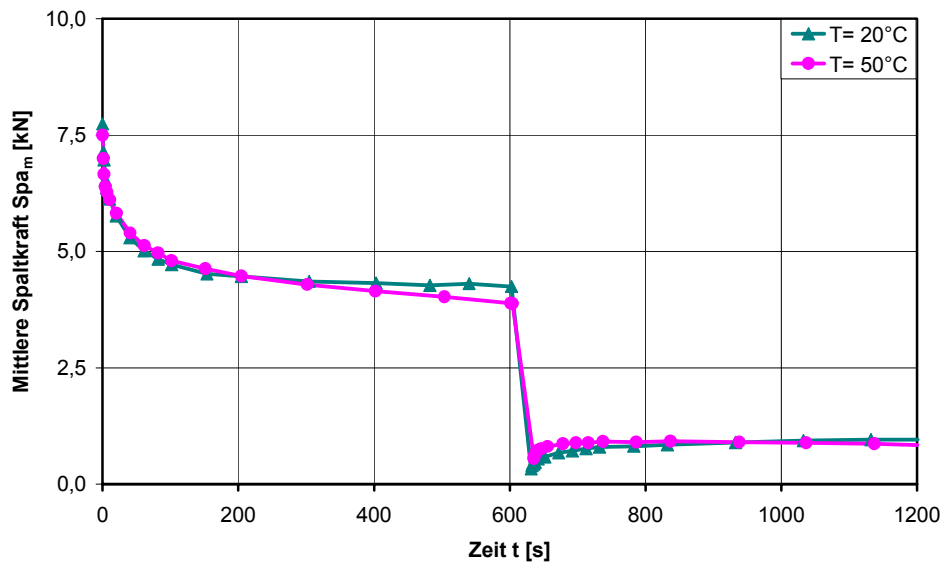


Bild 6.9 Einfluss der Temperatur der Dübelhülse auf den mittleren Spaltkraftverlauf des Dübels Typ 4 ($d=10\text{ mm}$, $h_{\text{ef}}=70\text{ mm}$), Rissbreite $w=0,2\text{ mm}$, Konditionierung luftfeucht, Hauptspannrichtung senkrecht zum Spalt.

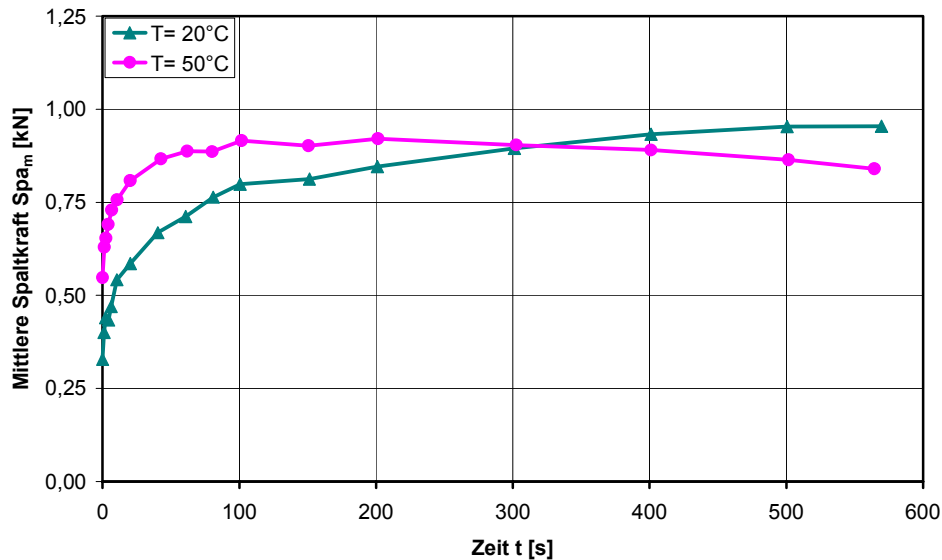


Bild 6.10 Einfluss der Temperatur der Dübelhülse auf den mittleren Spaltkraftverlauf des Dübels Typ 4 ($d = 10 \text{ mm}$, $h_{\text{ef}} = 70 \text{ mm}$) nach der Rissöffnung, Rissbreite $w = 0,2 \text{ mm}$, Konditionierung luftfeucht, Hauptspannungsrichtung senkrecht zum Spalt.

6.1.4 Reibkoeffizienten

6.1.4.1 Einfluss des Dübeltyps und der Rissbreite

Im Rahmen der Funktionsersatzprüfungen im gerissenen Beton (FEP II/III), die in einer servo-hydraulischen Prüfmaschine durchgeführt wurden, wurden auch Versuche im *ungerissenen* Beton mit Dübel Typ 1 ($d = 10 \text{ mm}$ und $d = 14 \text{ mm}$), Dübel Typ 4 und Dübel Typ 5 durchgeführt.

Die in den Funktionsersatzprüfungen in der servo-hydraulischen Prüfmaschine im *ungerissenen* Beton ermittelten Reibkoeffizienten (FEP II/III) werden in Bild 6.11 mit den Werten der vereinfachten Funktionsersatzprüfungen in Stahlrahmen aus Abschnitt 5.4 (FEP II) verglichen. Bei den Messungen in der servo-hydraulischen Prüfmaschine wurde bei Dübel Typ 1 ($d = 10 \text{ mm}$) bei einem Versuch ein ungewöhnlich großer Reibkoeffizient ermittelt, der im Bild als Ausreißer markiert ist und nicht in die Mittelwertbildung einbezogen wurde.

Die Ergebnisse der Messungen in der servo-hydraulischen Prüfmaschine ergeben im Mittel bei Dübel Typ 1 mit einem Nenndurchmesser von $d = 10 \text{ mm}$ etwas größere Werte als bei den Messungen im Stahlrahmen. Die Streubereiche überschneiden sich jedoch und der Unterschied der Mittelwerte ist statistisch nicht signifikant. Bei den anderen untersuchten Dübeltypen sind die Reibkoeffizienten der Versuche in der servo-hydraulischen Prüfmaschine deutlich größer als die Werte der vereinfachten FEP.

Die Breite des Spalts zwischen den Betonwürfeln betrug bei den Versuchen in der servo-hydraulischen Prüfmaschine $0,8 \text{ mm}$, bei den vereinfachten FEP nur $0,5 \text{ mm}$. Da Kunststoff beim Verspreizen in den Spalt gepresst wird, kann ein breiterer Spalt zur Ermittlung eines größeren Reibkoeffizienten führen.

Weiterhin wurden die Versuche in den Stahlrahmen mit einer Zeitdifferenz zwischen Montage und Dübelbelastung von 5 Minuten durchgeführt, während die Versuche in der servo-hydraulischen Prüfmaschine mit einer Zeitdifferenz von 20 Minuten durchgeführt wurden. In Bild 5.26 wird jedoch gezeigt, dass die Zeitdifferenz zwischen Montage und Dübelbelastung erst ab etwa 100 h einen Einfluss auf die Größe des Reibkoeffizienten hat.

Die maximalen Spaltkräfte nach dem Verspreizen sind bei Dübel Typ 1 bei beiden Messverfahren vergleichbar und unterschieden sich statistisch nicht signifikant. Damit weisen beide Messvorrichtungen prinzipiell ähnliche Steifigkeiten auf. Bei Dübel Typ 4 und Typ 5 sind dagegen bereits die Spaltkräfte beim Verspreizen stark unterschiedlich.

Der Vergleich der maximalen mittleren Spaltkräfte direkt nach dem Verspreizen (Bild 6.2 und Bild 5.18) und der Reibkoeffizienten des Dübels Typ 1 zeigen, dass prinzipiell beide Messverfahren geeignet sind und etwa vergleichbare Ergebnisse liefern können. Da sich die mit den beiden Messverfahren ermittelten Spaltkräfte und Reibbeiwerte aber bei einigen Dübeltypen aus ungeklärter Ursache unterscheiden, werden die Ergebnisse der beiden Messmethoden nur getrennt diskutiert. Bei der Auswertung der Reibkoeffizienten des Dübels Typ 1 ergaben sich Schwierigkeiten das erste Lastmaximum der Last-Verschiebungskurven zu bestimmen, da die verwendete hydraulische Pumpe starke Lastschwankungen in der Last-Verschiebungskurve bewirkte. Daher wurde der Reibkoeffizient bei Erreichen der Maximallast ausgewertet. Der Unterschied zwischen den Reibbeiwerten bei erstem Lastmaximum und bei Maximallast ist relativ gering, da sich Herausziehlaster und erstes Lastmaximum nur wenig unterscheiden.

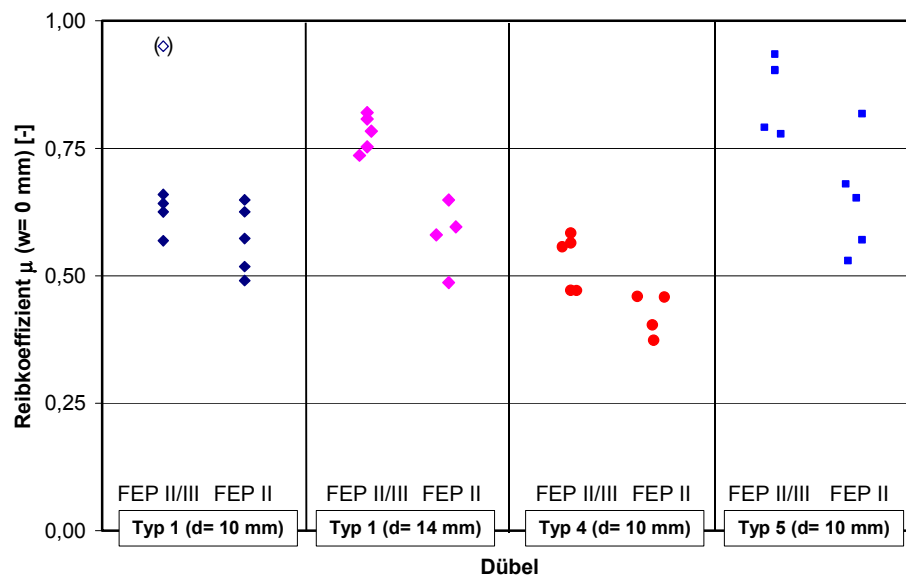


Bild 6.11 Vergleich der ermittelten Reibkoeffizienten im *ungerissenen* Beton aus den Funktionersatzprüfungen (FEP II/III) mit den Reibkoeffizienten der vereinfachten Funktionersatzprüfungen (FEP II); Dübel Typ 1, Typ 4 und Typ 5 ($d=10$ mm und 14 mm, $h_{ef}=70$ mm); Konditionierung luftfeucht; Temperatur $T=20^\circ\text{C}$; Hauptspannungsrichtung senkrecht zum Spalt.

In Bild 6.12 sind die Reibkoeffizienten der Dübel Typ 1, Typ 4 und Typ 5 im *gerissenen* Beton ($w=0,1$ mm) einander gegenübergestellt. Die Dübel weisen alle einen Nenn Durchmesser von $d=10$ mm und eine Verankerungstiefe von $h_{ef}=70$ mm auf. Es wird deutlich, dass die ermittelten Reibkoeffizienten stark vom untersuchten Dübeltyp abhängen. Dies wurde bereits in den vereinfachten Funktionersatzprüfungen im ungerissenen Beton festgestellt (Bild 5.20). Allerdings ist im ungerissenen Beton der Reibbeiwert von Dübel Typ 4 am geringsten. Im gerissenen Beton ist der mittlere Reibkoeffizient des Dübels Typ 1 mit einem Wert von $\mu=0,54$ der kleinste der drei untersuchten Dübeltypen.

Bei Dübel Typ 1 würde sich bei Verwendung einer geeigneten hydraulischen Pumpe und unter Auswertung des ersten Lastmaximums wahrscheinlich ein etwas größerer mittlerer Reibbeiwert ergeben, so dass der Reibbeiwert von Dübel Typ 1 dann größer wäre als der von Dübel Typ 4. Dübel Typ 4 weist einen mittleren Reibkoeffizienten von etwa $\mu=0,6$ auf. Der mittlere Reibkoeffizient des Dübels Typ 5 ist deutlich größer als der der beiden anderen Dübel. Er beträgt im Mittel $\mu=0,78$.

Die Streuung der Reibkoeffizienten ist mit Variationskoeffizienten unter 10% deutlich geringer als bei den gemessenen Spaltkräften und den Herausziehlaster, da der Reibkoeffizient aus dem Verhältnis zweier gleichmäßig streuender Größen gebildet wird.

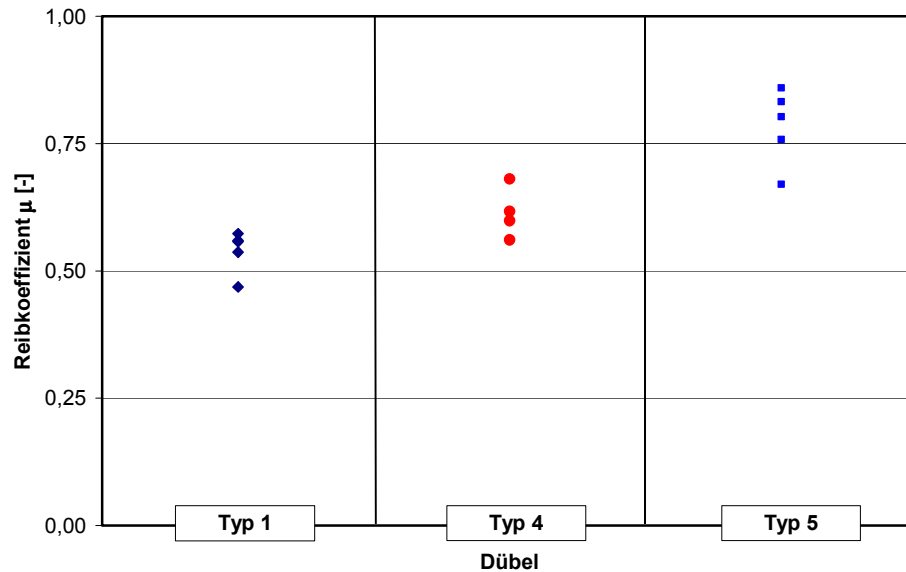


Bild 6.12 Einfluss des Dübeltyps auf den Reibkoeffizienten zwischen Kunststoff und Beton im *gerissenen* Beton ($w = 0,1$ mm), Dübel Typ 1, Typ 4 und Typ 5 ($d = 10$ mm, $h_{ef} = 70$ mm) Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Hauptspannungsrichtung senkrecht zum Spalt.

In Bild 6.13 ist der Einfluss der Rissbreite auf die Reibkoeffizienten der untersuchten Dübel Typ 1 ($d = 14$ mm und 10 mm, $h_{ef} = 70$ mm), Typ 4 ($d = 10$ mm, $h_{ef} = 70$ mm) und Typ 5 ($d = 10$ mm, $h_{ef} = 70$ mm) dargestellt. In die Auswertung wurden nur Werte aus den Messungen in der servo-hydraulischen Versuchseinrichtung einbezogen.

Der Reibkoeffizient zwischen Dübelhülse und Bohrlochwand nimmt bei den untersuchten Dübeltypen mit zunehmender Rissbreite ab. Bei Dübel Typ 1 ($d = 14$ mm) beträgt der Reibkoeffizient im ungerissenen Beton im Mittel $\mu = 0,78$, während er bei einer Rissbreite von $0,4$ mm im Mittel nur noch bei $\mu = 0,33$. Bei Dübel Typ 5 ($d = 10$ mm) fällt der mittlere Reibkoeffizient von $\mu = 0,86$ im ungerissenen Beton auf einen Wert von $\mu = 0,44$ im gerissenen Beton bei einer Rissbreite von $w = 0,4$ mm ab. Bei Dübel Typ 1 ($d = 10$ mm) wurden nur Versuche bis zu einer Rissbreite von $w = 0,1$ mm und bei Dübel Typ 4 bis zu einer Rissbreite von $w = 0,2$ mm durchgeführt.

Der Reibkoeffizient nimmt mit zunehmender Rissbreite ab, da durch die Rissöffnung der Mikroformschluss mit der unebenen Bohrlochwand in Hauptspannungsrichtung reduziert wird, während er in Nebenspannungsrichtung unverändert bleibt. Es ist allerdings damit zu rechnen, dass sich der Mikroformschluss mit zunehmender Zeitdifferenz im gerissenen Beton durch die Kriechverformungen des Kunststoffes wieder aufbaut und dadurch der Reibbeiwert zwischen Dübelhülse und Beton ansteigt. Daher müsste sich im gerissenen Beton neben dem Anstieg der Spaltkraft auch ein Anstieg des Reibkoeffizienten mit der Zeit ergeben. Dies sollte anhand weiterer Funktionsersatzprüfungen geklärt werden.

Eine eindeutige Tendenz zum Einfluss des Spreizdrucks auf den Reibkoeffizienten konnte in den Untersuchungen im gerissenen Beton nicht festgestellt werden. Dies wurde bereits bei den Funktionsersatzprüfungen im ungerissenen Beton in Abschnitt 5.4 festgestellt. Auf eine Darstellung wird daher verzichtet.

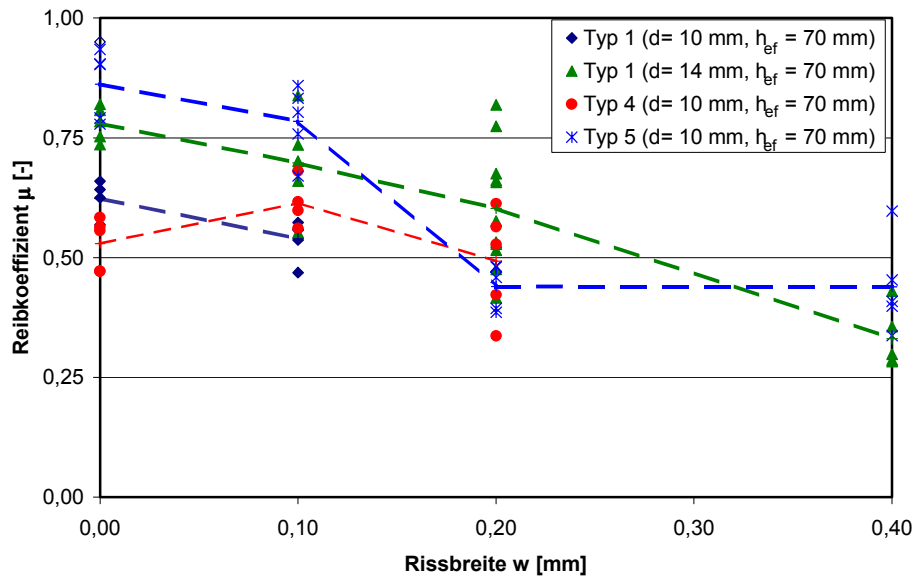


Bild 6.13 Einfluss der Rissbreite auf den Reibkoeffizienten zwischen Kunststoff und Beton im gerissenen Beton, Dübel Typ 1, Typ 4 und Typ 5 ($d_{\text{nom}} = 10 \text{ mm}$ und 14 mm , $h_{\text{ef}} = 70 \text{ mm}$), Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Hauptspreizrichtung senkrecht zum Spalt.

6.1.4.2 Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts

Der Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts der Dübelhülse auf den Reibkoeffizienten im gerissenen Beton ist in Bild 6.14 (Rissbreite $w = 0,1 \text{ mm}$, links bzw. $w = 0,2 \text{ mm}$, rechts) dargestellt. In beiden Diagrammen ist zu erkennen, dass der Reibkoeffizient im trockenen Zustand im Mittel geringer ist als im luftfeuchten Zustand. Der Reibbeiwert ist im nassen Zustand bei den meisten der untersuchten Dübel etwa gleich groß wie im luftfeuchten Zustand. Der mittlere Reibkoeffizient des Dübels Typ 4 steigt bei einer Rissbreite von $w = 0,2 \text{ mm}$ von $\mu = 0,32$ im trockenen Zustand auf einen Wert von $\mu = 0,5$ im nassen Zustand an. Bei Dübel Typ 5 ($w = 0,2 \text{ mm}$) nimmt der Reibkoeffizient mit zunehmendem Wassergehalt ebenfalls zu. Er beträgt im trockenen Zustand im Mittel $\mu = 0,41$, in nassen Zustand $\mu = 0,58$.

Der Reibkoeffizient zwischen Kunststoff und Beton steigt im ungerissenen Beton mit zunehmendem Feuchtegehalt an, da der durch die Wasseraufnahme weichere Kunststoff tiefer in die Unebenheiten des Bohrlochs eingedrückt wird. Dadurch ergibt sich mit zunehmendem Wassergehalt ein zunehmender Mikroformschluss. Im gerissenen Beton gilt dies ebenfalls für die Spreizrichtung in Richtung des Rissverlaufs (in den Messungen: Nebenspreizrichtung).

Im gerissenen Beton wird der Mikroformschluss senkrecht zur Rissrichtung (in den Messungen: Hauptspreizrichtung) durch die Rissöffnung reduziert, da sich der Kunststoff bei der Rissöffnung teilweise von der Bohrlochwand löst. Im nassen Zustand ist der Kunststoff weicher als im trockenen Zustand und verformt sich schneller. Dadurch löst sich der Kunststoff in kleineren Bereichen von der Bohrlochwand und der durch die Rissöffnung in Hauptspreizrichtung gestörte Mikroformschluss wird in kürzerer Zeit verbessert.

Zu dieser Thematik sollten weitere Messungen vor allem unter dem Einfluss längerer Zeitdifferenzen zwischen Rissöffnung und Dübelbelastung durchgeführt werden. Es ist denkbar, dass in allen Zuständen nach einer gewissen Zeitdifferenz der Reibbeiwert einem konstanten Wert zustrebt, da letztendlich das gleiche Maß an Mikroformschluss erreicht wird. Unter Umständen ist deshalb bei einigen Dübeltypen zwischen den Konditionierungszuständen luftfeucht und nass kein weiterer Anstieg des Reibkoeffizienten zu messen.

Im ungerissenen Beton ist der Einfluss des Konditionierungszustandes auf den Reibkoeffizienten nicht eindeutig. Bei Dübel Typ 4 ($d = 10 \text{ mm}$) nimmt der Reibkoeffizient im ungerissenen Beton ebenfalls mit zunehmendem Feuchtegehalt zu, während bei Dübel Typ 1 ($d = 14 \text{ mm}$) kein signifikanter Anstieg in Abhängigkeit des Feuchtegehalts erkennbar ist (Bild 5.23).

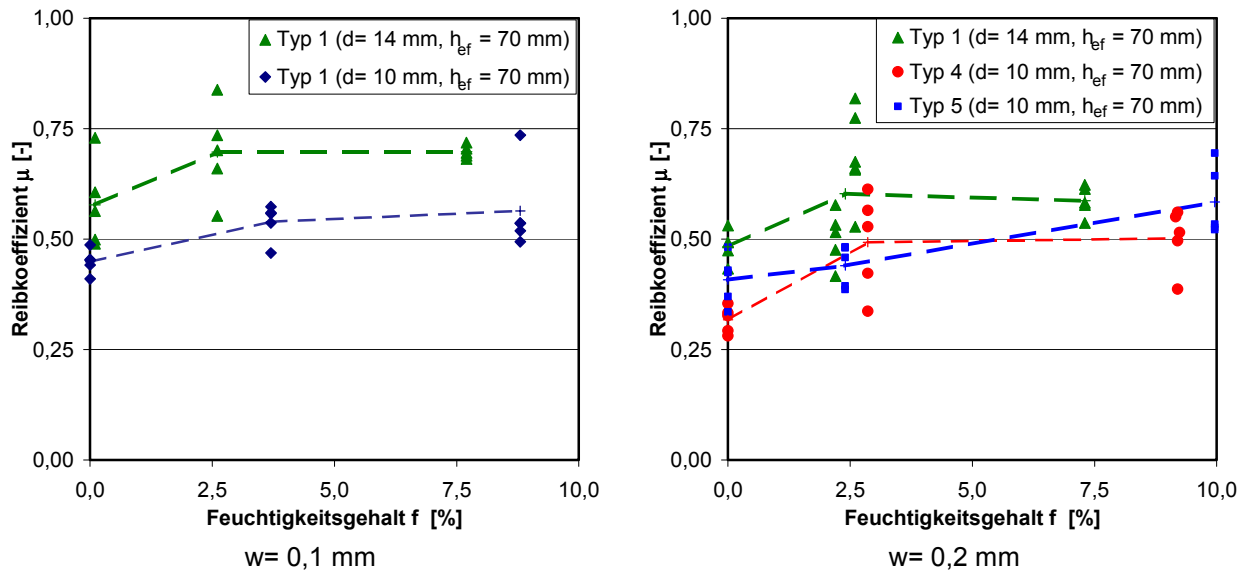


Bild 6.14 Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts der Dübelhülse auf den Reibkoeffizienten zwischen Kunststoff und Beton im gerissenen Beton ($w = 0,1$ mm, links und $w = 0,2$ mm, rechts), Dübel Typ 1 ($d = 10$ mm und 14 mm, $h_{ef} = 70$ mm) und Dübel Typ 5 ($d = 10$ mm, $h_{ef} = 70$ mm), Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$.

6.1.4.3 Einfluss der Temperatur

Bild 6.15 zeigt den Einfluss der Temperatur auf den Reibkoeffizienten des Dübels Typ 4 im gerissenen Beton bei einer Rissbreite von $w = 0,2$ mm. Der mittlere Reibkoeffizient steigt von $\mu = 0,49$ bei einer Temperatur von 20°C auf $\mu = 0,57$ bei 50°C an. Allerdings streuen die Werte bei 20°C sehr stark. Die Streubereiche der beiden Serien überschneiden sich.

Der Anstieg des Reibkoeffizienten hängt wie beim Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts der Dübelhülse mit dem zunehmenden Mikroformschluss mit abnehmendem Elastizitätsmodul zusammen. Der Kunststoff ist bei höheren Temperaturen weicher und verformungsfähiger. Er wird tiefer in die Unebenheiten des Bohrlochs gepresst und es ergibt sich ein besserer Mikroformschluss.

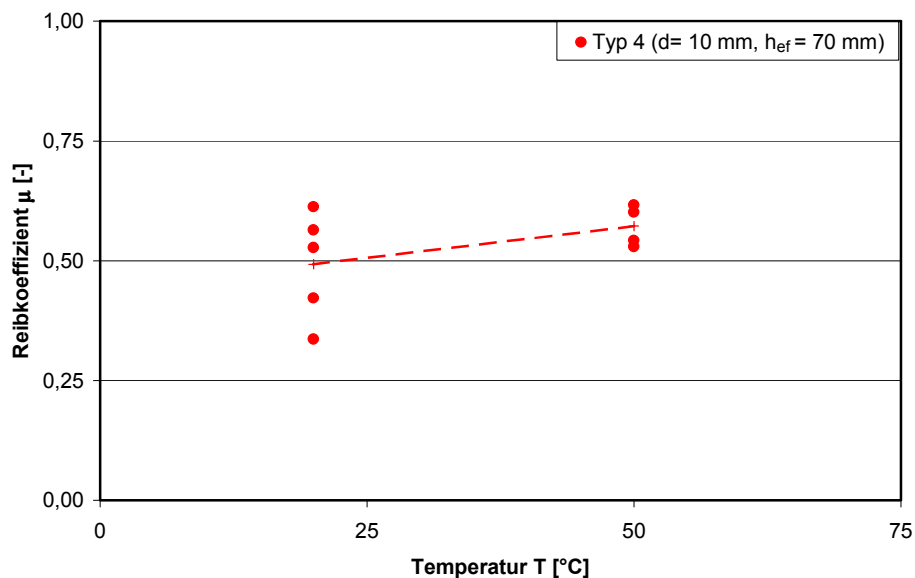


Bild 6.15 Einfluss der Temperatur auf den Reibkoeffizienten zwischen Kunststoff und Beton im gerissenen Beton ($w = 0,2$ mm), Dübel Typ 4 ($d = 10$ mm, $h_{ef} = 70$ mm), Konditionierung luftfeucht.

6.1.5 Zusammenfassende Betrachtung der FEP II/III-Versuche

Die Herausziehlasten streuen in den Funktionsersatzprüfungen, ähnlich wie die Spaltkräfte, zum Teil sehr stark.

Weiterhin sind die Herausziehlasten in den FEP III deutlich geringer als die Herausziehlasten im gerissenen Beton. Bei den Funktionsersatzprüfungen muss ein planmäßiger Spalt zwischen den Würfelhälften vorhanden sein. Dieser Spalt reduziert die Anpressfläche in Nebenspreizrichtung. Dadurch ergeben sich in den FEP kleinere Herausziehlasten als bei Ausziehversuchen im gerissenen Beton. Die Herausziehlasten der FEP betragen im Mittel etwa 40% bis 60% der Werte im gerissenen Beton.

Auf eine ausführliche Diskussion der Herausziehlasten wird aus den oben genannten Gründen verzichtet.

In den folgenden Abschnitten wird das Tragverhalten von Kunststoffdübeln im gerissenen Beton anhand von bezogenen Mittelwertkurven der Spreizkraft, der Herausziehlast und des Reibkoeffizienten veranschaulicht.

Eine Diskussion der Ergebnisse zum Temperatureinfluss wird nicht durchgeführt, da zu wenig Versuchsergebnisse zur Verfügung stehen.

6.1.5.1 Einfluss der Rissbreite

Bild 6.16 zeigt zusammenfassend den Einfluss der Rissbreite auf die bezogene mittlere Herausziehlast $N_{U,m}$, die bezogene mittlere Spreizkraft bei Erreichen der maximalen Herausziehlast S_p bei N_{max} und die daraus berechneten bezogenen mittleren Reibkoeffizienten μ der Funktionsersatzprüfungen von Dübel Typ 1 ($d= 14$ mm, $h_{ef}= 70$ mm) (Bild 6.16, links) und Dübel Typ 5 ($d= 10$ mm, $h_{ef}= 70$ mm) (Bild 6.16, rechts). Bezugswerte sind die jeweiligen Mittelwerte im ungerissenen Beton.

Die bezogenen mittleren Herausziehlasten der beiden untersuchten Dübeltypen fallen mit zunehmender Rissbreite ab, da der mittlere Reibkoeffizient abnimmt, während die Spreizkraft bei maximaler Herausziehlast etwa konstant bleibt. Der prozentuale Abfall der Herausziehlasten ist bei Dübel Typ 5 größer als bei Dübel Typ 1. Die bezogene mittlere Herausziehlast beträgt bei Dübel Typ 1 bei einer Rissbreite von $w= 0,2$ mm etwa 50%, bei Dübel Typ 5 etwa 35% des Wertes im ungerissenen Beton. Der Unterschied des prozentualen Abfalls der Herausziehlasten ist auf den größeren Durchmesser des Dübels Typ 1 zurückzuführen, da ein größerer Durchmesser bei gleicher Rissbreite eine kleinere radiale Dehnungsdifferenz infolge Rissöffnung hervorruft. Deshalb ergibt sich beim Dübel mit größerem Durchmesser ein geringerer prozentualer Abfall der Spreizkraft und damit der Herausziehlast. Dieser Sachverhalt wurde in den theoretischen Untersuchungen anhand der Spreizkräfte ausführlich erläutert (vgl. Abschnitt 4.2.4.4).

In Bild 6.4 wird gezeigt, dass die mittlere Spaltkraft bei maximaler Herausziehlast in Hauptspreizrichtung der Dübel Typ 1 ($d= 14$ mm) und Typ 5 ($d= 10$ mm) mit zunehmender Rissbreite abfällt. Durch das mit der Rissbreite ansteigende Verhältnis der Spaltkraft in Neben- und Hauptspreizrichtung ergibt sich daraus eine annähernd konstante Spreizkraft. An dieser Stelle wirkt sich aus, dass die Spaltkraft in Nebenspreizrichtung nicht gemessen werden kann und die Berechnung der Spreizkraft auf Annahmen basiert, die aus den numerischen Studien abgeleitet wurden. Durch diese Annahmen werden die Tendenzen der Spreizkraft und dadurch des Reibbeiwertes bestimmt. Aus diesem Grund sollten weitere detailliertere Untersuchungen durchgeführt werden, bei denen die Spaltkraft in Nebenspreizrichtung ebenfalls gemessen wird.

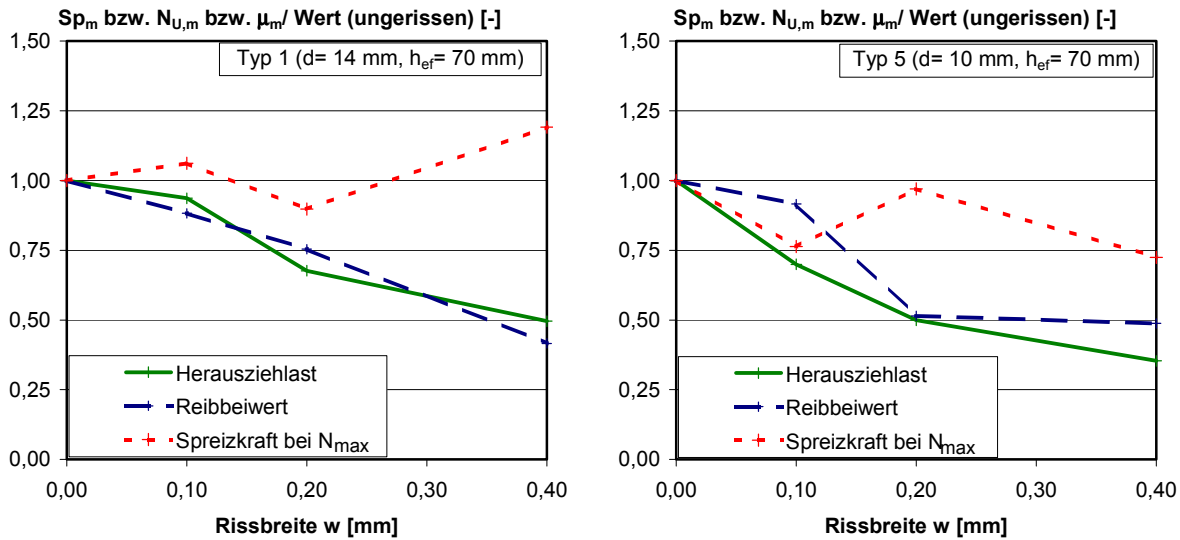


Bild 6.16 Einfluss der Rissbreite auf die bezogenen Mittelwerte der Herausziehlaster, Spreizkraft und Reibbeiwert der FEP II/III im gerissenen Beton, Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T=20^\circ\text{C}$, Hauptspreizrichtung senkrecht zum Spalt.

6.1.5.2 Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts

In Bild 6.17 ist der Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts der Dübelhülse auf die in den FEP bestimmten bezogenen Herausziehlaster im gerissenen Beton (Rissbreite $w=0,2$ mm) und auf den bezogenen Elastizitätsmodul von Ultramid B3L[®] (PA6) dargestellt. Bezugswert ist jeweils die mittlere Herausziehlaster bzw. der E-Modul im luftfeuchten Zustand.

Die Herausziehlaster der untersuchten Dübel sind unabhängig vom Konditionierungszustand nahezu konstant, während der E-Modul mit zunehmendem Feuchtegehalt des Polyamids stark abfällt. Bei den vereinfachten Funktionsersatzprüfungen im ungerissenen Beton nehmen die Herausziehlaster wegen des abnehmenden E-Moduls mit zunehmendem Feuchtegehalt ab (vgl. Bild 5.24). Die unterschiedlichen Verläufe der Herausziehlaster im ungerissenen und gerissenen Beton in Abhängigkeit des Feuchtigkeitsgehalts ergeben sich durch den Einfluss der Feuchtigkeit auf die radiale Dehnung und die Spreizkraftabnahme bei Rissöffnung. Dies wurde in Abschnitt 6.1.3.2 eingehend erklärt.

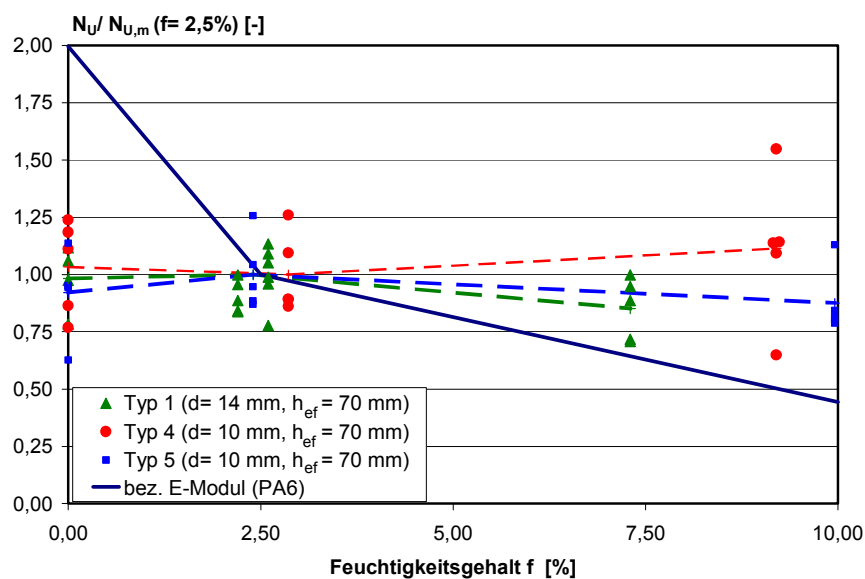


Bild 6.17 Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts auf die bezogenen Herausziehlaster der FEP II/III im gerissenen Beton ($w=0,2$ mm) und auf den bezogenen E-Modul von Ultramid B3L[®], Dübel Typ 1, Typ 4 und Typ 5 ($d=10$ mm und 14 mm, $h_{ef}=70$ mm), Temperatur $T=20^\circ\text{C}$, Hauptspreizrichtung senkrecht zum Spalt

Bild 6.18 zeigt zusammenfassend den Einfluss der Feuchtigkeit der Dübelhülse auf die bezogene mittlere Herausziehllast $N_{U,m}$, die bezogene mittlere Spreizkraft bei Erreichen der maximalen Herausziehllast S_p bei N_{max} und die daraus berechneten bezogenen Reibkoeffizienten μ_m des Dübels Typ 1 ($d=14\text{ mm}$) (Bild 6.18, links) und des Dübels Typ 5 ($d=10\text{ mm}$) (Bild 6.18, rechts). Beide Dübeltypen weisen eine Sollverankerungstiefe von 70 mm auf.

Die Herausziehlasten des Dübels Typ 1 sind nahezu unabhängig vom Feuchtigkeitsgehalt der Dübelhülse. Im trockenen Zustand heben sich der prozentuale Anstieg der Spreizkraft bei Erreichen der maximalen Herausziehllast und der Abfall des Reibkoeffizienten in etwa auf, so dass die Herausziehllast annähernd konstant bleibt. Im nassen Zustand und im luftfeuchten Zustand sind die Reibbeiwerte nahezu gleich groß, während die Spreizkraft im nassen Zustand etwas geringer ist. Die Herausziehlasten fallen dadurch im Mittel etwas ab.

Bei Dübel Typ 5 heben sich im nassen Zustand der Anstieg des Reibkoeffizienten und der Abfall der Spreizkraft gegenüber dem luftfeuchten Zustand auf. Im trockenen Zustand ist die Spreizkraft im Mittel etwa gleich groß wie im luftfeuchten Zustand, während der Reibkoeffizient im trockenen Zustand etwas geringer ist. Insgesamt sind die Herausziehlasten im trockenen Zustand im Mittel etwas kleiner als im luftfeuchten Zustand.

Die Funktionsersatzprüfungen haben gezeigt, dass die Spreizkraft im unbelasteten Zustand nur bedingt eine Aussage darüber erlaubt, in welchem Verhältnis sich die Herausziehlasten unter verschiedenen Einflüssen ändern. Der Spreizkraftanstieg beim Belasten des Dübels ist maßgebend für das Tragverhalten des Dübels. Dieser wird, wie der Spreizkraftabfall durch die Rissöffnung, durch die Steifigkeit des Werkstoffes beeinflusst.

Die Funktionsersatzprüfungen bestätigen die theoretischen Untersuchungen mit Hilfe der FE-Methode zum Einfluss der radialen Dehnung und der Kontaktfläche aus Abschnitt 4.2.4. Im gerissenen Beton fällt die Spreizkraft vor Belastung des Dübels mit zunehmender Rissbreite stark ab. Der Spreizkraftabfall infolge Rissöffnung wird mit zunehmendem Wassergehalt der Dübelhülse geringer, da E-Modul und Entlastungsmodul mit zunehmendem Feuchtigkeitsgehalt abnehmen. Weiterhin führt das Quellen der Hülse zu einer Zunahme der radialen Dehnung und dadurch ebenfalls zu einer Abnahme des Entlastungsmoduls.

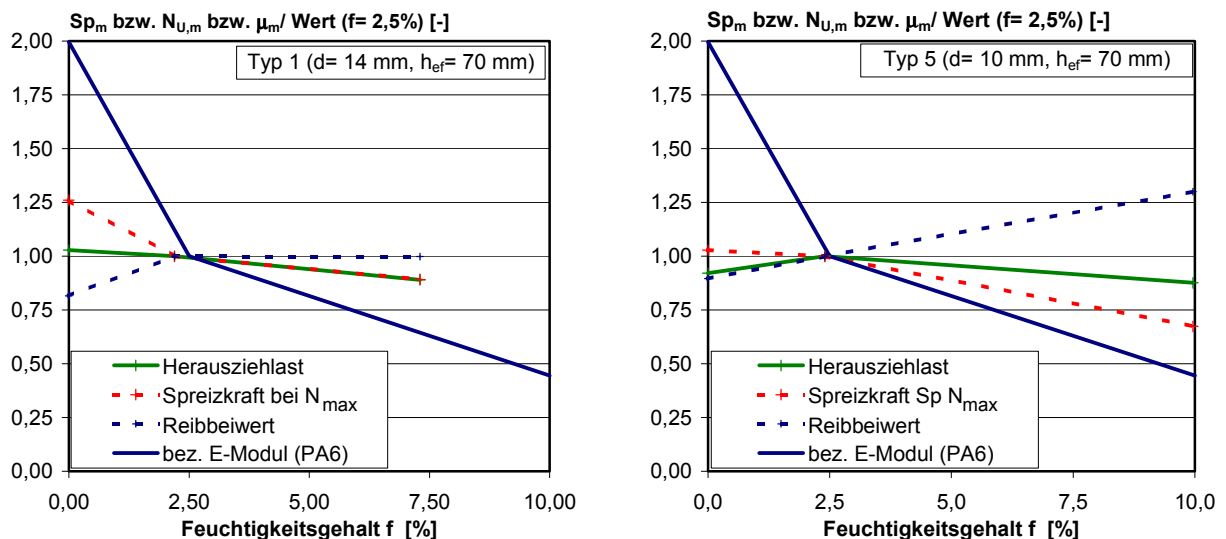


Bild 6.18 Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts auf die bezogenen Mittelwerte der Herausziehllast, Spreizkraft und Reibbeiwert der FEP II/III im gerissenen Beton ($w=0,2\text{ mm}$) und den bezogenen E-Modul von Ultramid B3L[®], Konditionierung trocken, luftfeucht und nass, Temperatur $T=20^\circ\text{C}$, Hauptspreizrichtung senkrecht zum Spalt.

6.2 Tragverhalten von Einzeldübeln bei zentrischer Zugbelastung

Die in diesem Abschnitt dargestellten Versuchsergebnisse wurden den Forschungsberichten *Pregartner/Eligehausen/Fuchs (2000/1)*, *Pregartner/Eligehausen/Fuchs (2000/2)*, *Pregartner/Eligehausen/Fuchs (2000/3)*, *Pregartner/Eligehausen (2001/1)*, *Pregartner/Eligehausen (2001/3)*, *Pregartner/Eligehausen (2001/4)*, *Pregartner/Eligehausen (2002/5)* und *Pregartner/Eligehausen (2002/2)* entnommen.

Weitere Ergebnisse aus Zulassungsversuchen und Gutachten sowie alle Ergebnisse der Forschungsberichte sind in *Pregartner/Eligehausen (2002/9)* dargestellt. Die Versuchsergebnisse sind in Anhang C 1 bis Anhang C 7 zusammengefasst.

6.2.1 Versuchsdurchführung

Die Versuche zum Tragverhalten von Kunststoffdübeln in gerissenem Beton wurden grundsätzlich wie in Abschnitt 5.6.1 beschrieben durchgeführt und ausgewertet. Besonderheiten ergeben sich bei Versuchen im gerissenen Beton bei den Versuchskörpern und beim Versuchsaufbau. Diese Besonderheiten sind im Folgenden kurz beschrieben.

Die Versuche wurden in der Regel in bewehrten Betonplatten aus niederfestem Beton, der nach *ETAG (1997)* hergestellt wurde, durchgeführt. In den Betonplatten wurden mit Hilfe von Keilen Risse geöffnet (Keilrissplatten). Bild 6.19 zeigt die Maße und die Ausbildung einer typischen Keilrissplatte. Details zur Betonzusammensetzung, Festigkeit und Herstellung des Betons sind Abschnitt 5.4.1 zu entnehmen.

Vor dem Erstellen der Bohrlöcher wurden die Risse in den Betonkörpern durch Eintreiben der Keile erzeugt, angezeichnet und anschließend durch Herausziehen der Keile wieder geschlossen. Dann wurden die Bohrlöcher zentrisch in den angezeichneten Rissverlauf erstellt und durch Aussaugen gereinigt. Anschließend wurden die Dübel in der Regel mit dem Schrauber gesetzt (vgl. Abschnitt 5.6.1). Dabei wurde die Orientierung der Spreizhülse zum Rissverlauf kontrolliert. Bild 4.8 zeigt die untersuchten Spreizrichtungen senkrecht zum Rissverlauf und parallel zum Rissverlauf schematisch an einem Dübelquerschnitt.

Nach dem Setzen der Dübel wurden Wegaufnehmer zur Kontrolle der Rissbreite (Rissaufnehmer) angeklebt und die Rissbreite über den Rissverlauf hinweg gemessen. Je Rissabschnitt wurde dabei mindestens ein Aufnehmer verwendet. Unter Beobachtung der Messwerte der Rissaufnehmer wurden die Risse durch erneutes Eintreiben der Keile geöffnet, bis sich im Mittel an den Rissaufnehmern die zu untersuchende Rissbreite ergab. In Bild 6.20 ist ein Foto der verwendeten Keile dargestellt.

Schließlich wurde der Ausziehversuch wie in Abschnitt 5.6.1 beschrieben durchgeführt. In der Regel wurde versucht, eine konstante Zeitdifferenz zwischen Rissöffnung und Dübelbelastung einzuhalten. Da die Serien zum Teil aus verschiedenen Quellen stammen ist eine konstante Zeitdifferenz nicht immer gegeben.

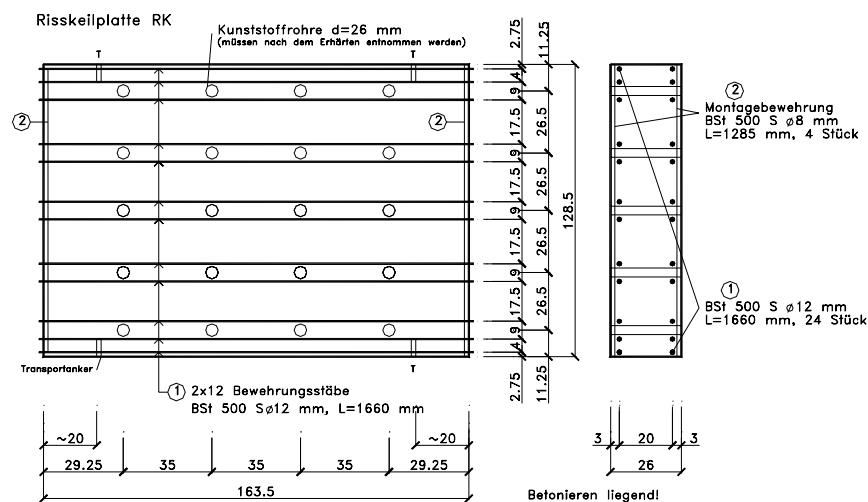


Bild 6.19 Zeichnung einer typischen Betonplatte für Versuche im gerissenen Beton; Rissöffnung mit Keilen.

Für die Versuche zum Einfluss der Temperatur auf das Dübeltragverhalten wurden kleinere Keilrissplatten (Kantenlänge 75 cm), die im Klimaschrank gelagert werden können, mit weniger Rissabschnitten und Rissen verwendet. Dabei wurden die Risse vor der Lagerung im Klimaschrank geöffnet, angezeichnet und die Bohrlöcher in die geschlossenen Haarrisse erstellt.

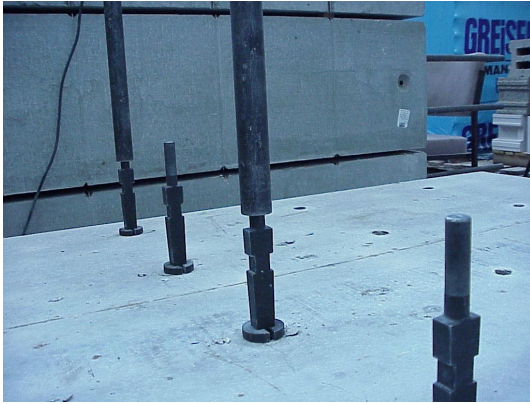


Bild 6.20 Risserzeugung in Keilrissplatten mit Stahlkeilen.

Nach der Reinigung der Bohrlöcher wurden die Platten 24 h im Klimaschrank temperiert. Etwa 1 h vor Versuchsbeginn wurden die Dübel mit den Anbauteilen in den Klimaschrank gelegt. Zur Durchführung der Versuche wurde die Betonplatte aus dem Klimaschrank gehoben, die Dübel einer Serie ($n=5$) gesetzt und die Risse geöffnet. Dann wurden die Dübel nach Einhaltung der Zeitdifferenz zwischen Rissöffnung und Dübelbelastung gezogen. Vor der nächsten Serie in der gleichen Platte wurde die Platte erneut etwa 1 h im Klimaschrank gelagert.

Die Zeitdifferenz zwischen Rissöffnung und Dübelbelastung betrug in der Regel etwa 10 bis 20 Minuten. Bei einigen Serien wurde sie jedoch auch variiert.

6.2.2 Einfluss des Dübeltyps, der Spreizrichtung, des Durchmessers und der Verankerungstiefe

Der Einfluss des Dübeltyps und der Orientierung der Spreizhülse zum Rissverlauf auf die Herausziehlasten von Schraubdübeln ($d=10$ mm) in gerissenem Beton ($w=0,2$ mm) ist in Bild 6.21 dargestellt. Die beiden Spreizrichtungen senkrecht zum Rissverlauf und parallel zum Rissverlauf sind in Bild 6.21 mit den Buchstaben „s“ (Hauptspreizrichtung senkrecht zum Rissverlauf) und „p“ (Hauptspreizrichtung parallel zum Rissverlauf) bezeichnet (vgl. Bild 4.8).

Die Streuung der Versuchsergebnisse ist im gerissenen Beton groß, da die Werte verschiedener Versuchsreihen zusammengefasst wurden. Weiterhin ist bei den dargestellten Versuchen nicht immer eine konstante Zeitdifferenz zwischen Rissöffnung und Dübelbelastung eingehalten worden. Bei den dargestellten Versuchsergebnissen der Schraubdübel ist der Variationskoeffizient jedoch kleiner als 20%.

Die größten Herausziehlasten der dargestellten Dübel im gerissenen Beton ($w=0,2$ mm) erreicht Dübel Typ 4. Sie betragen im Mittel $N_{U,m}=10,9$ kN bei Orientierung der Spreizhülse senkrecht zum Rissverlauf. Die geringste mittlere Herausziehlaster der Dübel mit einer Sollverankerungstiefe von 70 mm weist Dübel Typ 5 auf (6,0 kN, Spreizrichtung senkrecht zum Rissverlauf).

Der Einfluss der Orientierung der Spreizhülse zum Rissverlauf auf die Herausziehlasten hängt vom untersuchten Dübeltyp ab. In den numerischen Studien wird gezeigt, dass die Spreizkraft bei Rissbreiten bis $w=0,4$ mm nur wenig durch die Orientierung der Spreizhülse zum Rissverlauf beeinflusst wird (vgl. Bild 4.35). Das Gleiche sollte für die Herausziehlasten gelten, da der Reibkoeffizient unabhängig von der Orientierung der Spreizhülse ist.

Dübel Typ 4 weist bei Hauptspreizrichtung parallel zum Rissverlauf deutlich kleinere Herausziehlasten als bei Spreizrichtung senkrecht zum Rissverlauf auf, obwohl die Spaltkraft in Nebenspreizrichtung im ungerissenen Beton etwa gleich groß ist wie in Hauptspreizrichtung (vgl. Bild 5.12). Dies ist vermutlich auf die geringere Versuchsanzahl der Serie mit Orientierung der Spreizhülse parallel zum Riss zurückzuführen. Bei Dübel Typ 1 und Dübel Typ 5 sind die Herausziehlasten bei den Versuchen mit Hauptspreizrichtung parallel zum Riss im Mittel größer als bei Hauptspreizrichtung senkrecht zum Riss, was den Spaltkraftverläufen im ungerissenen Beton entspricht, da bei beiden Dübeltypen die Spaltkraft in Nebenspreizrichtung kleiner ist als in Hauptspreizrichtung (Bild 5.12).

Dübel Typ 2 weist eine Sollverankerungstiefe von 50 mm auf. Die Herausziehlasten im gerissenen Beton sind daher geringer als die der Dübel mit einer Sollverankerungstiefe von 70 mm. Bei Spreizrichtung senkrecht zum Riss beträgt die mittlere Herausziehlast ca. 3,8 kN.

Bild 6.22 zeigt die Herausziehlasten von Nageldübeln verschiedener Hersteller ($d = 8$ mm) im gerissenen Beton (Rissbreite $w = 0,2$ mm).

Die Herausziehlasten der Nageldübel sind wesentlich geringer als die Herausziehlasten der Schraubdübel und die Versuchsergebnisse streuen teilweise sehr stark. Die Versagenslasten von Dübel Typ 15 und Dübel Typ 16 sind bei einer Rissbreite von $w = 0,2$ mm trotz unterschiedlicher Verankerungstiefe ungefähr gleich groß (im Mittel ca. 1,5 kN bei Hauptspreizrichtung senkrecht zum Riss). Dübel Typ 13 weist im gerissenen Beton die geringsten Herausziehlasten auf, obwohl die Werte im ungerissenen Beton trotz der geringeren Verankerungstiefe im Mittel etwa gleich groß sind wie die von Dübel Typ 15 und Dübel Typ 16 (vgl. Bild 5.39). Die Herausziehlasten des Dübels Typ 14 sind im ungerissenen Beton deutlich größer als die der anderen untersuchten Nageldübel (Bild 5.39). Im gerissenen Beton sind die Herausziehlasten im Mittel jedoch kleiner als die von Dübel Typ 15 und Dübel Typ 16.

Bei allen untersuchten Nageldübeln ergeben sich bei Hauptspreizrichtung parallel zum Riss größere mittlere Herausziehlasten als bei Hauptspreizrichtung senkrecht zum Riss, was darauf hindeutet, dass die Spaltkraft in Hauptspreizrichtung größer ist als in Nebenspreizrichtung.

In Bild 6.23 sind typische mittlere Last-Verschiebungskurven von Schraubdübeln (links) und einem Nageldübel (rechts) in gerissenem Beton ($w = 0,2$ mm) dargestellt. Die Last-Verschiebungskurven steigen mit zunehmender Dübelverschiebung steil an. Nach Überschreiten der Höchstlast fallen die Kurven nur wenig ab. Die Last-Verschiebungskurven sind im gerissenen Beton sehr duktil.

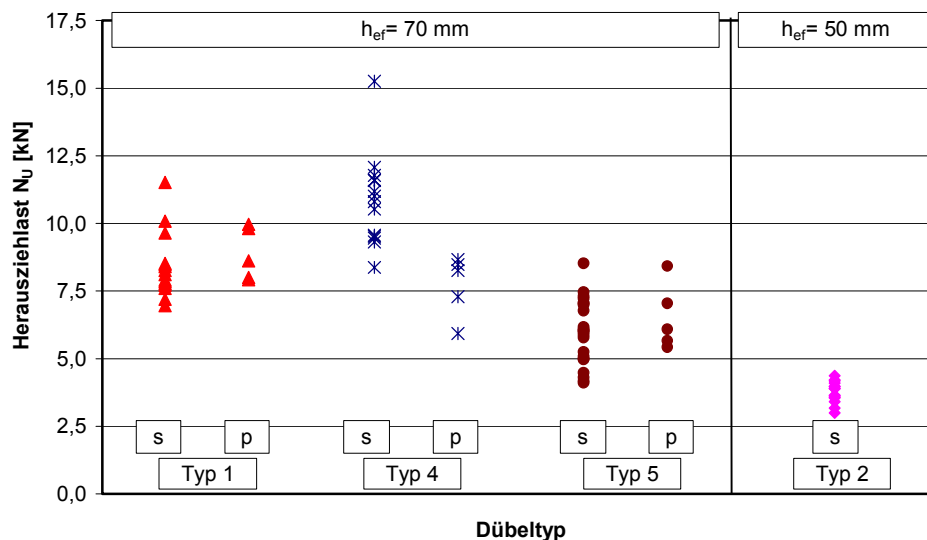


Bild 6.21 Einfluss des Dübeltyps und der Spreizrichtung auf die Herausziehlasten von Kunststoffdübeln in gerissenem Beton ($w = 0,2$ mm), Schraubdübel ($d = 10$ mm), Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$.

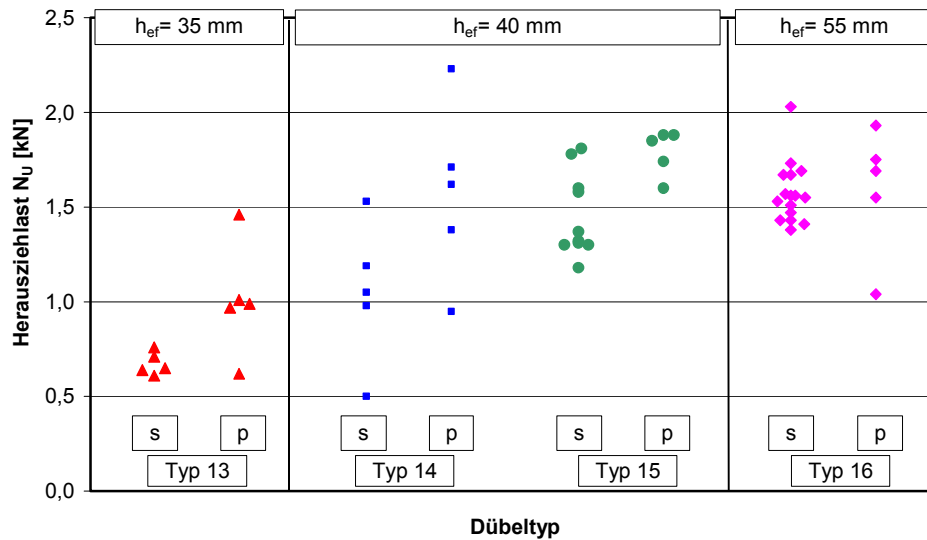


Bild 6.22 Einfluss des Dübeltyps und der Spreizrichtung auf die Herausziehlasten von Kunststoffdübeln in gerissenem Beton ($w = 0,2 \text{ mm}$), Nageldübel ($d = 8 \text{ mm}$), Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$.

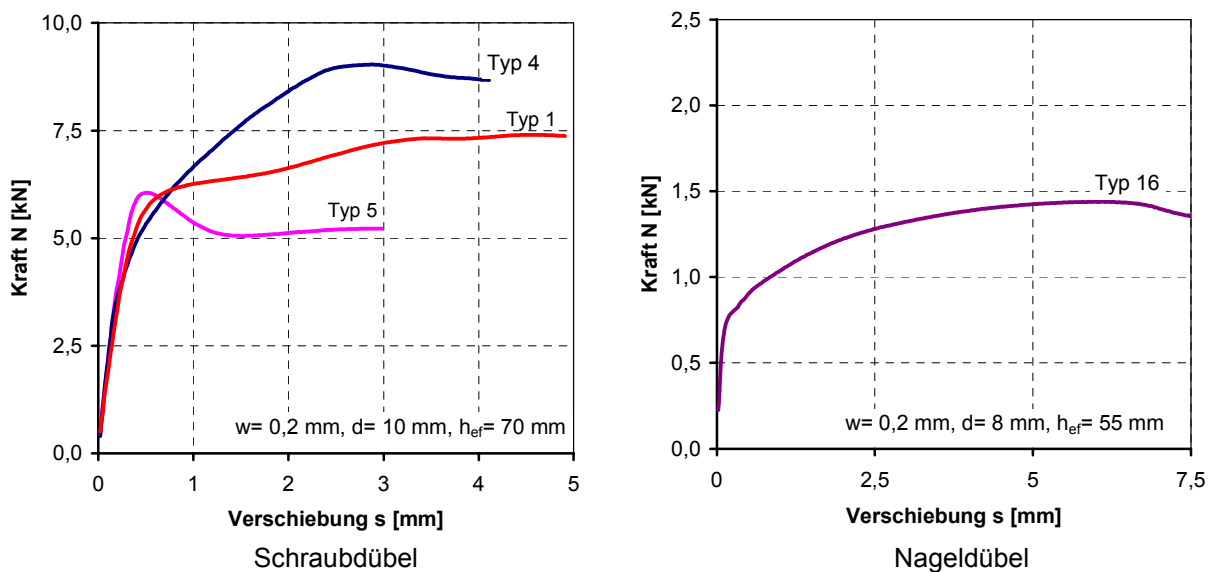


Bild 6.23 Typische Last-Verschiebungskurven von Kunststoffdübeln (links: Schraubdübel; rechts: Nageldübel) in gerissenem Beton ($w = 0,2 \text{ mm}$), Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Hauptspreizrichtung senkrecht zum Riss.

Der Einfluss des Dübeldurchmessers auf die bezogenen Herausziehlasten zweier Schraubdübeltypen im gerissenen Beton (Rissbreite $w = 0,2 \text{ mm}$, Hauptspreizrichtung senkrecht zum Riss) ist in Bild 6.24 dargestellt. Bezugswert ist die mittlere Herausziehlaste des Dübels mit einem Nenndurchmesser von $d = 10 \text{ mm}$.

In den numerischen Studien wird gezeigt, dass die Spreizkraft im ungerissenen und gerissenen Beton linear mit dem Dübeldurchmesser zunimmt, da der Durchmesser linear in die Kontaktfläche eingeht (Bild 4.40). Der prozentuale Einfluss des Dübeldurchmessers auf die Spreizkräfte im gerissenen Beton nimmt mit zunehmender Rissbreite deutlich zu, da die radiale Dehnungsdifferenz infolge der Rissöffnung $\Delta\varepsilon_{\text{Riss}}$ mit zunehmendem Dübeldurchmesser geringer wird. Weiterhin bewirkt eine geringere radiale Dehnung, dass der prozentuale Anteil von der Dehnungsdifferenz $\Delta\varepsilon_{\text{Riss}}$ an der Gesamtdehnung größer wird. Deshalb hängt der Einfluss des Dübeldurchmessers auf die Spreizkraft auch von der Ausgangsgröße der radia-

len Dehnung ab. Die bezogenen Werte der Spreizkraft betragen in den numerischen Studien bei einer Rissbreite von 0,2 mm zwischen 1,78 beim Dübel mit einem Durchmesser von 14 mm und 0,64 beim Dübel mit einem Durchmesser von 8 mm (Bild 4.41). Der Einfluss des Dübeldurchmessers auf die Spreizkräfte sollte etwa gleich sein wie der Einfluss auf die Herausziehlasten, da der Reibbeiwert durch den Dübeldurchmesser (Spreizdruck) nicht beeinflusst wird.

Im ungerissenen Beton ist die Zunahme der Herausziehlasten nahezu linear mit zunehmendem Dübeldurchmesser und die bezogenen Werte stimmen gut mit den Ergebnissen der numerischen Studien überein. Die mittlere bezogene Herausziehlast des Dübels Typ 5 ($d = 14$ mm) ist im ungerissenen Beton etwa 1,7-fach größer als die des Dübels mit einem Durchmesser von 10 mm, während der Dübel mit einem Durchmesser von 8 mm einen bezogenen Mittelwert von 0,65 aufweist (Bild 5.41).

Im gerissenen Beton sind die Herausziehlasten des Dübels Typ 5 mit einem Nenndurchmesser von $d = 8$ mm annähernd gleich groß wie beim Dübel mit einem Durchmesser von 10 mm, während die Herausziehlasten des Dübels mit einem Durchmesser von 14 mm im Mittel 2,3-fach größer sind als die des Dübels mit einem Durchmesser von 10 mm (Bild 6.24). Die Tendenz der Herausziehlasten des Dübels Typ 5 ($d = 14$ mm) stimmt im gerissenen Beton mit den Ergebnissen der numerischen Studien überein, da die bezogene Herausziehlast im gerissenen Beton größer ist. Die Ergebnisse des Dübels mit einem Durchmesser von 8 mm bestätigen die numerischen Studien hingegen nicht.

Die Ergebnisse zum Einfluss des Durchmessers auf die Herausziehlasten sind nicht im Rahmen des gleichen Versuchsprogramms erzielt worden. Daher können die Unterschiede zwischen Numerik und Versuch unter Umständen durch die Versuchsdurchführung beeinflusst sein.

Bei Dübel Typ 1 ($d = 14$ mm) ist die mittlere Herausziehlast im gerissenen Beton etwa 20% größer als beim Dübel mit einem Durchmesser von 10 mm, während die Herausziehlasten im ungerissenen Beton etwa 35% größer sind. Bei diesem Dübeltyp ist der bezogene Mittelwert im ungerissenen Beton größer als im gerissenen Beton, was nicht mit den Ergebnissen der numerischen Studien übereinstimmt. Direkte Vergleichsversuche zum Einfluss des Dübeldurchmessers sollten zu diesem Thema eindeutigere Ergebnisse liefern.

Bild 6.25 zeigt den Einfluss der Verankerungstiefe h_{ef} auf die bezogenen Herausziehlasten des Dübels Typ 5 im gerissenen Beton ($w = 0,2$ mm). Die Dübel wurden mit Hauptspreizrichtung senkrecht zum Riss gesetzt. Bezugswert der Herausziehlasten ist die mittlere Herausziehlast der Serie mit einer Verankerungstiefe von 70 mm.

Die Verankerungstiefe geht theoretisch linear in die Kontaktfläche des Dübels ein, während die radiale Dehnung des Dübels durch die Verankerungstiefe nicht beeinflusst wird. Bei einer gleichmäßigen Rissöffnung entlang der Dübelachse sollte die prozentuale Spreizkraftabnahme bei ähnlicher Ausbildung des Spreizbereichs unabhängig von der Verankerungstiefe sein. Daher muss der Einfluss der Verankerungstiefe auf die Herausziehlasten im gerissenen und ungerissenen Beton ungefähr gleich sein.

Aus Bild 6.25 geht hervor, dass die Herausziehlasten im gerissenen Beton bei einer Verankerungstiefe von 50 mm im Mittel etwa 40% geringer sind, während die Herausziehlasten im ungerissenen Beton im Mittel nur 30% geringer sind als bei einer Verankerungstiefe von 70 mm (Bild 5.42), was in etwa dem Verhältnis der Verankerungstiefe von 50 mm zu 70 mm entspricht. Der Unterschied des prozentualen Einflusses der Verankerungstiefe auf die Herausziehlasten im gerissenen und ungerissenen Beton liegt vermutlich an der größeren Streuung der Versuchsergebnisse im gerissenen Beton und der vergleichsweise geringen Versuchsanzahl bei der Verankerungstiefe von 50 mm.

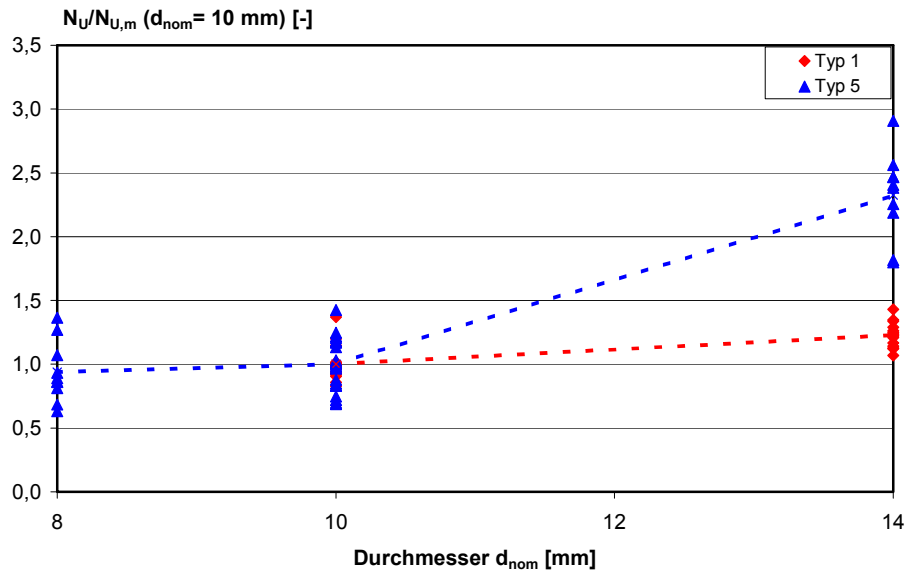


Bild 6.24 Einfluss des Dübeldurchmessers auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln in gerissenem Beton ($w = 0,2$ mm), Dübel Typ 1 und Typ 5 ($h_{ef} = 70$ mm), Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Hauptspreizrichtung senkrecht zum Rissverlauf.

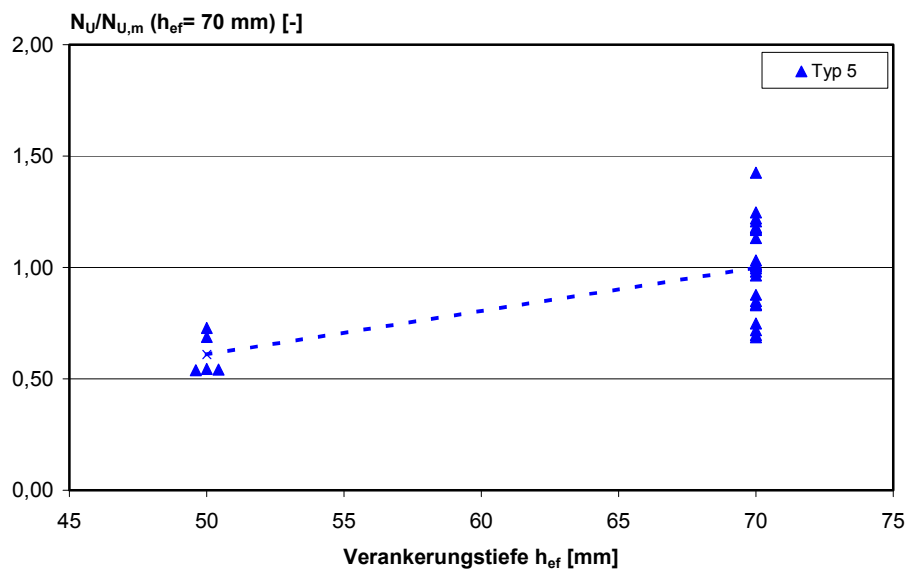


Bild 6.25 Einfluss der Verankerungstiefe auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln in gerissenem Beton ($w = 0,2$ mm), Dübel Typ 5 ($d = 10$ mm), Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Hauptspreizrichtung senkrecht zum Rissverlauf.

6.2.3 Einfluss der Rissbreite

Bild 6.26 zeigt die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln in Abhängigkeit von der Rissbreite. Das Diagramm beinhaltet Werte von Schraubdübeln verschiedener Hersteller, Durchmesser und Verankerungstiefen. Bezugswert ist der Mittelwert der Herausziehlasten des jeweiligen Dübels im ungerissenen Beton. Zusätzlich ist in der Darstellung das Streuband der Mittelwerte als durchgezogene Linie eingetragen. Die Mittelwerte wurden aus den Ergebnissen der Versuche eines Dübeltyps mit den beiden Spreizrichtungen senkrecht und parallel zum Rissverlauf gebildet. Die Herausziehlasten in Hauptspreizrichtung senkrecht zum Rissverlauf sind jeweils links versetzt neben der untersuchten Sollrissbreite angetragen, während die Werte in Hauptspreizrichtung parallel zum Rissverlauf rechts versetzt dargestellt sind. Die Zeitdifferenz zwischen Rissöffnung und Dübelbelastung ist nicht bei allen dargestellten Versuchen konstant, da die Werte unterschiedlichen Messreihen entnommen

men wurden und nicht alle Versuche am gleichen Prüfinstitut oder vom gleichen Prüfer durchgeführt wurden.

Die Abnahme der Herausziehlasten der untersuchten Schraubdübel mit zunehmender Rissbreite ist sehr groß. Die bezogenen Mittelwerte betragen bei einer Rissbreite von $w = 0,2$ mm 40% bis 70% der Werte im ungerissenen Beton. Bei einer Rissbreite von $w = 0,4$ mm betragen die Herausziehlasten im Mittel noch ca. 30% bis 44%, während sie bei einer Rissbreite von $w = 0,5$ mm nur noch 20% bis 37% der Werte im ungerissenen Beton betragen. Die Abnahme der Herausziehlasten mit zunehmender Rissbreite verläuft nicht linear, sondern degressiv.

In den numerischen Studien wird der Spreizkraftverlauf kleiner Abschnitte realer Dübelgeometrien im gerissenen Beton untersucht (Abschnitt 4.2.4.2.1). Die prozentuale Abnahme der Spreizkraft beträgt bei einer Rissbreite von $w = 0,2$ mm zwischen 30% und 60%, bei einer Rissbreite von $w = 0,4$ mm zwischen 40% und 80% (Bild 4.31). Die ermittelten Werte stimmen gut mit den Ergebnissen der Versuche im gerissenen Beton überein. Der qualitative Verlauf der bezogenen Spreizkraftkurven der numerischen Studien deckt sich ebenfalls mit den Kurven der Herausziehlasten. In den Funktionsersatzprüfungen wird gezeigt, dass zusätzlich der Reibkoeffizient zwischen Dübelhülse und Beton mit zunehmender Rissbreite abnimmt (Bild 6.13). Daher sind die bezogenen Werte der berechneten Spreizkräfte etwas größer als die der bezogenen Herausziehlasten.

Die prozentuale Abnahme der Herausziehlasten mit zunehmender Rissbreite und die Größe der Herausziehlasten hängt vom Dübeltyp (radiale Dehnung und Kontaktfläche) und vom Dübeldurchmesser ab, was in den numerischen Untersuchungen anhand der Spreizkräfte (z.B. Abschnitt 4.2.4.1) verdeutlicht wurde.

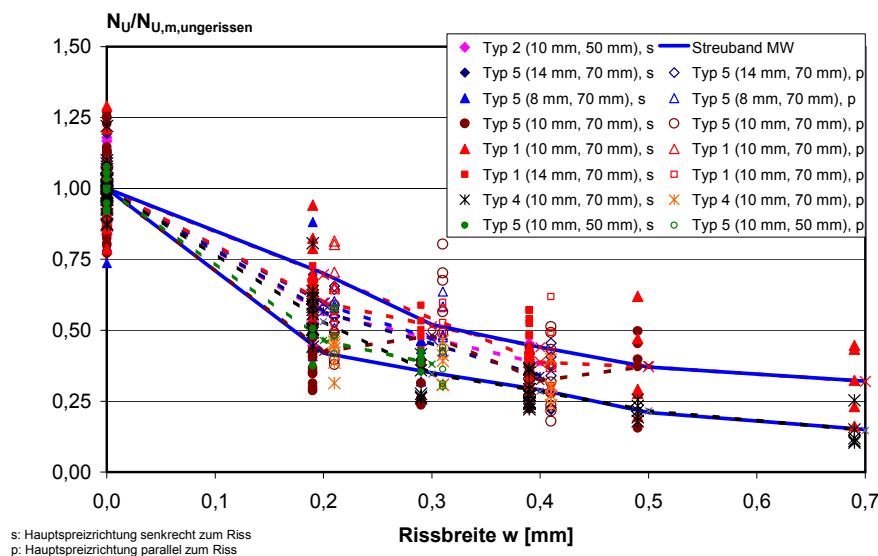


Bild 6.26 Einfluss der Rissbreite auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln (Schraubdübel) in gerissenem Beton, Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Hauptspreizrichtung senkrecht und parallel zum Riss.

Zum Einfluss der Rissbreite auf die Herausziehlasten von Nageldübeln wurden Versuche mit vier unterschiedlichen Nageldübeltypen durchgeführt. Wie bei den Schraubdübeln wurden Versuche mit Hauptspreizrichtung senkrecht und parallel zum Rissverlauf durchgeführt. Die bezogenen Herausziehlasten sind in Bild 6.27 dargestellt. Die Darstellung erfolgt wie bei den Schraubdübeln in Bild 6.26

Die Herausziehlasten der Dübel Typ 15 und Typ 16 nehmen mit zunehmender Rissbreite nur wenig ab. Die prozentuale Abnahme der Versagenslasten beträgt bei Dübel Typ 15 bei einer Rissbreite von 0,2 mm im Mittel ca. 16%, bei einer Rissbreite von $w = 0,4$ mm ca. 26%. Sie ist wesentlich geringer als bei den untersuchten Schraubdübeln. Dieser Unterschied ist auf die Erwärmung des Kunststoffes beim Eintreiben des Spreizelementes zurückzuführen (Abschnitt 4.2.4.3). Die Kunststoffhülse von Nageldübeln wird beim Eintreiben des Spreizele-

menten weniger stark erwärmt als bei Schraubdübeln. Bei der Rissöffnung geht man davon aus, dass die Kunststoffhülse von Schraub- und Nageldübeln die Umgebungstemperatur angenommen hat. Daher ist die Spannungsabnahme $\Delta\sigma_{\text{Riss}}$ bei gleicher Rissbreite und Dübelkonstruktion bei Schraub- und Nageldübeln gleich. Durch das steifere Verhalten beim Verspreizen (geringe Erwärmung des Kunststoffes) ruft die gleiche Spannungsdifferenz beim Nageldübel jedoch eine prozentual geringere Spreizkraftabnahme hervor als beim Schraubdübel. In den numerischen Studien wurde die Geometrie des Dübels Typ 15 untersucht. Es wurde eine Abnahme der Spreizkraft von 29% ($w=0,2\text{ mm}$) und 36% ($w=0,4\text{ mm}$) beobachtet (Bild 4.37). Spreizkraft und Reibkoeffizient bestimmen die Herausziehlaster bei der Versagensart Herausziehen der Dübelhülse aus dem Bohrloch. Geht man davon aus, dass der Reibkoeffizient zwischen Dübelhülse und Bohrloch unabhängig von der Verspreizungsart ist, so sind die Ergebnisse der numerischen Studien zu den Tendenzen der Spreizkräfte direkt auf die Herausziehlaster übertragbar. Die prozentuale Abnahme der Spreizkraft aus den numerischen Studien ist etwas größer als die Abnahme der Herausziehlaster. Die Tendenz, dass die prozentuale Abnahme der Spreizkraft bei Nageldübeln geringer sein kann als bei Schraubdübeln wird jedoch von den numerischen Studien richtig abgebildet.

Die beiden anderen untersuchten Nageldübel (Typ 13 und Typ 14) weisen eine wesentlich größere Abnahme der Herausziehlaster mit zunehmender Rissbreite (Bild 6.27) auf. Die Abnahme beträgt bei einer Rissbreite von 0,2 mm maximal 57% und liegt im Bereich der prozentualen Abnahmen der Schraubdübel. Dies muss auf die Konstruktion der Dübeltypen zurückzuführen sein.

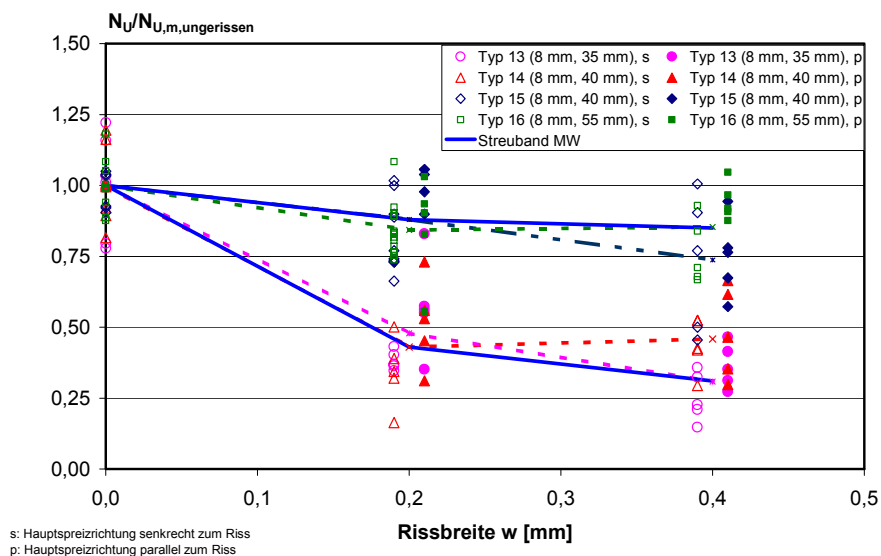


Bild 6.27 Einfluss der Rissbreite auf die bezogenen Herausziehlaster von Kunststoffdübeln (Nageldübel) in gerissenem Beton, Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T=20^{\circ}\text{C}$, Hauptspreizrichtung senkrecht und parallel zum Riss.

Bild 6.28 zeigt den Einfluss der Rissbreite auf die gemittelten Last-Verschiebungskurven des Dübels Typ 5 ($d=10\text{ mm}$). Mit zunehmender Rissbreite nehmen die mittleren Herausziehlaster und die Anfangssteifigkeit der Last-Verschiebungskurven ab. Das Lastmaximum ist mit zunehmender Rissbreite weniger ausgeprägt und die Last-Verschiebungskurven werden im Nachbruchverhalten wesentlich duktiler.

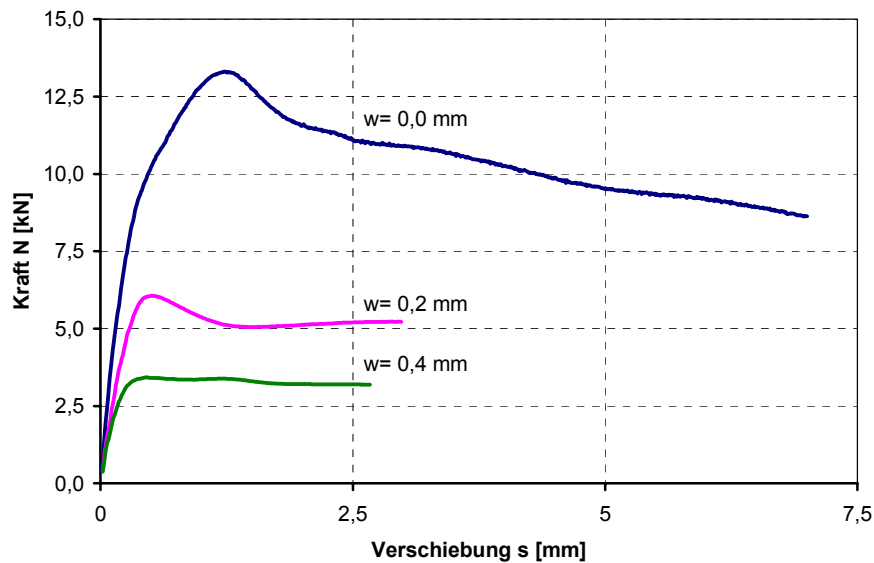


Bild 6.28 Einfluss der Rissbreite auf die mittleren Last-Verschiebungskurven des Dübels Typ 5 ($d = 10$ mm), Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Hauptspreizrichtung senkrecht zum Riss.

6.2.4 Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts der Dübelhülse

Der Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts der Dübelhülse auf die bezogenen Herausziehlasten von Schraubdübeln in gerissenem Beton ($w = 0,2$ mm, Hauptspreizrichtung senkrecht zum Rissverlauf) ist in Bild 6.29 dargestellt. Bezugswert ist die mittlere Herausziehlast beim Ausgleichsfeuchtegehalt. Die Dübel wurden ca. 15 Minuten nach der Rissöffnung belastet. Zusätzlich ist in das Diagramm die Kurve der Herausziehlasten für Kunststoffdübel aus Ultramid B3L[®] im ungerissenen Beton nach *Ehrenstein (1976/2)* eingetragen.

Im gerissenen Beton ergeben sich im trockenen Zustand mittlere Herausziehlasten, die etwa das 0,6-fache bzw. 1,15-fache des Referenzwertes beim Ausgleichsfeuchtegehalt betragen. Bei fünf der sechs untersuchten Dübeltypen sind die mittleren Herausziehlasten im trockenen Zustand kleiner als im luftfeuchten Zustand. Größere Herausziehlasten als im luftfeuchten Zustand ergeben sich nur bei Dübel Typ 2. Im nassen Zustand sind die Herausziehlasten bei vier von sechs untersuchten Dübeltypen größer als im luftfeuchten Zustand. Die bezogenen Werte liegen zwischen 0,85 (Typ 5, $d = 10$ mm) und 1,56 (Typ 5, $d = 14$ mm). Versuche mit Schraubdübeln im gerissenen Beton bei Rissbreiten von $w = 0,3$ mm und $w = 0,4$ mm zeigen, dass die Herausziehlasten auch in breiteren Rissen mit zunehmenden Feuchtegehalt ansteigen (*Pregartner/Eligehausen (2001/4)*).

Ein Vergleich der mittleren bezogenen Herausziehlasten mit den aus der Literatur bekannten bezogenen Herausziehlasten für Dübel aus Ultramid B3L[®] im ungerissenen Beton zeigt, dass die Herausziehlasten im ungerissenen Beton mit zunehmendem Feuchtegehalt abnehmen (vgl. auch Bild 5.48), während die Herausziehlasten im gerissenen Beton im Mittel bei den meisten untersuchten Dübeltypen zunehmen.

In den numerischen Studien wird gezeigt, dass die Größe der Spreizkraft unter dem Einfluss von Feuchtigkeit durch zwei Mechanismen beeinflusst wird. Infolge Wasseraufnahme quillt der Kunststoff der Dübelhülse (Bild 4.43), so dass die radiale Dehnung des Dübels zunimmt. Eine Vergrößerung der radialen Dehnung führt im ungerissenen Beton in der Regel zu einer geringen Steigerung der Spreizkraft, während die Spreizkraft im gerissenen Beton deutlich ansteigt (Bild 4.27). Gegenläufig dazu nimmt mit zunehmendem Feuchtegehalt der Dübelhülse der Elastizitätsmodul und die Festigkeit des Kunststoffes ab (Bild 2.6). Im ungerissenen Beton ergeben sich aus diesem Grund mit zunehmendem Wassergehalt trotz größerer radialer Dehnung geringere Spreizkräfte. Die Zunahme der radialen Dehnung reicht nicht aus, um die Abnahme der Spreizkraft infolge des geringeren E-Moduls auszugleichen. Im gerissenen Beton bewirkt die größere radiale Dehnung jedoch einen geringeren Entlas-

tungsmodul bei Rissöffnung. Die gleiche Dehnungsdifferenz $\Delta\varepsilon_{\text{Riss}}$ ergibt deshalb mit zunehmendem Feuchtegehalt eine geringere Spannungsabnahme $\Delta\sigma_{\text{Riss}}$ (Bild 4.45 links). Weiterhin ist der Einfluss des Wassergehalts der Dübelhülse auf die Größe der Spreizkräfte vom Dübeltyp und speziell von der planmäßigen Größe der radialen Dehnung abhängig. Nur bei kleinen radialen Dehnungen ergibt sich ein deutlicher Einfluss des Wassergehalts auf die Spreizkräfte (Abschnitt 4.2.4.6).

Weiterhin wird in den numerischen Studien gezeigt, dass eine Zunahme der Spreizkraft mit zunehmendem Feuchtegehalt im gerissenen Beton nur möglich ist, wenn die Differenz zwischen den Spreizkräften in den einzelnen Konditionierungszuständen nach dem Verspreizen im ungerissenen Beton klein ist. Der Erwärmung der Dübelhülse beim Eintreiben des Spreizelementes kommt demnach eine entscheidende Bedeutung zu, weil sich dadurch im ungerissenen Beton Spreizkräfte ergeben, die nicht im gleichen Verhältnis wie der E-Modul mit abnehmendem Feuchtegehalt zunehmen (vgl. Bild 5.15). Mit zunehmender Erwärmung der Dübelhülse beim Eintreiben des Spreizelementes wird die Differenz der Spreizkräfte nach dem Verspreizen in den einzelnen Konditionierungszuständen geringer, so dass der mit zunehmendem Feuchtegehalt kleiner werdende Spreizkraftabfall bei Rissöffnung infolge des abnehmenden Entlastungsmoduls zu zunehmenden Spreizkräften mit zunehmendem Feuchtegehalt führt (Bild 4.45 links). Ist die Erwärmung der Dübelhülse beim Verspreizen gering, so ergibt sich eine große Differenz der Spreizkräfte nach dem Verspreizen in den einzelnen Konditionierungszuständen und die Spreizkräfte nehmen auch nach der Rissöffnung mit zunehmendem Feuchtegehalt ab (Bild 4.45 links).

Dübel Typ 2 weist eine geringere Sollverankerungstiefe ($h_{\text{ef}} = 50 \text{ mm}$) als die anderen untersuchten Dübel auf. Dadurch ergibt sich beim Eintreiben des Spreizelementes eine geringere mittlere Temperatur der Dübelhülse als bei einem Dübel mit einer Verankerungstiefe von $h_{\text{ef}} = 70 \text{ mm}$ (Bild 5.1). Der Unterschied zwischen den Spreizkräften in den einzelnen Konditionierungszuständen nach dem Verspreizen im ungerissenen Beton ist deshalb zu groß, um im gerissenen Beton eine Spreizkraftsteigerung mit zunehmendem Wassergehalt zu bewirken. Deshalb nehmen die Herausziehlasten mit zunehmendem Feuchtegehalt bei Dübel Typ 2 im ungerissenen und gerissenen Beton ab.

In den Funktionsersatzprüfungen wird gezeigt, dass ein zunehmender Wassergehalt den prozentualen Spreizkraftabfall infolge Rissöffnung verringert. Zusätzlich beeinflusst der Wassergehalt die Kriechneigung des Kunststoffes und daher den Spaltkraftanstieg nach Rissöffnung (vgl. Bild 6.6). Auf den zeitlichen Verlauf des Spaltkraftanstiegs wird später näher eingegangen.

Weiterhin wird in den Funktionsersatzprüfungen gezeigt, dass für den Auszieh Widerstand in Beton die Spreizkraft bei Belastung des Dübels maßgebend ist. Beim Einfluss von Feuchtigkeit im gerissenen Beton ist der Verlauf der Spaltkraft vor dem Versuch nicht gleich mit dem Verlauf der Spaltkraft bei Erreichen der maximalen Herausziehl last (Bild 6.7). Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Steifigkeit des Kunststoffes einen Einfluss auf die Spaltkraftsteigerung bei Belastung des Dübels hat. Es ergibt sich mit abnehmendem Feuchtegehalt auch eine Zunahme der Spaltkraftsteigerung bei Belastung des Dübels. Insgesamt ist der Einfluss von Feuchtigkeit in gerissenem Beton ein sehr komplexer Zustand, bei dem sich viele Effekte überlagern. Dennoch charakterisieren die in den numerischen Studien dargestellten Einflüsse (Temperatur beim Verspreizen und radiale Dehnung) das Verhalten maßgeblich und die beobachteten Tendenzen sind in Numerik und Experiment etwa gleich.

Weiterhin wird durch die Überlegung zum Einfluss der Temperatur der Dübelhülse beim Verspreizen deutlich, dass bei Nageldübeln die Herausziehl lasten im ungerissenen und gerissenen Beton mit zunehmendem Feuchtegehalt abnehmen müssen, da die Dübelhülse von Nageldübeln beim Eintreiben des Spreizelementes nur wenig erwärmt wird.

Unter Umständen würde bei Schraubdübeln daher bereits eine Veränderung der Montageart (Drehmomentschlüssel, geringere Erwärmung des Kunststoffes) dazu führen, dass die Herausziehl lasten im gerissenen Beton mit zunehmendem Feuchtegehalt abfallen. Weitere Versuche könnten hier Aufschluss geben.

Bei der Ermittlung der Reibkoeffizienten wurde gezeigt, dass die Reibkoeffizienten im gerissenen Beton mit zunehmendem Feuchtegehalt ansteigen (Bild 6.14). Dieser Effekt verstärkt die Zunahme der Herausziehl last mit zunehmendem Wassergehalt bei Schraubdübeln.

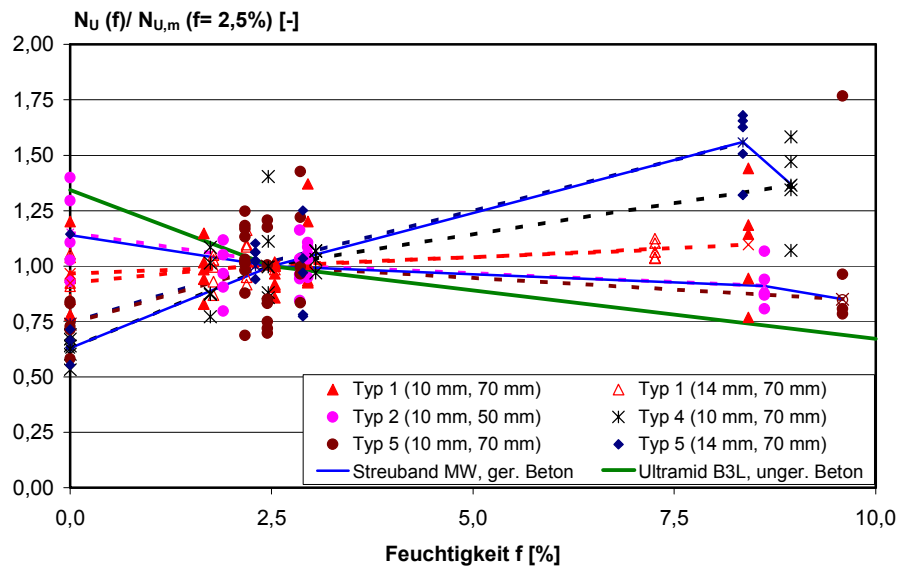


Bild 6.29 Einfluss der Feuchtigkeit der Dübelhülle auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln (Schraubdübel) in gerissenem Beton ($w = 0,2$ mm) und in ungerissenem Beton für Dübel aus Ultramid B3L[®] (aus Ehrenstein (1976/2)), Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Spreizrichtung senkrecht zum Riss.

Bild 6.30 zeigt die bezogenen Herausziehlasten von vier verschiedenen Nageldübeltypen bei variablem Feuchtigkeitsgehalt der Dübelhülle im gerissenen Beton. Bezugswert ist die mittlere Herausziehlast im luftfeuchten Zustand. Zusätzlich ist die aus der Literatur bekannte Kurve für die Herausziehlasten von Kunststoffdübeln (Schraubdübel) aus Ultramid B3L[®] im ungerissenen Beton eingetragen.

Nageldübel verhalten sich unter dem Einfluss von Feuchtigkeit im gerissenen Beton ähnlich wie im ungerissenen Beton. Die Herausziehlasten nehmen mit zunehmendem Feuchtegehalt ab. Sie sind im trockenen Zustand ca. 20% bis 65% größer als im luftfeuchten Zustand, während die Herausziehlasten im nassen Zustand im Mittel etwa 25% bis 30% kleiner sind als im luftfeuchten Zustand.

Das Verhalten von Nageldübeln im gerissenen Beton unterscheidet sich grundsätzlich zum Tragverhalten von Schraubdübeln. Schraubdübel zeigen in der Regel eine Zunahme der mittleren Herausziehlasten mit zunehmendem Feuchtegehalt. Der deutliche Unterschied im Tragverhalten ergibt sich durch die Verspreizungsart und die daraus resultierende Erwärmung der Dübelhülle beim Verspreizen.

In Tabelle 6.2 sind die bezogenen Mittelwerte der Versuche im ungerissenen und gerissenen Beton für verschiedene Konditionierungszustände aufgeführt. Die jeweils größeren bezogenen Mittelwerte sind durch Fettdruck hervorgehoben. Bezugswert ist die mittlere Herausziehlast im luftfeuchten Zustand. Im Rahmen von Zulassungsverfahren werden Eignungsversuche zum Einfluss des Wassergehalts in der Regel im ungerissenen Beton durchgeführt. Die Ergebnisse der Eignungsversuche werden auf die mittlere Herausziehlast des Referenzversuchs (mittleres Bohrreckmaß, Konditionierung luftfeucht, $T = 20^\circ\text{C}$) bezogen. Die Abminderung der Herausziehlasten im Vergleich zum Referenzversuch wird dann bei der Berechnung der zulässigen Last bzw. des Bemessungswertes des Widerstandes berücksichtigt.

In Tabelle 6.2 wird deutlich, dass im trockenen Zustand in der Regel die Versuchsdurchführung im ungerissenen Beton und im nassen Konditionierungszustand im gerissenen Beton den größeren bezogenen Mittelwert ergibt.

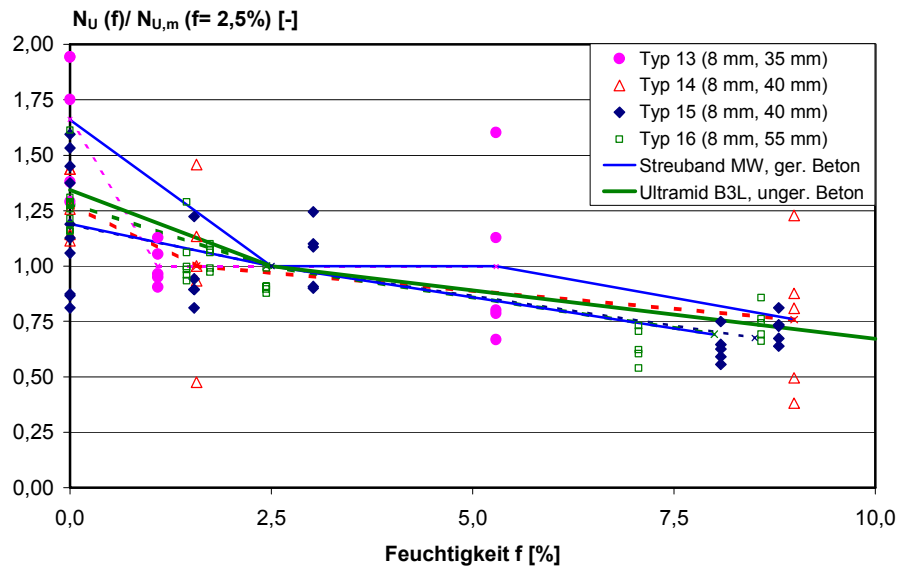


Bild 6.30 Einfluss der Feuchtigkeit der Dübelhülle auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln (Nageldübel) in gerissenem Beton ($w = 0,2 \text{ mm}$) und in ungerissenem Beton für Dübel aus Ultramid B3L[®] (Ehrenstein (1976/2)), Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Spreizrichtung senkrecht zum Riss.

Dübel Typ	Durchmesser [mm]	Konditionierung trocken		Konditionierung nass	
		$N_{U,m}/N_{U,m,f=2,5\%}$ $w = 0,0 \text{ mm}$	$N_{U,m}/N_{U,m,f=2,5\%}$ $w = 0,2 \text{ mm}$	$N_{U,m}/N_{U,m,f=2,5\%}$ $w = 0,0 \text{ mm}$	$N_{U,m}/N_{U,m,f=2,5\%}$ $w = 0,2 \text{ mm}$
1	10	0,89	0,97	0,72	1,10
1	14		0,92		1,07
4	10		0,63		1,37
5	14	0,92	0,74	0,86	1,56
5	10	1,25	0,74	0,82	0,85
16	8	1,45	1,28	1,61	0,69

Tabelle 6.2 Vergleich der bezogenen Mittelwerte der Herausziehlasten im trockenen und nassen Konditionierungszustand im ungerissenen und gerissenen Beton.

Bild 6.31 zeigt den Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts der Dübelhülle auf typische gemittelte Last-Verschiebungskurven im gerissenen Beton ($w = 0,2 \text{ mm}$). Die Diagramme zeigen die Kurven des Schraubdübels Typ 1 ($d = 10 \text{ mm}$, links) und des Nageldübels Typ 16 ($d = 8 \text{ mm}$, rechts).

In den Bildern ist der prinzipielle Unterschied zwischen Nagel- und Schraubdübeln beim Einfluss von Feuchtigkeit im gerissenen Beton gut zu erkennen. Beim Nageldübel nehmen die Herausziehlasten mit zunehmendem Feuchtegehalt ab. Die Anfangssteifigkeit und Form der Last-Verschiebungskurve wird im gerissenen Beton durch den Feuchtegehalt wenig beeinflusst. Das prinzipielle Verhalten der Nageldübel beim Einfluss von Feuchtigkeit ist im gerissenen und ungerissenen Beton etwa gleich.

Beim Schraubdübel ergeben sich in allen Konditionierungszuständen im Mittel etwa gleich große Herausziehlasten. Die Steifigkeit der Last-Verschiebungskurven ist im trockenen Zustand deutlich größer als in den beiden anderen Zuständen. Das Verhalten von Schraubdübeln ist im gerissenen und ungerissenen Beton stark unterschiedlich (vgl. Bild 3.12).

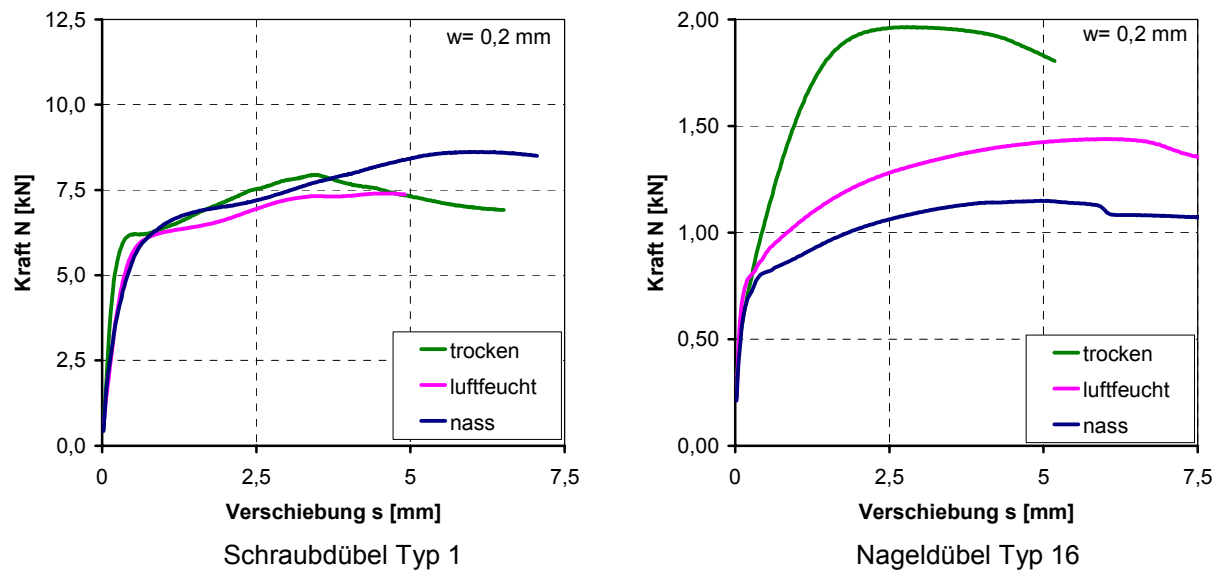


Bild 6.31 Einfluss der Feuchtigkeit der Dübelhülse auf die mittleren Last-Verschiebungskurven von Schraub- und Nageldübeln in gerissenem Beton ($w = 0,2 \text{ mm}$), Konditionierung variabel, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Hauptspreizrichtung senkrecht zum Rissverlauf.

6.2.5 Einfluss der Temperatur

Der Einfluss der Temperatur auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln in gerissenem Beton ($w = 0,2 \text{ mm}$) ist in Bild 6.32 für Schraubdübel und in Bild 6.33 für Nageldübel dargestellt. Die Dübel wurden mit Hauptspreizrichtung senkrecht zum Rissverlauf gesetzt. Der Referenzwert der bezogenen Herausziehlast ist der Mittelwert im gerissenen Beton bei einer Temperatur von 20°C . Zusätzlich ist in die Diagramme die aus der Literatur bekannte Kurve der bezogenen Herausziehlasten von Schraubdübeln aus Ultramid B3L[®] in ungerissenem Beton (aus Ehrenstein (1976/2)) eingetragen.

Die Herausziehlasten der Schraubdübel Typ 1, Typ 2 und Typ 4 fallen im Mittel mit zunehmender Temperatur ab (Bild 6.32). Bei einer Umgebungstemperatur von 0°C ist die mittlere Herausziehlast bis zu 18% größer als bei 20°C , während die Herausziehlasten bei einer Temperatur von 50°C maximal um ca. 26% und bei 80°C um 38% kleiner sind als im Referenzversuch. Die mittlere Herausziehlast des Dübels Typ 5 (Durchmesser 10 mm und 14 mm) ist bei 50°C etwa 19% bzw. 29% größer als bei 20°C . Bei 80°C fallen die Herausziehlasten jedoch ebenfalls unter den Referenzwert bei 20°C ab. Die größte bezogene mittlere Herausziehlast (0,83) bei 80°C im gerissenen Beton weist Dübel Typ 1 mit einem Durchmesser von 14 mm auf.

Aus Bild 6.32 geht hervor, dass die Herausziehlasten von Schraubdübeln im gerissenen und ungerissenen Beton mit zunehmender Temperatur in der Regel abfallen. Allerdings sind die bezogenen Mittelwerte bei erhöhten Temperaturen größer als die aus der Literatur bekannten bezogenen Herausziehlasten.

Die Längenänderung des Kunststoffes infolge Temperatureinwirkung ist gegenüber der Volumenänderung beim Einfluss von Feuchtigkeit eher gering und näherungsweise vernachlässigbar (Bild 4.43). Deshalb hat die Veränderung der radialen Dehnung beim Einfluss von Temperatur nur einen kleinen Einfluss auf die Spreizkraft im ungerissenen und gerissenen Beton. Maßgebend für die Größe der Spreizkräfte beim Einfluss von Temperatur ist aus diesem Grund die Abnahme des Elastizitätsmoduls von Polyamid mit zunehmender Temperatur (Bild 2.6). Mit zunehmender Temperatur nehmen daher die Spreizkräfte im ungerissenen Beton ab.

Bei der Rissöffnung bewirkt ein abnehmender E-Modul einen kleineren Entlastungsmodul mit zunehmender Temperatur und dadurch einen geringeren Spreizkraftabfall infolge Rissöffnung. Beim Eintreiben des Spreizelementes von Schraubdübeln bei Temperaturen unter 20°C ist die mittlere Temperatur der Dübelhülse nach dem Verspreizen wegen der geringeren Umgebungstemperatur kleiner als bei einer Umgebungstemperatur von 20°C . Dies führt

zu einer großen Differenz der Spreizkraft nach dem Verspreizen im Vergleich zur Referenzspreizkraft bei 20°C. Bei Umgebungstemperaturen größer als 20°C wird die Temperatur der Dübelhülse durch das Eintreiben des Spreizelementes vergrößert. Insgesamt ergibt sich nach dem Verspreizen eine große Differenz der Spreizkräfte bei den verschiedenen Umgebungstemperaturen zum Referenzwert, und der mit zunehmender Temperatur kleiner werdende Spreizkraftabfall infolge Rissöffnung bewirkt deshalb keine Zunahme der Spreizkraft mit zunehmender Temperatur. Der mit zunehmender Temperatur abnehmende Entlastungsmodul bewirkt jedoch, dass die bezogenen Herausziehlasten bei Temperaturen über 20°C im gerissenen Beton größer sind als im ungerissenen Beton.

Der Einfluss der Temperatur auf die Spreizkraft wird ebenfalls in den numerischen Studien veranschaulicht (Bild 4.47). Die bezogenen Spreizkraftwerte betragen in den numerischen Studien 1,91 bei 0°C und 0,66 bei 50°C. Die Werte decken sich nicht mit den bezogenen Herausziehlasten der Schraubdübel im gerissenen Beton. Der Temperatureinfluss wird durch das numerische Modell schlecht abgebildet.

Der Reibbeiwert zwischen Dübelhülse und Beton steigt im gerissenen Beton mit zunehmender Temperatur etwas an (Bild 6.15).

In den Spreizkraftmessungen im gerissenen Beton wird gezeigt, dass beim Einfluss von Temperatur zusätzlich die stark erhöhte Kriechneigung des Kunststoffes einen entscheidenden Einfluss hat. Bei einer Temperatur von 50°C ist der Spaltkraftanstieg nach der Rissöffnung bereits nach ca. 4 Minuten abgeschlossen und geht in eine deutliche Relaxationskurve über (Bild 6.10).

Die Überlagerung der positiven Effekte des mit zunehmender Temperatur verminderten E-Moduls (Spreizkraftabfall und Reibkoeffizient) mit den negativen Effekten (Temperatur beim Verspreizen und Kriechneigung) bewirkt, dass die Tendenz der Herausziehlasten bei den meisten untersuchten Schraubdübeln im gerissenen Beton etwas günstiger ist als im ungerissenen Beton.

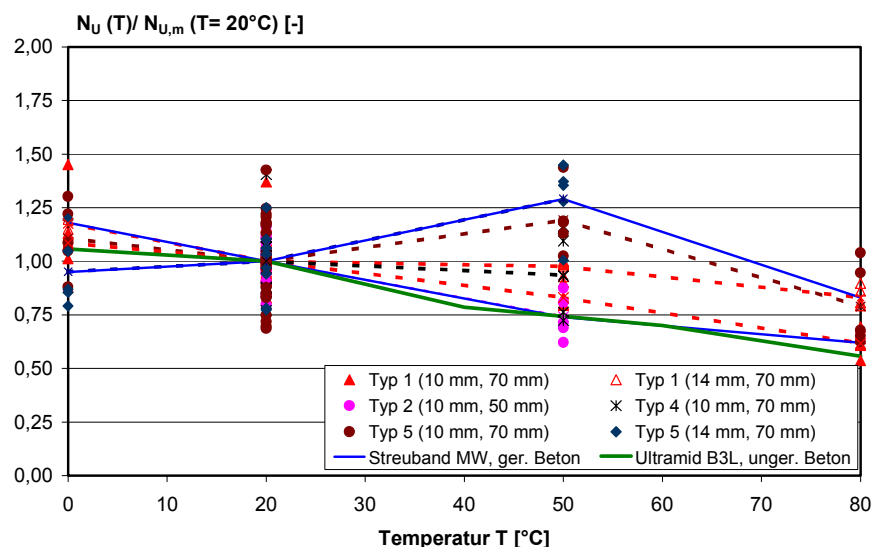


Bild 6.32 Einfluss der Temperatur des Untergrunds auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln (Schraubdübel) in gerissenem Beton ($w = 0,2$ mm) und in ungerissenem Beton für Dübel aus Ultramid B3L[®] (aus Ehrenstein (1976/2)), Konditionierung luftfeucht, Hauptspreizrichtung senkrecht zum Rissverlauf.

Die Herausziehlasten der beiden untersuchten Nageldübeltypen fallen mit zunehmender Temperatur im gerissenen Beton ebenfalls ab (Bild 6.33).

Bei einer Temperatur von 0°C sind die Herausziehlasten bei Dübel Typ 16 etwa gleich groß und bei Dübel Typ 15 um ca. 27% größer als bei den Referenzversuchen bei 20°C. Bei 50°C beträgt die mittlere bezogene Herausziehlast für beide Dübeltypen ca. 0,75 und bei 80°C liegt der bezogene Wert zwischen 0,59 (Typ 16) und 0,64 (Typ 15).

Die Herausziehlasten der untersuchten Nageldübel nehmen im ungerissenen und im gerissenen Beton mit zunehmender Temperatur ab (vgl. auch Bild 5.49). Die prozentuale Abnahme der Herausziehlasten mit zunehmender Temperatur im gerissenen Beton ist bei Nageldübeln größer als bei Schraubdübeln, da die geringere Erwärmung beim Eintreiben des Spreizelementes einen größeren Unterschied der Elastizitätsmoduln und damit der Spreizkräfte im ungerissenen Beton bewirkt.

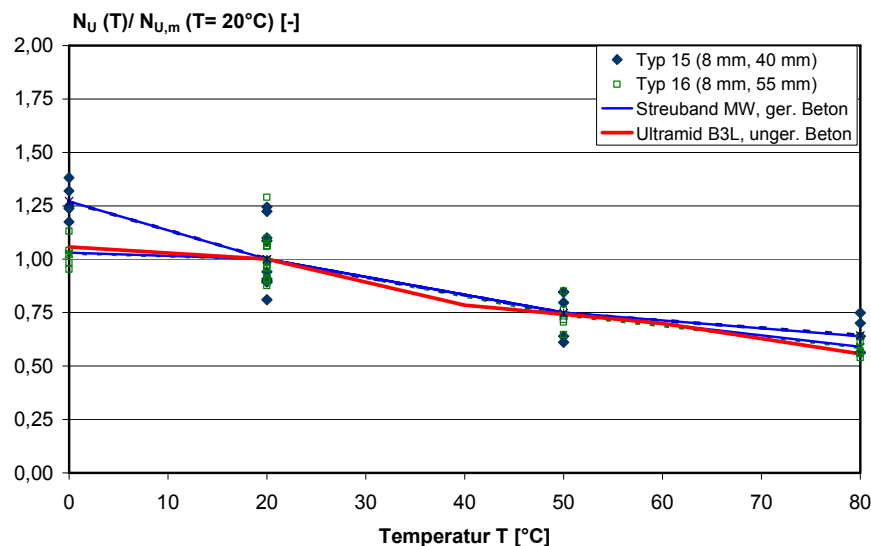


Bild 6.33 Einfluss der Temperatur des Untergrunds auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln (Nageldübel) in gerissenem Beton ($w = 0,2 \text{ mm}$) und in ungerissenen Beton für Dübel aus Ultramid B3L[®] (aus Ehrenstein (1976/2)), Konditionierung luftfeucht, Hauptspreizrichtung senkrecht zum Rissverlauf.

Tabelle 6.3 zeigt einen Vergleich der bezogenen Mittelwerte bei Versuchsdurchführung im ungerissenen und gerissenen Beton. Die jeweils größeren bezogenen Werte sind durch Fettdruck hervorgehoben.

Aus der Tabelle geht hervor, dass bei den meisten Dübeltypen und Temperaturen die Versuchsdurchführung im ungerissenen Beton größere oder mindestens gleichwertige bezogene Mittelwerte ergibt.

Dübel Typ	Durchmesser [mm]	Temperatur T= 0°C $N_{U,m}/N_{U,m,20°C}$		Temperatur T= 40°C/ 50°C $N_{U,m}/N_{U,m,20°C}$		Temperatur T= 80°C $N_{U,m}/N_{U,m,20°C}$	
		w= 0,0 mm	w= 0,2 mm	w= 0,0 mm	w= 0,2 mm	w= 0,0 mm	w= 0,2 mm
1	10	1,14	1,18	0,93	0,83	0,66	0,62
1	14		1,09	0,77	0,98		0,83
4	10			0,99	0,93	0,87	
5	14	0,79	0,95	0,72	1,29	0,50	
5	10		1,11	1,01	1,19	0,69	0,79
16	8	1,06	1,03	0,97	0,74	0,50	0,59

Tabelle 6.3 Vergleich der bezogenen Mittelwerte bei Umgebungstemperaturen von $T = 0^\circ\text{C}$, $T = 50^\circ\text{C}$ und $T = 80^\circ\text{C}$ im ungerissenen und gerissenen Beton.

In Bild 6.34 sind die Last-Verschiebungskurven des Schraubdübels Typ 1 ($d = 10 \text{ mm}$, links) und des Nageldübels Typ 16 ($d = 8 \text{ mm}$, rechts) dargestellt. In beiden Bildern wird deutlich, dass sich Schraub- und Nageldübel beim Einfluss von Temperatur im gerissenen Beton etwa gleich verhalten. Die Herausziehlasten und die Steifigkeit der Last-Verschiebungskurven nehmen im Mittel mit zunehmender Temperatur ab. Das Verhalten ist im gerissenen Beton etwa gleich wie im ungerissenen Beton (vgl. Bild 3.11).

Bei Schraubdübeln wird die Form der Last-Verschiebungskurven durch die Temperatur des Ankergrundes wenig beeinflusst.

Beim untersuchten Nageldübel ist bei einer Temperatur von 0°C gut zu erkennen, dass sich der Kunststoff unterhalb des Glasübergangs deutlich spröder verhält als bei den anderen untersuchten Temperaturen.

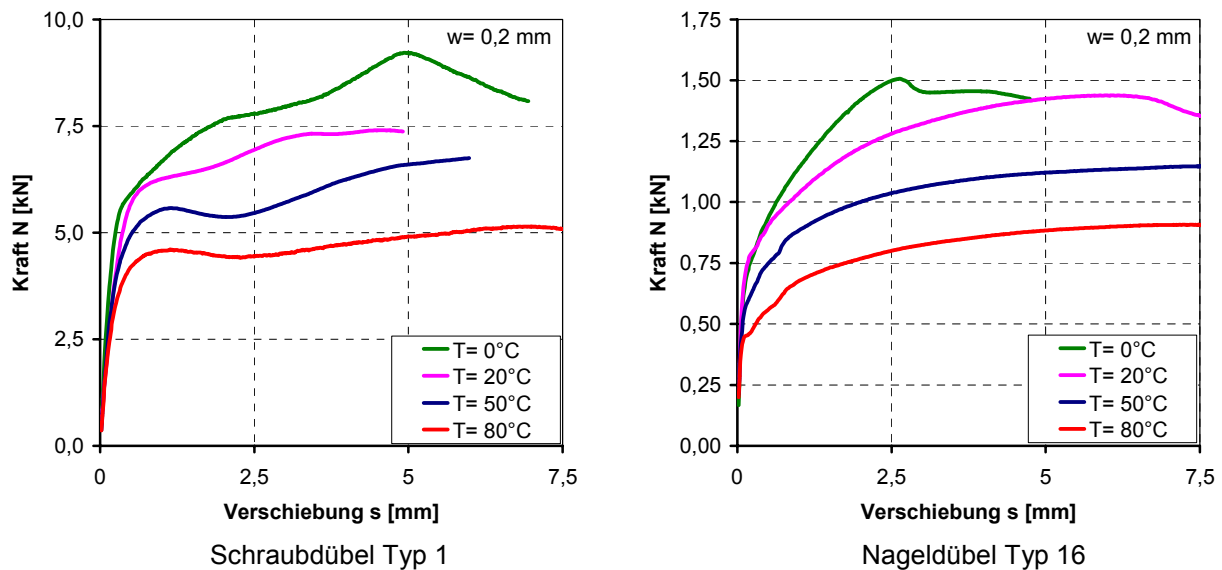


Bild 6.34 Einfluss der Temperatur des Ankergrundes auf die mittleren Last-Verschiebungskurven von Schraub- und Nageldübeln in gerissenem Beton ($w = 0,2$ mm), Konditionierung luftfeucht, Temperatur variabel, Hauptspannungsrichtung senkrecht zum Rissverlauf.

6.2.6 Einfluss der Zeitdifferenz zwischen Rissöffnung und Dübelbelastung

Der Einfluss der Zeitdifferenz Δt zwischen Rissöffnung und Dübelbelastung auf die Herausziehlasten von Kunststoffdübeln im gerissenen Beton ist in Bild 6.35 für Schraubdübel und in Bild 6.36 für Nageldübel dargestellt. Die Versuche wurden in Rissen mit einer Breite von $w = 0,2$ mm durchgeführt (Hauptspannungsrichtung senkrecht zum Rissverlauf). Referenzwert der bezogenen Herausziehlasten ist die mittlere Herausziehlast der Versuche, die mit einer Zeitdifferenz zwischen Rissöffnung und Dübelbelastung von ca. 15 Minuten durchgeführt wurden. Bei den Versuchen wurden die Dübel gesetzt, die Risse geöffnet und die Dübel anschließend die zu untersuchende Zeitdifferenz unbelastet im geöffneten Riss gelagert. Bei den untersuchten Schraubdübeln (Bild 6.35) steigen die Herausziehlasten mit zunehmender Zeitdifferenz deutlich an. Die Herausziehlasten sind im Mittel bei einer Zeitdifferenz von 72 h 13% bis 79% größer als bei Belastung des Dübels direkt nach der Rissöffnung. Bei Dübel Typ 1 sind die Herausziehlasten nach 1.200 h unbelasteter Lagerung im geöffneten Riss im Mittel 35% größer als bei den Versuchen, die direkt nach der Rissöffnung durchgeführt wurden.

Die Zunahme der Herausziehlasten mit zunehmender Zeitdifferenz ergibt sich bei Schraubdübeln aufgrund des Anstiegs der Spreizkraft nach der Rissöffnung (Memory-Effekt). Die Rissöffnung erfolgt im Vergleich zu den verzögert elastischen Verformungsanteilen des Kunststoffes sehr schnell. Deshalb fällt die Spreizkraft bei der Rissöffnung stark ab. Mit zunehmender Zeitdifferenz passt sich der Kunststoff den neuen Dehnungsverhältnissen durch Umlagerung der Molekülketten an und die Spreizkraft steigt an. Die Steigerung der Spreizkraft nach der Rissöffnung wird in den numerischen Studien eingehend untersucht und erklärt (vgl. Abschnitt 4.2.4.1). Die Zunahme der Spreizkraft wird von der radialen Kunststoffdehnung und vom Dübeltyp beeinflusst. Dies wurde in den Funktionsersatzprüfungen im gerissenen Beton (Bild 6.3) gezeigt.

Der Anstieg der Herausziehlasten verläuft in gerissenem Beton wesentlich schneller als in ungerissenem Beton, da er auf dem schnellen Anstieg der Spreizkraft nach der Rissöffnung beruht. Die Herausziehlasten im ungerissenen Beton steigen auf Grund der Zunahme des Reibkoeffizienten erst nach einer Zeitdifferenz von etwa 1.000 h deutlich an. Im Zeitraum bis 1.000 h ist wegen der abnehmenden Spreizkraft mit einem Abfall der Herausziehlasten zu

rechnen (vgl. Bild 5.52 und Bild 5.55). Der Anstieg des Reibkoeffizienten im ungerissenen Beton verläuft wesentlich langsamer als die Zunahme der Spreizkraft nach der Rissöffnung (Bild 5.26).

Der Spreizkraftanstieg nach der Rissöffnung ist zeitlich begrenzt und geht nach einigen Stunden in eine Spreizkraftabnahme über. In einigen Langzeitmessungen wurde festgestellt, dass im luftfeuchten Zustand der Spreizkraftanstieg eines Dübels nach etwa 8 h abgeschlossen ist (vgl. Bild 6.8). Die Herausziehlasten steigen jedoch im gerissenen Beton länger (bis 1.200 h) deutlich an. Daraus folgt, dass auch der Reibbeiwert zwischen Dübelhülse und Beton mit zunehmender Zeitdifferenz ansteigt. Dieser Anstieg verläuft wie im ungerissenen Beton langsamer als der Spreizkraftanstieg. Messungen des Reibkoeffizienten im gerissenen Beton in Abhängigkeit der Zeitdifferenz könnten hierüber Aufschluss geben.

Bei einigen Schraubdübeln wurde der Anstieg der Herausziehlasten im gerissenen Beton auch bei einer Rissbreite von $w = 0,4$ mm untersucht (Pregartner/Eligehausen (2000/3)). In breiteren Rissen steigen die Herausziehlasten der untersuchten Schraubdübel schneller mit zunehmender Zeitdifferenz zwischen Rissöffnung und Dübelbelastung an, da die Dehnungsdifferenz durch die Rissöffnung größer ist. Dies kann anschaulich mit dem Boltzmann'schen Superpositionsprinzip erklärt werden (Abschnitt 4.2.4.1). Die bezogenen Herausziehlasten betragen bei einer Rissbreite von $w = 0,4$ mm nach 72 h 1,21 bis 1,82 je nach Dübeltyp. Auf eine Darstellung der Ergebnisse wird verzichtet.

Bei den untersuchten Nageldübeln ist mit zunehmender Zeitdifferenz zwischen Rissöffnung und Dübelbelastung ein Abfall der Herausziehlasten erkennbar (Bild 6.36). Bei Dübel Typ 15 sind die Herausziehlasten nach 72 h etwa so groß wie direkt nach der Rissöffnung, während die Herausziehlasten bei Dübel Typ 16 nach 72 h um ca. 14% geringer sind. Bei Nageldübeln ist der Anstieg der Spreizkraft nach der Rissöffnung weniger ausgeprägt bzw. schneller abgeschlossen als bei Schraubdübeln. Dies wurde in den numerischen Studien gezeigt und erläutert (Abschnitt 4.2.4.3). Ein Anstieg der Herausziehlasten im gerissenen Beton kann sich bei Nageldübeln daher nur langfristig durch die Zunahme des Reibkoeffizienten zwischen Dübelhülse und Beton ergeben. Allerdings erfolgt das Versagen bei Dübel Typ 16 durch Herausziehen des Nagels aus der Kunststoffhülse, so dass durch den Anstieg des Reibkoeffizienten der äußeren Reibung die Herausziehlast nicht erhöht wird.

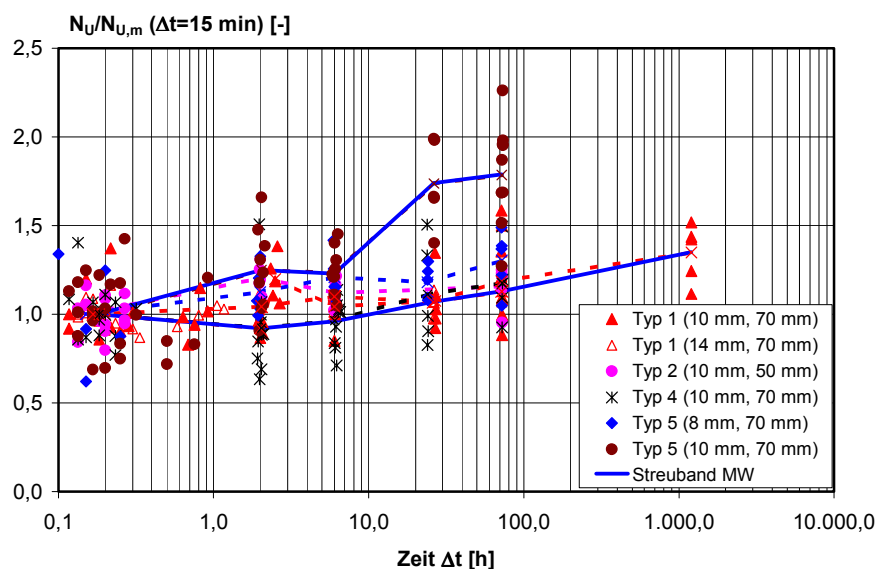


Bild 6.35 Einfluss der Zeitdifferenz zwischen Rissöffnung und Dübelbelastung auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln (Schraubdübel) in gerissenem Beton ($w = 0,2$ mm), Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Hauptspreizrichtung senkrecht zum Rissverlauf.

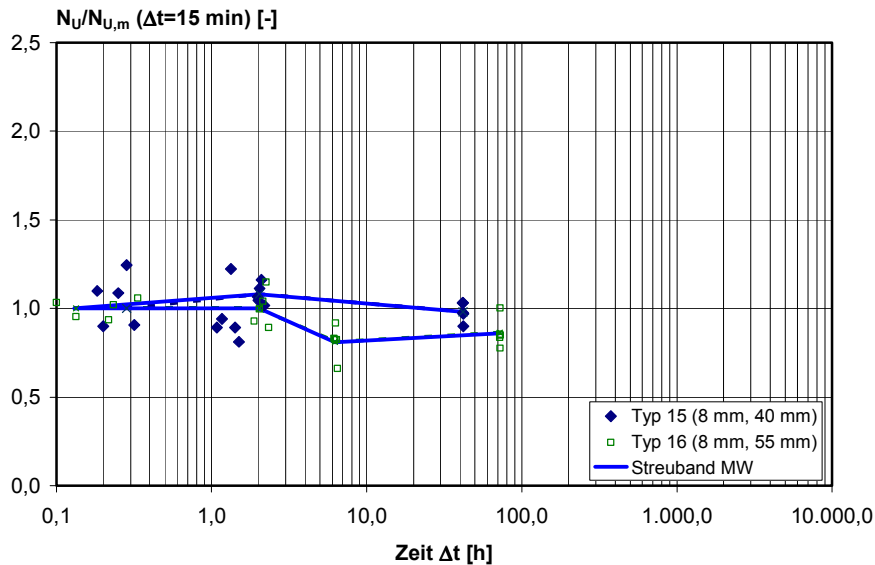


Bild 6.36 Einfluss der Zeitdifferenz zwischen Rissöffnung und Dübelbelastung auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln (Nageldübel) in gerissenem Beton ($w = 0,2 \text{ mm}$), Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Hauptsperrichtung senkrecht zum Rissverlauf.

Bild 6.37 zeigt den Einfluss der Zeitdifferenz auf das Last-Verschiebungsverhalten des Schraubdübels Typ 5 ($d = 10 \text{ mm}$, $h_{ef} = 70 \text{ mm}$) im gerissenen Beton ($w = 0,2 \text{ mm}$). Durch die zunehmende Zeitdifferenz zwischen Rissöffnung und Dübelbelastung steigt die Spreizkraft des Dübels an. Dadurch wird die qualitative Form der Last-Verschiebungskurve wenig beeinflusst. Der Anstieg der mittleren Herausziehlasten bei $\Delta t = 72 \text{ h}$ ist jedoch deutlich zu erkennen. Das Versagen des Dübels wird mit zunehmender Zeitdifferenz spröder und der Lastabfall nach Überschreiten der Maximallast zunehmend größer.

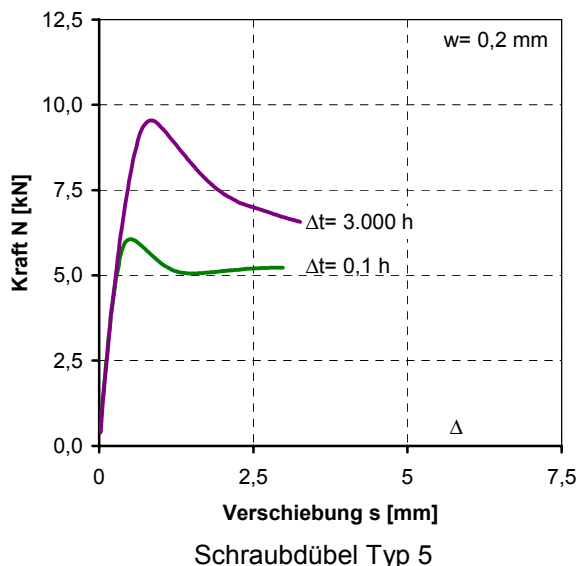


Bild 6.37 Einfluss der Zeitdifferenz auf die mittleren Last-Verschiebungskurven eines Schraubdübels in gerissenem Beton ($w = 0,2 \text{ mm}$), Konditionierung luftfeucht, Temperatur 20°C , Hauptsperrichtung senkrecht zum Riss.

In Bild 6.38 ist der Einfluss der Zeitdifferenz bei nasser und trockener Dübelhülse auf die bezogenen Herausziehlasten im gerissenen Beton ($w = 0,2 \text{ mm}$) der Schraubdübel Typ 5 ($d = 10 \text{ mm}$, $h_{ef} = 70 \text{ mm}$) und Typ 1 ($d = 14 \text{ mm}$, $h_{ef} = 70 \text{ mm}$) dargestellt. Es wird deutlich, dass die Herausziehlasten im trockenen Zustand innerhalb einer Zeitdifferenz von 24 h um 14% (Typ 1) bzw. 46% (Typ 5) ansteigen, während die Herausziehlasten im nassen Zustand innerhalb von 24 h um ca. 12% abfallen. Bei den Langzeitmessungen der Spaltkraft in den Funktionserersatzprüfungen wird gezeigt, dass der Spaltkraftanstieg nach der Rissöffnung zeitlich begrenzt ist (Bild 6.8). Die Dauer des Spaltkraftanstiegs ist beim untersuchten Dübel im nassen Zustand wesentlich kürzer (etwa 2 h) als im trockenen Zustand (etwa 20 h). Im nassen Zustand sind die Molekülketten des Polyamids beweglicher. Der verzögert elastische Verformungsanteil führt im nassen Zustand zu einem schnelleren Ausgleich der

Dehnungsdifferenz. 24 h nach der Rissöffnung ist die Spaltkraftkurve im nassen Zustand bereits deutlich in einem Spaltkraftabfall, während bei trockener Konditionierung etwa das Maximum der Spaltkraft erreicht ist. Daher nehmen bei Schraubdübeln die Herausziehlasten im trockenen Zustand bis 24 h zu, während die Herausziehlasten im nassen Zustand bereits wieder abnehmen.

Basierend auf diesen Ergebnissen und den wenigen Langzeitmessungen der Spaltkraft sollten weitere Untersuchungen zum Spaltkraftverlauf und zum Verlauf des Reibbeiwertes durchgeführt werden. Die Variation des Dübeltyps und der Rissbreite würde weitere Aufschlüsse zum zeitlichen Verlauf der Herausziehlasten geben.

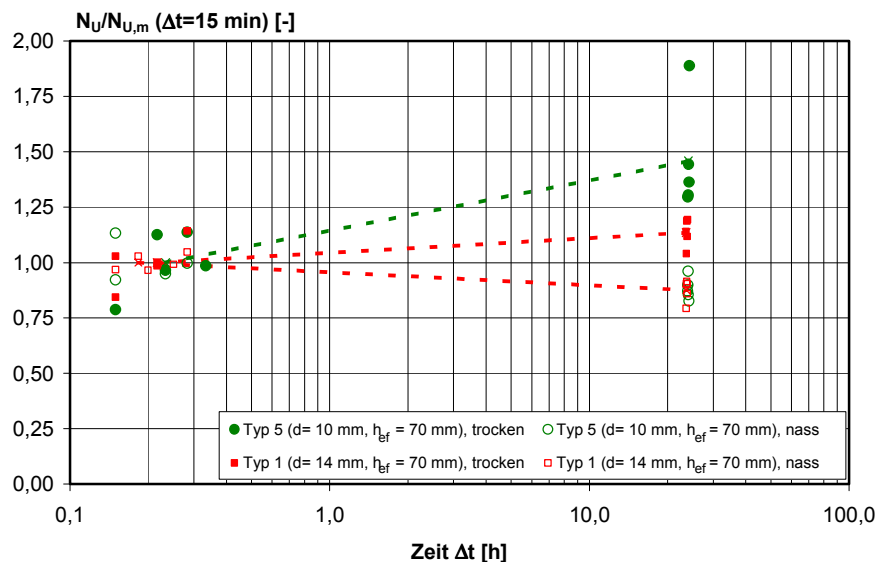


Bild 6.38 Einfluss der Zeitdifferenz zwischen Rissöffnung und Dübelbelastung auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln (Schraubdübel) in gerissenem Beton ($w = 0,2$ mm), Konditionierung variabel, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Hauptspannungsrichtung senkrecht zum Rissverlauf.

Bild 6.39 zeigt den Einfluss der Zeitdifferenz in gerissenem Beton auf die bezogenen Herausziehlasten des Schraubdübels Typ 5 ($d = 10$ mm) bei Temperaturen von 50°C und 80°C . Im Gegensatz zu den Versuchen mit nasser Hülse steigen die Herausziehlasten im Mittel innerhalb von 24 h bei einer Temperatur von 50°C um ca. 18% und bei 80°C um etwa 85% gegenüber den Versuchen direkt nach der Rissöffnung an. In den Funktionsersatzprüfungen wurde festgestellt, dass die Spaltkraft bei 50°C sehr schnell nach der Rissöffnung wieder in eine Relaxationsphase übergeht. Bei Dübel Typ 4 ist der Spaltkraftanstieg bei 50°C nach etwa 4 Minuten beendet (Bild 6.10).

Der Anstieg der Herausziehlasten kann daher entweder mit einem sehr schnellen Anstieg des Reibkoeffizienten zwischen Dübelhülse und Beton oder mit dem Austrocknen der Dübelhülse bei den erhöhten Temperaturen begründet werden.

Durch die erhöhte Temperatur ist der Kunststoff wesentlich verformungsfähiger und hat eine deutlich größere Kriechneigung. Unter diesen Umständen ist es denkbar, dass die Erhöhung des Reibkoeffizienten durch Zunahme des Mikroformschlusses wesentlich schneller als bei $T = 20^\circ\text{C}$ verläuft. Dadurch könnten sich höhere Herausziehlasten ergeben. Eine Austrocknung der Dübelhülse würde zu einem größeren Spreizkraftanstieg bei Belastung des Dübels als in luftfeuchtem Zustand führen. Dadurch könnten sich mit zunehmender Zeitdifferenz ebenfalls größere Herausziehlasten ergeben. Der Feuchtegehalt der Dübelhülsen wurde nach den Versuchen jedoch nicht bestimmt.

Zu diesem Thema sind weitere Untersuchungen im gerissenen und ungerissenen Beton nötig. In Funktionsersatzprüfungen sollte der Reibkoeffizient in Abhängigkeit der Temperatur und der Zeitdifferenz ermittelt werden.

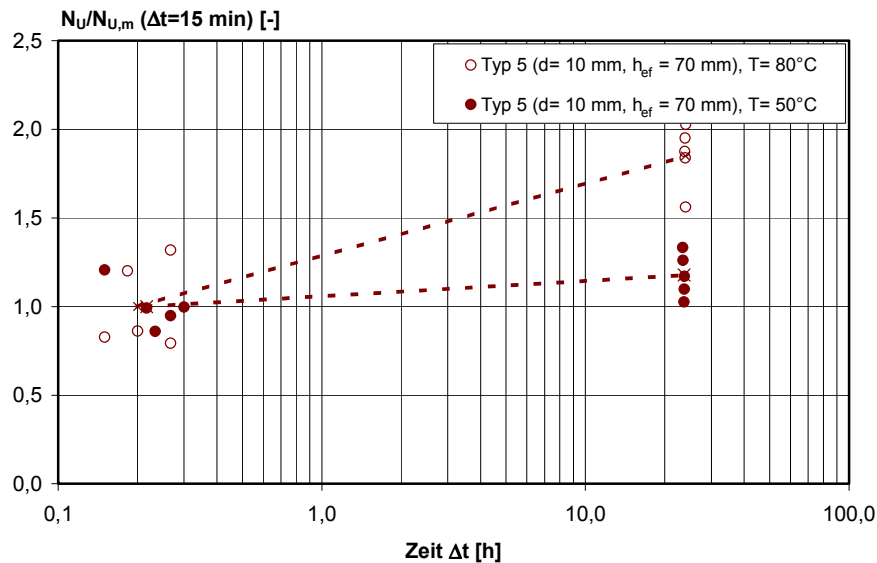


Bild 6.39 Einfluss der Zeitdifferenz zwischen Rissöffnung und Dübelbelastung auf die bezogenen Herausziehlasten von Dübel Typ 5 (10 mm, $h_{ef} = 70$ mm) in gerissenem Beton ($w = 0,2$ mm), Konditionierung luftfeucht, Temperatur variabel, Hauptspannungsrichtung senkrecht zum Rissverlauf.

6.3 Tragverhalten in bewegten Rissen

Bei Versuchen in bewegten Rissen werden Kunststoffdübel in Risse gesetzt und während mehrerer Rissbewegungen (in der Regel $n = 1.000$) mit einer Dauerlast belastet. Dabei wird das Tragverhalten von Kunststoffdübeln für eine Situation untersucht, die in Realität an Wänden durch wechselnde Temperaturbelastung hervorgerufen werden kann. Bei Dübeln, die in Decken oder Unterzügen gesetzt werden, entstehen Rissbewegungen beispielsweise durch wechselnde Verkehrslasten.

Die Ergebnisse der Versuche zum Tragverhalten in bewegten Rissen sind den Berichten *Pregartner/Eligehausen (2000/1)* und *Pregartner/Eligehausen (2001/2)* entnommen. Die Versuchsergebnisse sind in Anhang C 14 zusammengefasst.

6.3.1 Versuchsdurchführung

Die Versuche mit Rissbewegungen wurden in bewehrten Dehnkörpern (Bild 6.40) aus niederfestem Beton durchgeführt, die nach *ETAG (1997)* hergestellt waren. Details zur Betonzusammensetzung, Festigkeit und Herstellung sind Abschnitt 5.4.1 zu entnehmen.

Die verwendete Versuchseinrichtung erlaubt jeweils fünf Versuche in einer Betonplatte parallel durchzuführen.

Die Bewehrungsstäbe der Rissplatten wurden an einen servo-hydraulischen Zylinder angeschlossen. Mit Hilfe des Zylinders wurden die Risse kraftgeregelt geöffnet und geschlossen. Vor Versuchsbeginn wurden die Risse der Betonplatte mehrmals bewegt, um die Rissbildung zu stabilisieren und Risse mit gleicher Rissbreitendifferenz Δw zu ermitteln. Dann wurden die Risse geschlossen und die Bohrlöcher zentrisch in die Haarrisse erstellt und gereinigt. Die Dübel wurden mit dem Schrauber in die geschlossenen Risse wie in Abschnitt 5.6.1 beschrieben gesetzt.

Nach dem Setzen der Dübel wurden die Risse auf die obere Rissbreite geöffnet und 10 mal zwischen den zu untersuchenden Rissbreiten bewegt, um die Ober- und Unterlast für die kraftgeregelten Schwingungen zu ermitteln.

Dann wurden die Risse wieder auf die obere Rissbreite geöffnet und die Dübel mit der vorgesehenen Dauerlast belastet. Die Dauerlast wurde mit pneumatischen Zylindern aufgebracht und während des gesamten Versuchs konstant gehalten. Die Dauerlast wurde an

allen Dübeln mit Kraftmessdosen (Messbereich bis 20 kN) während der 1.000 Rissbewegungen gemessen. Schließlich wurden die Rissbewegungen mit einer Frequenz von 0,2 Hz gestartet und 1.000 mal durchgeführt. Nach den Rissbewegungen wurden die Dübel entlastet und die Resttragfähigkeit bei der oberen Rissbreite bestimmt.

Die Dübelverschiebungen wurden während des Versuchs mit zwei symmetrisch zu jedem Dübel angebrachten Wegaufnehmern aufgezeichnet. Die Rissbreiten wurden an jedem Dübel mit zwei Rissaufnehmern gemessen.

Die Resttragfähigkeit wurde mit der Ausziehvorrichtung nach Bild 5.37 durchgeführt. Der Versuchsaufbau für die Rissbewegungen und die Dauerlast ist in Bild 6.41 dargestellt.

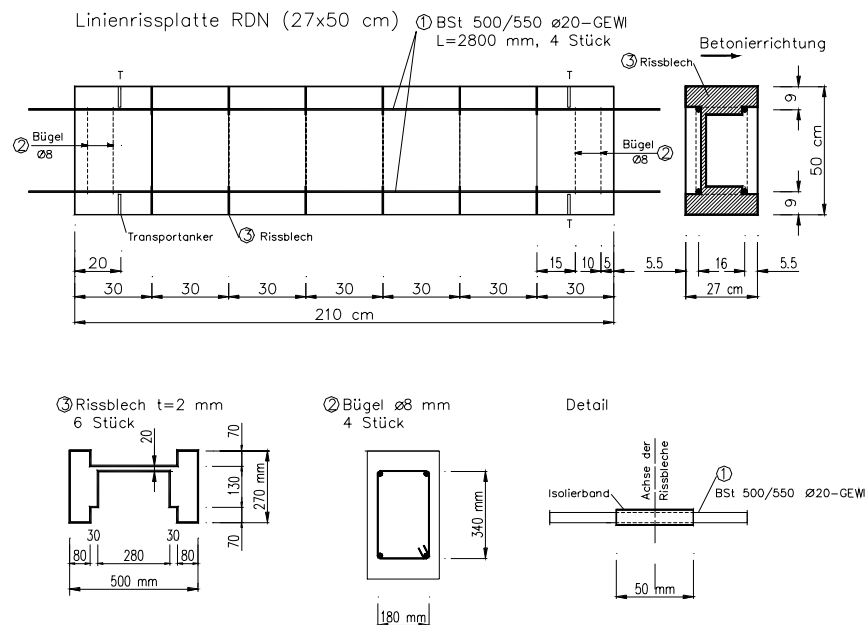


Bild 6.40 Zeichnung des verwendeten Dehnkörpers für die Versuche in bewegten Rissen.

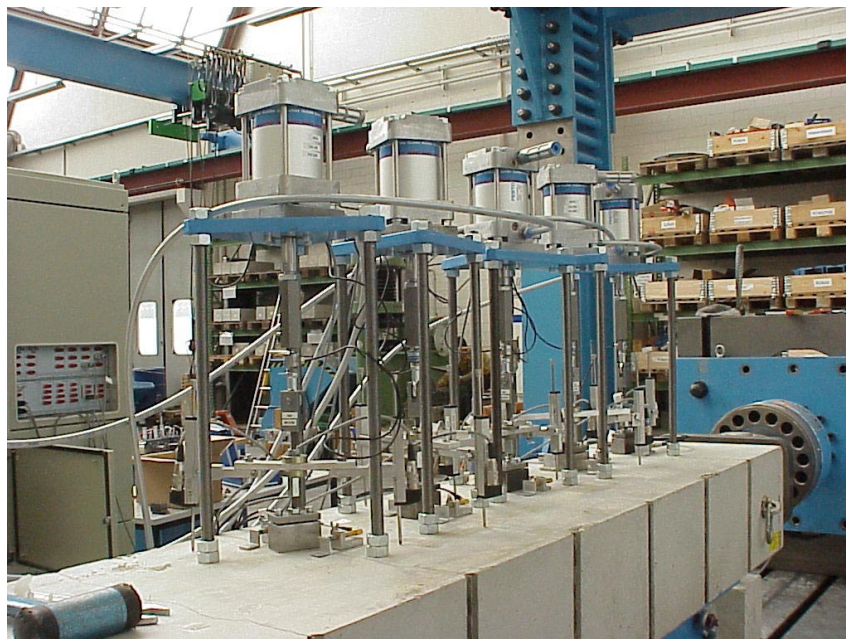


Bild 6.41 Versuchsaufbau für Versuche in bewegten Rissen.

6.3.2 Versuchsergebnisse

In den numerischen Untersuchungen wird gezeigt, dass die Spreizkraft eines Kunststoffdübels infolge jeder Rissverkleinerung ansteigt und bei konstanter Rissbreite dann wieder relaxiert. Infolge jeder Rissöffnung fällt die Spreizkraft auf ein Minimum ab und bei konstanter Rissbreite steigt die Spreizkraft infolge des Memory-Effektes wieder an (Bild 4.49).

Bei Belastung von Kunststoffdübeln in gerissenem Beton mit einer Dauerlast ist deshalb der Moment kritisch, bei dem die maximale Rissöffnung erreicht ist. Zu diesem Zeitpunkt ist die Spreizkraft und somit die Haltekraft minimal. Die Herausziehlast direkt nach der Rissöffnung wird durch die minimale Spreizkraft und den Reibkoeffizienten im gerissenen Beton bestimmt.

Das Verschiebungsverhalten von Kunststoffdübeln bei Versuchen in bewegten Rissen hängt wesentlich von der Höhe der Dauerlast und von der maximalen Rissbreite ab. Zusätzlich beeinflusst die Dübelkonstruktion das Verschiebungsverhalten, da die Größe des Spreizkraftabfalls bei Rissöffnung von Bedeutung ist.

Kunststoffdübel werden üblicherweise in bewegten Rissen mit Rissbreiten zwischen 0,1 mm und 0,2 mm geprüft. Bei Zulassungen für Metaldübel (Zulassung als Einzeldübel) wird in Rissbreiten zwischen 0,1 mm und 0,3 mm geprüft. Die Dauerlast wird in der Regel als 1,3-faches der zulässigen Last nach den bisherigen deutschen bauaufsichtlichen Zulassungen gewählt.

Die Verschiebungen von verschiedenen Kunststoffdübeln bei Versuchen in bewegten Rissen sind in Bild 6.42 dargestellt. Die Rissbreitendifferenz Δw in diesen Versuchen betrug 0,1 mm bis 0,2 mm. Die Dauerlast wurde mit $N_p=1,3$ -zulF gewählt.

Bild 6.42 zeigt die Verschiebungen über der Anzahl der Rissöffnungen des Schraubdübels Typ 1 ($d=14$ mm, Bild 6.42, links) und des Nageldübel Typ 16 (Bild 6.42, rechts). Die Rissöffnungen sind in logarithmischem Maßstab aufgetragen.

Es wird in beiden Bildern deutlich, dass die Verschiebungen mit zunehmender Anzahl der Rissöffnungen zunehmen. Die Verschiebungszunahme ist in allen Fällen stabil und verläuft etwa logarithmisch linear, so dass zu erwarten ist, dass die Dübel auch innerhalb weiterer Risszyklen nicht versagen. Die maximale Verschiebung liegt bei Dübel Typ 16 etwa bei 0,6 mm und bei Dübel Typ 1 bei 0,25 mm.

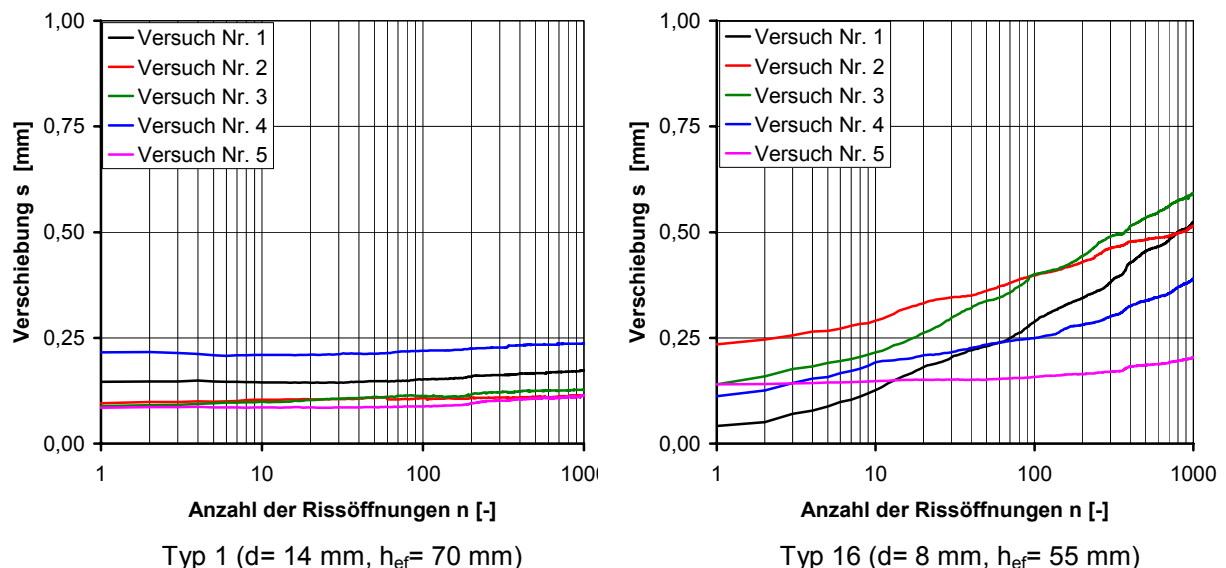


Bild 6.42 Dübelverschiebung über der Anzahl der Rissöffnungen ($\Delta w=0,1$ mm bis 0,2 mm, $N_p=1,3$ -zulF), Dübel Typ 1 ($d=14$ mm, links) und Dübel Typ 16 ($d=8$ mm, rechts), Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T=20^\circ\text{C}$, Hauptspreizrichtung senkrecht zum Rissverlauf.

Bild 6.43 zeigt die maximalen Dübelverschiebungen je Serie nach 20 und 1.000 Rissöffnungen von Versuchen mit Schraubdübeln mit Nenndurchmesser 10 mm. Diese Verschiebungen werden bei Auswertungen im Rahmen der *ETAG (1997)* in der Regel als Kriterium herangezogen. Auch aus Bild 6.43 geht hervor, dass die Dübel kein kritisches Maß an Verschiebung erreichen.

Nach *ETAG (1997)* sind für Metallspreizdübel bei Versuchen in bewegten Rissen Verschiebungen von 2,0 mm nach 20 Rissöffnungen und von 3,0 mm nach 1.000 Rissbewegungen als unkritisch zu beurteilen. Für Kunststoffdübel liegen bisher keine davon abweichenden Bestimmungen vor. Die maximale Verschiebung weist ein Dübel des Typs 1 auf. Sie beträgt etwa 1,7 mm. Bei diesem Dübel ist jedoch zwischen 20 und 1.000 Rissöffnungen keine Verschiebungszunahme zu erkennen, so dass auch dieser Dübel als unkritisch bewertet werden kann.

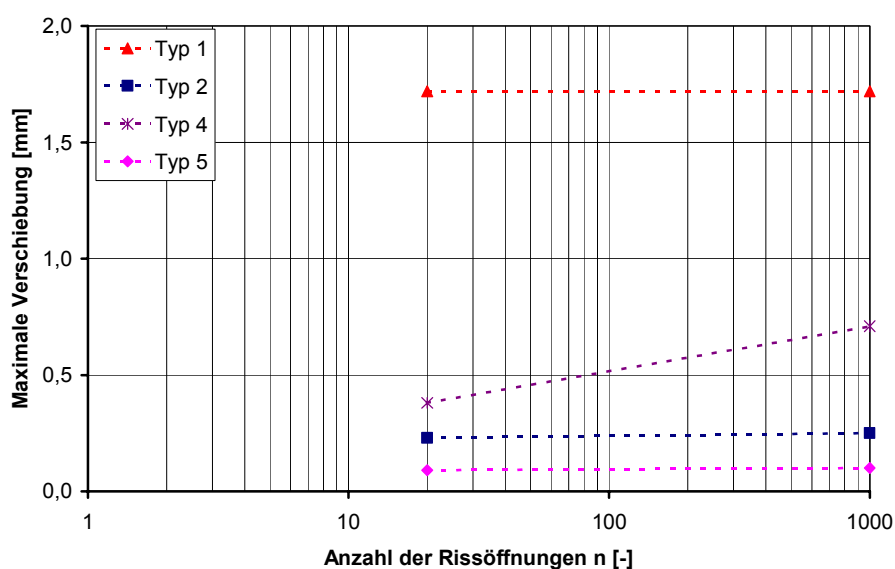


Bild 6.43 Maximale Dübelverschiebung bei $n = 20$ und $n = 1.000$ Rissöffnungen ($\Delta w = 0,1$ mm bis $0,2$ mm, $N_p = 1,3$ -zulF), Dübel Durchmesser 10 mm, Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Hauptspreizrichtung senkrecht zum Rissverlauf.

Mit Dübel Typ 1 ($d = 14$ mm, $h_{ef} = 70$ mm) wurden zusätzlich Versuche in bewegten Rissen mit Rissbreiten zwischen $0,1$ mm und $0,3$ mm durchgeführt.

Bild 6.44 zeigt die Dübelverschiebungen der Einzelversuche über der Anzahl der Rissöffnungen. Es ist zu erkennen, dass von fünf Dübeln nur drei die 1.000 Rissöffnungen ohne Versagen überstehen, während zwei Dübel bereits nach 2 bzw. 10 Rissbewegungen versagen.

Deshalb wurden weitere Versuche mit reduzierter Dauerlast ($N_p = 1,0$ -zulF) bei der gleichen Rissbreitendifferenz durchgeführt und festgestellt, dass diese Dauerlast noch zu hoch gewählt war, da ein Dübel der Serie eine unzulässig hohe Zunahme der Dübelverschiebung zeigte (*Pregartner/Eligehausen (2001/2)*).

Vermutlich würde eine Dauerlast N_p von etwa $0,7$ -zulF zu einem erfolgreichen Ergebnis führen.

Durch diese Versuche wird deutlich, dass bisher übliche Kunststoffdübel bei Zulassungsverfahren für Einzeldübel durch die Versuche in bewegten Rissen nur sehr geringe Bemessungswerte des Widerstandes erreichen würden. Es ist daher davon auszugehen, dass es wirtschaftlich nicht sinnvoll ist, eine Einzeldübelzulassung für herkömmliche Kunststoffdübel anzustreben. Hierfür müsste das Tragverhalten im gerissenen Beton wesentlich verbessert werden. Dies wurde durch eine neue Generation an Kunststoffdübeln erreicht, die durch eine konusförmige Schraube ein planmäßiges Nachspreizen des Dübels bei Belastung erzielen. Solche Dübel haben im gerissenen Beton nur eine geringe Abnahme der Herausziehlasten mit zunehmender Rissbreite. Nachspreizende Kunststoffdübel könnten daher die Versuche

in bewegten Rissen auch bei größeren Rissbreitendifferenzen ertragen und eine Zulassung als Einzeldübel erlangen.

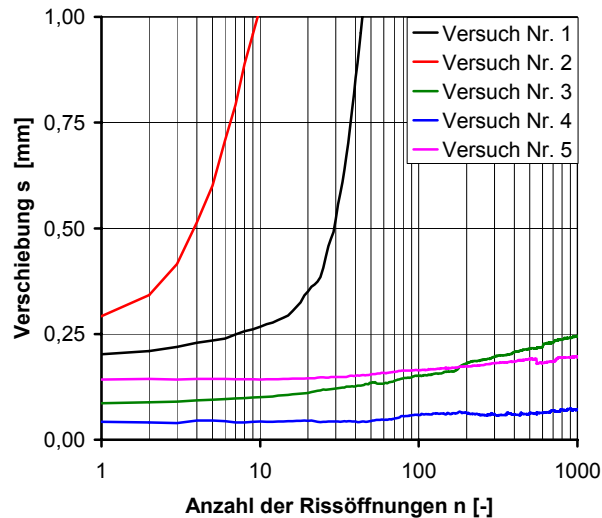


Bild 6.44 Dübelverschiebung über der Anzahl der Rissöffnungen ($\Delta w = 0,1$ mm bis $0,3$ mm, $N_p = 1,3$ -zulF), Dübel Typ 1, Durchmesser 14 mm, Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Hauptspannungsrichtung senkrecht zum Rissverlauf.

Die bezogene mittlere Resttragfähigkeit nach 1.000 Rissbewegungen der Versuche mit Rissbreitendifferenz Δw 0,1 mm-0,2 mm sind in Bild 6.45 dargestellt. Bezugswert ist die mittlere Herausziehlkraft im gerissenen Beton ($w = 0,2$ mm, Hauptspannungsrichtung senkrecht zum Riss). Die bezogenen Herausziehlkräfte liegen zwischen 0,47 und 1,07. Nach ETAG (2000/1) soll die bezogene Herausziehlkraft nach den Rissbewegungen nicht kleiner als der Referenzwert sein, da man davon ausgeht, dass die 1.000 Rissbewegungen unter Dauerlast den Dübel nicht schädigen. Die kleinste bezogene Herausziehlkraft hat Dübel Typ 4. Hierbei ist allerdings festzustellen, dass der Referenzwert eine deutlich größere Anzahl an Versuchen aufweist. Die Versuche wurden nicht parallel zu der Serie in bewegten Rissen durchgeführt, so dass unter Umständen ein Einfluss der Versuchsdurchführung zu einem so geringen bezogenen Wert führt. Hier hätten Versuche unter gleichen Bedingungen

weiteren Aufschluss geben können. Bei den restlichen Dübeln liegt die bezogene Resttragfähigkeit zwischen 0,8 und 1,1. Die Abminderung ist unbedenklich.

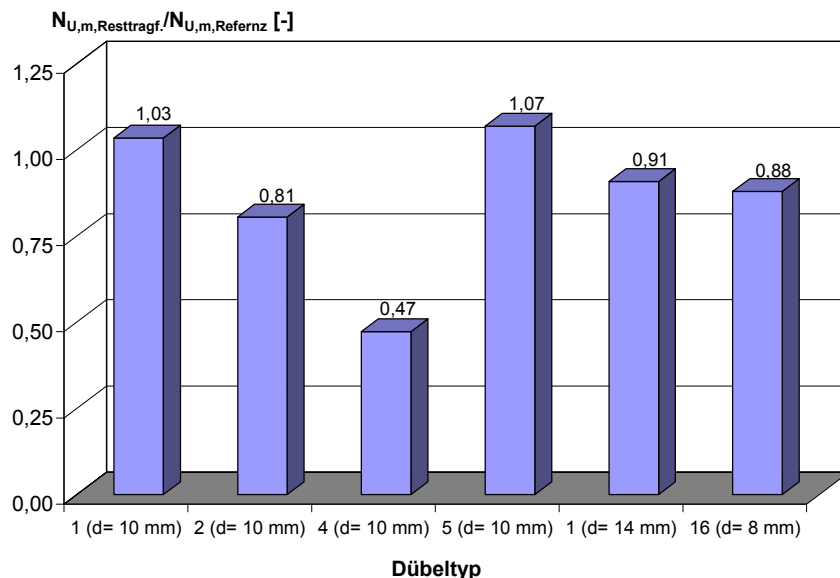


Bild 6.45 Bezogene Resttragfähigkeit nach 1.000 Rissbewegungen ($\Delta w = 0,1$ mm bis $0,2$ mm, $N_p = 1,3$ -zulF), verschiedene Dübeltypen ($d = 8$ mm, 10 mm und 14 mm), Nagel- und Schraubdübel, Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Hauptspannungsrichtung senkrecht zum Rissverlauf.

7 Sicherheitskonzept zum Tragverhalten von Kunststoffdübeln in Beton

Um ein Versagen von Befestigungsmitteln zu verhindern, muss die auf den bzw. die Dübel einwirkende Last kleiner sein als der betreffende Widerstand.

Befestigungssysteme nutzen im Allgemeinen örtlich die Zugtragfähigkeit des Betons. Die Zugtragfähigkeit von Beton ist im Vergleich zur Druckfestigkeit gering und kann lokal streuen.

Um einen Sicherheitsabstand zwischen Einwirkung S und Widerstand R zu garantieren und dadurch die Versagenswahrscheinlichkeit zu verringern, werden für Einwirkung und Widerstand Fraktilwerte der Verteilungen (95% bzw. 5%) angesetzt. Der Abstand zwischen Einwirkung und Widerstand wird zusätzlich durch einen Sicherheitsfaktor vergrößert.

Die bisherigen Sicherheitskonzepte verwenden auf der Widerstandseite die 5%-Fraktile und einen globalen Sicherheitsfaktor. In modernen Bemessungskonzepten werden Teilsicherheitsfaktoren angewendet, die Unsicherheiten auf der Widerstands- und der Einwirkungsseite erfassen.

In einem Sicherheitskonzept für Befestigungen sind auch mögliche Ungenauigkeiten durch die Montage zu berücksichtigen.

Eine Umrechnung zwischen dem globalen Sicherheitskonzept und dem Konzept mit Teilsicherheitsbeiwerten kann über den Teilsicherheitsbeiwert für die Einwirkung erfolgen. Hierbei ist ein Teilsicherheitsbeiwert von $\gamma_F = 1,4$ üblich. Dieser Faktor gilt für ein Verhältnis von ständig wirkender Last G zu Verkehrslast Q von 2,0.

7.1 Sicherheitskonzept der bauaufsichtlichen Zulassungen für Kunststoffdübel mit globalen Sicherheitsfaktoren

Bei dem Sicherheitskonzept mit globalen Sicherheitsfaktoren, das in den deutschen bauaufsichtlichen Zulassungen für Kunststoffdübel Verwendung findet, wird die zulässige Last aus den Ergebnissen von zentrischen Ausziehversuchen im ungerissenen Beton ermittelt. Sie wird aus der 5%-Fraktile der Herausziehlasten von Versuchen unter Standardbedingungen mit einem globalen Sicherheitsfaktor $\gamma = 5,0$ bzw. von Versuchen unter Extrembedingungen mit einem globalen Sicherheitsfaktor $\gamma = 3,0$ abgeleitet (Gleichung (7.1)). Weiterhin werden in neueren Gutachten zur Ableitung der zulässigen Last Versuche unter Standardbedingungen im gerissenen Beton (Rissbreite $w = 0,3$ mm) berücksichtigt. Der Sicherheitsfaktor beträgt in diesem Fall ebenfalls $\gamma = 3,0$.

Die 5%-Fraktile wird unter der Annahme einer unbekannt Standardabweichung mit einer Aussagewahrscheinlichkeit von 90% nach *Owen (1968)* berechnet. Maßgebend ist das Minimum der ermittelten zulässigen Last aus Versuchen unter Standardbedingungen, unter Extrembedingungen und aus Versuchen im gerissenen Beton.

Die Versuche unter Standardbedingungen werden im ungerissenen und gerissenen Beton bei 20°C mit luftfeuchter Dübelhülse durchgeführt ($d_{cut,m}$). Bei den Versuchen unter Extrembedingungen werden die Ergebnisse von Versuchen mit nasser Dübelhülse ($T = 20^\circ\text{C}$) oder von Versuchen bei einer Temperatur von 80°C (luftfeuchte Hülse) verwendet, wobei die berechneten Fraktilwerte zusätzlich mit einem Faktor zur Berücksichtigung des Einflusses des maximalen Bohrereckmaßes $d_{cut,max}$ abgemindert werden (Gleichung (7.2)). Alternativ darf auch der Einfluss von Temperatur und Feuchtigkeit in Kombination mit einem großen Bohrereckmaß in entsprechenden Versuchen bestimmt werden.

Der globale Sicherheitsfaktor für Standardbedingungen wurde vom Sachverständigenausschuss „Verankerungen und Befestigungen“ bei der Ableitung der zulässigen Last von Kunststoffdübeln größer als für andere Befestigungsmittel gewählt, da dadurch der festigkeitsmindernde Einfluss von gerissenen Beton pauschal berücksichtigt werden soll. Durch die relativ geringen zulässigen Lasten sollte ebenfalls vermieden werden, dass Kunststoffdübel unter dauernder Zuglast infolge Kriechen versagen (*Eligehausen/Mallée (2000)*).

Aufgrund des geringen Einflusses der Betonfestigkeit auf die Herausziehlasten von Kunststoffdübeln wird diese bei der Bestimmung der zulässigen Last nicht berücksichtigt.

$$\text{zulF} = \frac{N_{U,5\%}}{\gamma} \quad (7.1)$$

mit zulF : zulässige Last nach bauaufsichtlichen Zulassungen
 $N_{U,5\%}$: 5%-Fraktile der Herausziehlasten im ungerissenen Beton unter Standardbedingungen oder Extrembedingungen bzw. im gerissenen Beton
 γ : globaler Sicherheitsfaktor
 $\gamma = 5,0$ bei Versuchen unter Standardbedingungen
 $\gamma = 3,0$ bei Versuchen unter Extrembedingungen sowie bei Versuchen im gerissenen Beton

$$N_{U,5\%,\text{Extrem}} = N_{U,5\%,\text{Eignung}} \cdot \frac{N_{U,m,\text{max.BEM}}}{N_{U,m,\text{Referenz}}} \quad (7.2)$$

mit $N_{U,5\%,\text{Extrem}}$: 5%-Fraktile der Herausziehlasten unter Extrembedingungen ($T = 80^\circ\text{C}$ oder nasse Kond.)
 $N_{U,m,\text{max.BEM}}$: mittlere Herausziehlast bei maximalem Bohrereckmaß ($T = 20^\circ\text{C}$, luftfeuchte Kond.)
 $N_{U,m,\text{Referenz}}$: mittlere Herausziehlast unter Standardbedingungen

$$\frac{N_{U,m,\text{max.BEM}}}{N_{U,m,\text{Referenz}}} \leq 0,9$$

7.1.1 Auswertung der Versuchsergebnisse nach dem bisherigen Sicherheitskonzept mit globalen Sicherheitsfaktoren

In Bild 7.1 sind die zulässigen Lasten für sechs unterschiedliche Dübeltypen (Schraubdübel) dargestellt. Sie wurden nach der Vorgehensweise für nationale bauaufsichtliche Zulassungen des deutschen Instituts für Bautechnik mit einem globalen Sicherheitsfaktoren bestimmt (Abschnitt 7.1). Als Versuchsdaten wurden die Ergebnisse der zentrischen Ausziehversuche im ungerissenen und gerissenen Beton aus Abschnitt 5 und Abschnitt 6 herangezogen. Die Fraktilwerte der Herausziehlasten im gerissenen Beton bei einer Rissbreite von $w = 0,3$ mm wurden durch lineare Interpolation zwischen den Ergebnissen der Versuche mit einer Rissbreite von $w = 0,2$ mm und $w = 0,4$ mm bestimmt.

Die untersuchten Dübel sind alle bauaufsichtlich zugelassen. In Bild 7.1 ist deshalb zusätzlich die zulässige Last nach der bauaufsichtlichen Zulassung eingetragen. Es wird deutlich, dass alle untersuchten Schraubdübel bei Ableitung der zulässigen Last aus den Versuchen im ungerissenen Beton in der Regel den Sollwert erreichen. Nur bei den Versuchen unter Extrembedingungen mit Dübel Typ 1 ($d = 10$ mm, $h_{\text{ef}} = 50$ mm) und Dübel Typ 5 ($d = 8$ mm, $h_{\text{ef}} = 70$ mm) ergeben sich zulässige Lasten, die etwas unterhalb des Sollwerts liegen, weil die Abminderung der Herausziehlast bei maximalem Bohrereckmaß relativ groß ist. Prüft man den Einfluss von Temperatur und Bohrereckmaß zusammen, ergibt sich bei diesen Dübeln eine geringere Abminderung der Herausziehlasten unter Standardbedingungen als bei einer multiplikativen Überlagerung der Einflüsse. In diesem Fall wird der Sollwert der zulässigen Last erreicht.

Aus den Versuchen im gerissenen Beton (Rissbreite $w = 0,3$ mm) kann bei Dübel Typ 1 ($d = 10$ mm, $h_{\text{ef}} = 70$ mm), Dübel Typ 4 ($d = 10$ mm, $h_{\text{ef}} = 70$ mm) und Dübel Typ 5 ($d = 14$ mm, $h_{\text{ef}} = 70$ mm) der Sollwert der zulässigen Last etwa nachgewiesen werden. Bei den anderen untersuchten Dübeltypen wird der Sollwert deutlich unterschritten.

In Abschnitt 6.2.3 wird gezeigt, dass der Abfall der Herausziehlasten von Schraubdübeln unter Standardbedingungen im gerissenen Beton bei einer Rissbreite von 0,3 mm zwischen 65% und 48% beträgt (Bild 6.26). Im gerissenen Beton ist zudem die Streuung der Herausziehlasten deutlich größer als in den Referenzversuchen im ungerissenen Beton. Daher ist das Verhältnis der Fraktilwerte noch kleiner als das Verhältnis der Mittelwerte und es ergeben sich trotz kleinerem Sicherheitsbeiwert im gerissenen Beton deutlich geringere zulässige Lasten als im ungerissenen Beton.

Bild 7.2 zeigt die zulässigen Lasten für Nageldübel Typ 16. Der untersuchte Nageldübel erreicht unter allen Versuchsbedingungen den Sollwert der zulässigen Last.

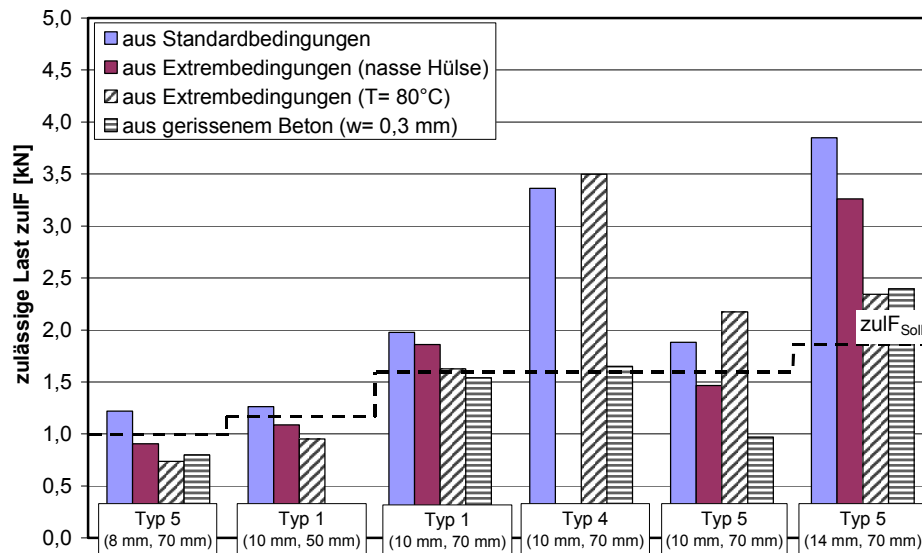


Bild 7.1 Zulässige Lasten (Schraubdübel) nach dem Sicherheitskonzept für nationale bauaufsichtliche Zulassungen für Kunststoffdübel mit globalen Sicherheitsfaktoren.

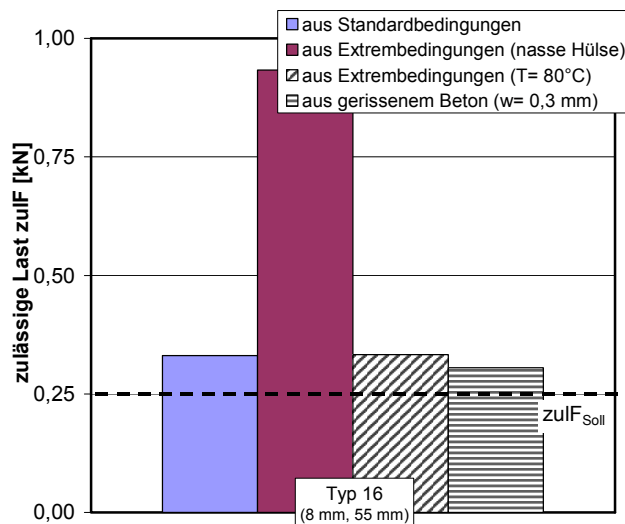


Bild 7.2 Zulässige Lasten (Nageldübel) nach dem Sicherheitskonzept für nationale bauaufsichtliche Zulassungen für Kunststoffdübel mit globalen Sicherheitsfaktoren.

7.2 Neues Sicherheitskonzept des ETAG-Entwurfs für Kunststoffdübel mit Teilsicherheitsfaktoren

In neuen europäischen Normen und europäischen technischen Zulassungen werden anstelle eines globalen Sicherheitsfaktors Teilsicherheitsbeiwerte für die Einwirkungen und Widerstände verwendet. In den Grenzzuständen der Tragfähigkeit und der Gebrauchstauglichkeit muss gewährleistet sein, dass der Bemessungswert der Beanspruchung S_d kleiner oder gleich dem Bemessungswert der Beanspruchbarkeit R_d ist (Gleichung (7.3)).

$$S_d \leq R_d \quad (7.3)$$

Der Bemessungswert der Beanspruchbarkeit ergibt sich aus dem charakteristischen Widerstand R_k und dem Teilsicherheitsbeiwert γ_M für den Materialwiderstand nach Gleichung (7.4). Bei Kunststoffdübeln entspricht der Widerstand R der 5%-Fraktile der Herausziehlasten $N_{U,5\%}$.

In Gleichung (7.5) ist die Berechnung des charakteristischen Widerstandes $N_{R,k}$ für Kunststoffdübel in Beton nach dem Entwurf der ETAG „Kunststoffdübel“ (ETAG (2000/1)) dargestellt. Der charakteristische Widerstand $N_{R,k}$, der in Anlehnung an die ETAG „Verbunddübel“ (ETAG (2000/2)) berechnet wird, ergibt sich danach aus dem Grundwert des charakteristischen Widerstandes $N_{R,k}^0$ multipliziert mit den Abminderungsfaktoren α_i' . Der Grundwert des charakteristischen Widerstandes $N_{R,k}^0$ entspricht der 5%-Fraktile der Herausziehlasten von Versuchen im gerissenen Beton bei einer Rissbreite $w = 0,2$ mm. Die 5%-Fraktile wird unter Annahme einer unbekannt Standardabweichung mit einer Aussagewahrscheinlichkeit von 90% nach Owen (1968) berechnet.

Der Abminderungsfaktor α_1' bewertet Lastplateaus in den Last-Verschiebungskurven, den sogenannten unkontrollierten Schlupf. Dabei wird berücksichtigt, dass unkontrollierter Schlupf die Funktionsfähigkeit von Mehrfachbefestigungen beeinträchtigen kann. Beim typischen Last-Verschiebungsverhalten von Kunststoffdübeln in Beton wird diese Regelung jedoch nicht maßgebend. Der Abminderungsfaktor α_2' ergibt sich aus den in Eignungsversuchen gemessenen Herausziehlasten zur Untersuchung des Einflusses von minimalem Bohrereckmaß, Feuchtigkeit, Dauerlast, Schwelllast, Relaxation, gerissenem Beton ($w = 0,4$ mm) und bewegten Rissen. Die Faktoren α_3' und α_4' werden aus den Ergebnissen von Versuchen bei maximaler Langzeittemperatur (in der Regel $T = 50^\circ\text{C}$) und bei maximaler Temperatur, die kurzzeitig am Dübel auftreten darf (in der Regel $T = 80^\circ\text{C}$), ermittelt.

Zur Ermittlung des Bemessungswertes des Widerstandes bei der Versagensart Herausziehen $N_{R,d}$ wird der charakteristische Widerstand $N_{R,k}$ durch den Teilsicherheitsbeiwert γ_{Mc} für Beton dividiert (Gleichung (7.8)). γ_{Mc} wird nach Gleichung (7.9) ermittelt. Dabei wird der Montagesicherheitsbeiwert γ_2 aus den Versuchen zum Einfluss des maximalen Bohrereckmaßes auf die Herausziehlasten von Kunststoffdübeln abgeleitet.

Zur Ermittlung der Abminderungsfaktoren α_i' werden die mittleren Herausziehlasten bzw. die 5%-Fraktile der Herausziehlasten der Eignungsversuche auf die mittlere Herausziehlast bzw. die 5%-Fraktile der Referenzversuche bezogen. Dieser Wert wird mit „vorh α_i “ bezeichnet. Die Abminderungsfaktoren α_i' ergeben sich dann aus dem Quotienten $\text{vorh}\alpha_i$ zum geforderten Wert $\text{req}\alpha_i$ (Gleichung (7.6) und Gleichung (7.7)). Die Abminderungsfaktoren $\text{req}\alpha_i$ sind in Tabelle 7.1 zusammengefasst.

Eignungsversuch		req α_i	Berücksichtigung bei
Setzversuche Nageldübel		0,9 ³⁾	γ_2
Drehmomentversuche		-	-
Bohrereckmaß	$d_{cut,min}$	1,0	α_2
	$d_{cut,max}$	0,8 ³⁾	γ_2
Konditionierung	trocken	0,8	α_2
	nass	0,8	
Temperatur	0°C	1,0	α_2
	50°C	1,0	α_3
	80°C	0,8 ²⁾	α_4
Schwellast		1,0	α_2
Dauerlast		0,9	α_2
Relaxation	24 h	0,9	α_2
	500 h	1,0	α_2
Gerissener Beton	w= 0,4 mm	0,8 ¹⁾	α_2
Bewegte Risse	$\Delta w=0,1- 0,2mm$	0,9 ¹⁾	α_2

1): Bezugswert Versuche im gerissenen Beton w= 0,2 mm

2): Bezugswert Versuche bei T= 50°C

3): für $\gamma_2= 1,2$

Tabelle 7.1 Erlaubte Abminderungsfaktoren req α des Auswerteverfahrens nach ETAG (2000/1).

$$R_d = \frac{R_k}{\gamma_M} \quad (7.4)$$

mit R_d : Bemessungswert des Widerstandes
 R_k : charakteristischer Widerstand (5%-Fraktile)
 γ_M : Teilsicherheitsbeiwert für den Materialwiderstand

$$N_{R,k} = N_{R,k}^0 \cdot \min \left\{ \alpha_1', \alpha_2' \right\} \cdot \alpha_3' \cdot \alpha_4' \quad (7.5)$$

mit $N_{R,k}^0$: charakteristischer Grundwert des Widerstandes
 (aus Versuchen im gerissenen Beton w= 0,2 mm)
 $N_{R,k}$: charakteristischer Wert des Widerstandes
 α_i' : Abminderungsfaktoren nach Gleichung (7.6)

$$\alpha_i' = \frac{\text{vorh}\alpha_i}{\text{req}\alpha_i} \leq 1,0 \quad (7.6)$$

mit $\text{vorh}\alpha_i$: vorhandene Abminderungsfaktoren der
 Eignungsversuche. Berechnung nach
 Gleichung (7.7)
 $\text{req}\alpha_i$: erlaubte Abminderungsfaktoren der
 Eignungsversuche nach ETAG (2000/1)
 (siehe Tabelle 7.1)

$$\text{vorh}\alpha_i = \min \left\{ \begin{array}{l} \frac{N_{U,m,Eignung}}{N_{U,m,Referenz}} \\ \frac{N_{U,k,Eignung}}{N_{U,k,Referenz}} \end{array} \right\} \quad (7.7)$$

mit $N_{U,m,Eignung}$: Mittelwert der Herausziehlasten einer
 Versuchsserie in den Eignungsversuchen
 $N_{U,k,Eignung}$: 5%-Fraktile der Herausziehlasten einer
 Versuchsserie in den Eignungsversuchen
 $N_{U,m,Referenz}$: Mittelwert der Herausziehlasten der
 Referenzversuche
 $N_{U,k,Referenz}$: 5%-Fraktile der Herausziehlasten der
 Referenzversuche

$$N_{R,d} = \frac{N_{R,k}}{\gamma_{Mc}} \quad (7.8)$$

$$\gamma_{Mc} = \gamma_c \cdot \gamma_1 \cdot \gamma_2 \quad (7.9)$$

mit	$N_{R,d}$:	Bemessungswert des Widerstandes
	γ_{Mc} :	Materialsicherheitsbeiwert für Beton
	γ_c :	Teilsicherheitsbeiwert für Beton auf Druck $\gamma_c = 1,5$
	γ_1 :	Teilsicherheitsbeiwert zur Berücksichtigung der Streuung der Zugfestigkeit von Baustellenbeton $\gamma_1 = 1,2$ bei normal hergestelltem und nachbehandeltem Beton
	γ_2 :	Teilsicherheitsbeiwert zur Berücksichtigung der Montagesicherheit eines Systems $\gamma_2 = 1,0$ für Systeme mit hoher Montagesicherheit (req $\alpha_2 = 0,95$) $\gamma_2 = 1,2$ für Systeme mit normaler Montagesicherheit (req $\alpha_2 = 0,8$) $\gamma_2 = 1,4$ für Systeme mit geringer Montagesicherheit (req $\alpha_2 = 0,7$)

7.2.1 Auswertung der Versuchsergebnisse nach dem ETAG-Entwurf für Kunststoffdübel mit Teilsicherheitsfaktoren

Die im Folgenden dargestellten Bemessungswerte der Herausziehlasten nach *ETAG (2000/1)* basieren auf den in Abschnitt 5 und Abschnitt 6 beschriebenen Versuchsergebnissen.

Die Bemessungswerte der Herausziehlasten werden unter der Annahme ermittelt, dass die Last-Verschiebungskurven der betrachteten Dübel keinen unkontrollierten Schlupf aufweisen ($\alpha_1' = 1,0$), was für Kunststoffdübel in der Regel zutreffend ist. Weiterhin wird davon ausgegangen, dass bewegte Risse und das Einwirken einer Dauer- bzw. Schwelllast keine Abminderungen des charakteristischen Wertes erfordern. Auch diese Annahmen werden im Allgemeinen von Zulassungsversuchen erfüllt und durch die Ergebnisse in dieser Arbeit bestätigt. Für einige Dübeltypen liegen nicht für alle Versuchsarten, die zum Nachweis der Eignung erforderlich sind, Ergebnisse vor. Versuche zum Einfluss der Temperatur wurden meist nur bei Temperaturen von 40°C, 60°C und 80°C durchgeführt. In diesem Falle wurde mit den Ergebnissen bei 40°C gerechnet.

Die Resttragfähigkeit in bewegten Rissen wurde bei Dübel Typ 4 nicht berücksichtigt, da die Referenzversuche nicht parallel zu den Versuchen in bewegten Rissen durchgeführt wurden.

In Bild 7.3 und Bild 7.4 sind die nach *ETAG (2000/1)* berechneten Bemessungswerte des Widerstandes $N_{R,d}$ den Sollwerten gegenübergestellt, die sich durch Multiplikation der zulässigen Last nach den bauaufsichtlichen Zulassungen mit dem Teilsicherheitsbeiwert für Einwirkungen $\gamma_f = 1,4$ ergeben.

Aus Bild 7.3 und Bild 7.4 geht hervor, dass die ermittelten Bemessungswerte des Widerstands bei den untersuchten Schraub- und Nageldübeln deutlich geringer sind als die bisher zugelassenen Werte. Daraus folgt, dass die in *ETAG (2000/1)* festgelegten Auswertekriterien strenger sind als die bisher gebräuchlichen Kriterien der nationalen bauaufsichtlichen Zulassungen. Das Sicherheitsniveau der *ETAG (2000/1)* ist wesentlich höher.

Bei der Erarbeitung der *ETAG* für Kunststoffdübel wurde in etwa das gleiche Sicherheitsniveau angestrebt wie in den bauaufsichtlichen Zulassungen. Die Auswertemethodik sowie die geforderten Werte $req\alpha_i$ wurden aus der bereits bestehenden Richtlinie für Metalldübel (*ETAG (1997)*) und für Verbunddübel (*ETAG (2000/2)*) abgeleitet. Zusätzlich wurden Krite-

rien, die Besonderheiten des Tragverhaltens von Kunststoffdübeln berücksichtigen, eingearbeitet.

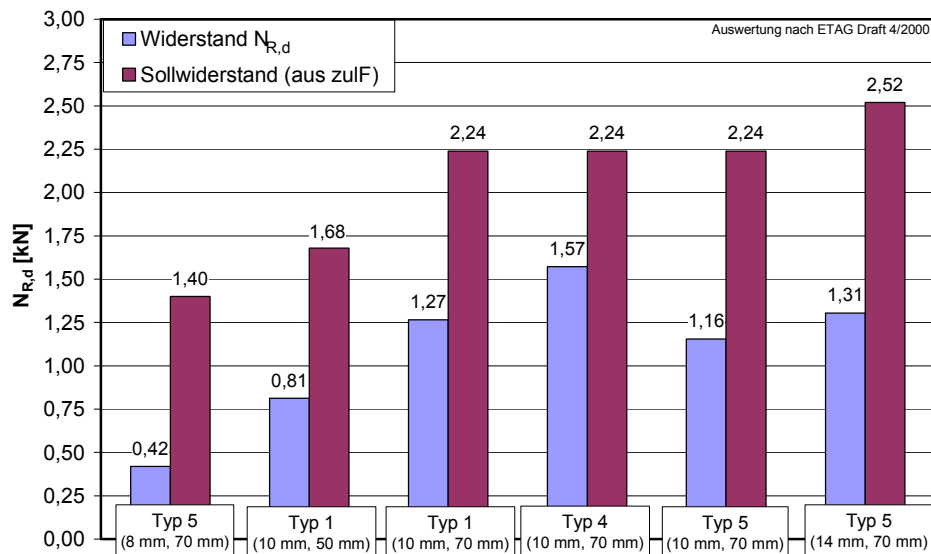


Bild 7.3 Vergleich der Bemessungswerte des Widerstandes für Schraubdübel nach *ETAG (2000/1)* mit den Sollwerten basierend auf den zulässigen Lasten nach den bauaufsichtlichen Zulassungen für Kunststoffdübel in Beton multipliziert mit $\gamma_f = 1,4$.

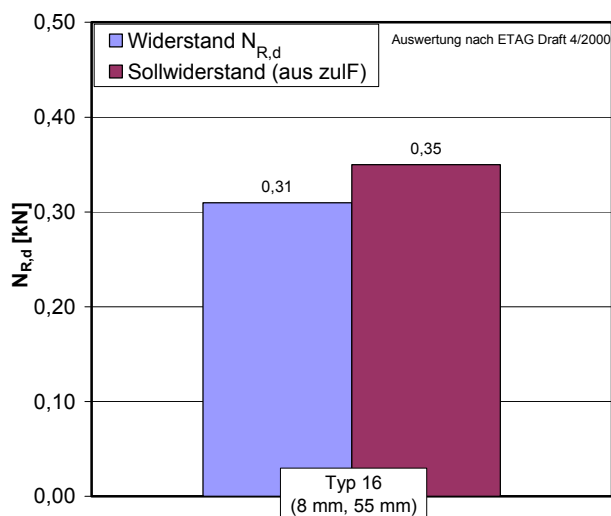


Bild 7.4 Vergleich des Bemessungswertes des Widerstandes für Nageldübel nach *ETAG (2000/1)* mit dem Sollwert basierend auf der zulässigen Last nach der bauaufsichtlichen Zulassung Dübel Typ 16 in Beton multipliziert mit $\gamma_f = 1,4$.

Bei näherer Betrachtung des Auswertverfahrens fällt auf, dass bei den untersuchten Dübeltypen bereits der Grundwert des charakteristischen Widerstandes $N_{R,k}^0$ sehr klein ist. Der geringe Wert ergibt sich aufgrund der starken Abminderung der Herausziehlasten im gerissenen Beton und durch die große Streuung der Versuchsergebnisse (Variationskoeffizient ca. 20%).

Aus den in den bauaufsichtlichen Zulassungen angegebenen zulässigen Lasten lässt sich ein Sollwert des charakteristischen Widerstandes $N_{R,k}^0$ berechnen, den der Dübel mindestens aufweisen muss, um bei Auswertung nach dem in *ETAG (2000/1)* vorgeschlagenen Verfahren unter Berücksichtigung von üblichen Werten vor α_i mindestens das Niveau der bisher zulässigen Last zu erreichen.

Bild 7.5 und Bild 7.6 zeigen einen Vergleich der Grundwerte der charakteristischen Widerstände der untersuchten Dübel mit den aus den zulässigen Lasten berechneten Sollwerten. Bei der Berechnung der Sollwerte wurde ein Montage-

sicherheitsbeiwert $\gamma_2 = 1,2$ und Abminderungen infolge von Temperatur ($T = 50^\circ\text{C}$: $\alpha_3' = 0,74$) und nasser Dübelhülse ($\alpha_2' = 0,7/0,8 = 0,88$) berücksichtigt. Die Abminderungsfaktoren wurden der Literatur (*Ehrenstein (1976/1)* bzw. *Ehrenstein (1976/2)*) entnommen.

In beiden Bildern wird deutlich, dass aus den Ergebnissen der Versuche im gerissenen Beton der ermittelte charakteristische Widerstand in der Regel kleiner ist als der Sollwert, der

sich bei Anwendung üblicher Abminderungsfaktoren aus den bisherigen zulässigen Lasten ergibt. Nur bei Dübel Typ 5 mit einem Nenndurchmesser von 14 mm ist der Istwert größer als der Sollwert.

Eine Anpassung des Konzepts mit Teilsicherheitsbeiwerten an das Sicherheitsniveau der bauaufsichtlichen Zulassungen ist möglich, wenn die Sicherheitsfaktoren γ_c bzw. γ_1 reduziert, die Auswertemethode verändert oder bei der Berechnung der 5%-Fraktile eine Aussagewahrscheinlichkeit von 75% anstatt von 90% verwendet wird. Hierzu ist anzumerken, dass die in der ETAG angewendete Aussagewahrscheinlichkeit von 90% bei Bestimmung der Fraktile im Vergleich zu anderen europäischen Normen unüblich ist, da in europäischen Normen einheitlich eine Aussagewahrscheinlichkeit von 75% gefordert wird (z.B. EC1 (2001)).

Eine Reduzierung der Sicherheitsfaktoren ist denkbar, wenn man berücksichtigt, dass Kunststoffdübel im gerissenen Beton sehr duktile Last-Verschiebungskurven aufweisen und nur in redundanten Systemen angewendet werden dürfen. Die Duktilität der Last-Verschiebungskurven beeinflusst die Lastumlagerung in redundanten Systemen bei Überschreitung der Tragfähigkeit eines Dübels positiv, da der überlastete Dübel trotz großer Verschiebungen noch einen beträchtlichen Anteil an Resthaltekraft aufweist. Daher ist der Ausfall zweier benachbarter Dübel unwahrscheinlicher als beispielsweise bei Deckenabhängern, die im gerissenen Beton in der Regel spröde versagen. Weiterhin wirkt sich bei Kunststoffdübeln günstig aus, dass die Tragfähigkeit auch in sehr breiten Rissen (z.B. $w = 0,7$ mm) nicht gegen den Wert Null strebt, da die Spaltkraft in Rissrichtung mit zunehmender Rissbreite einen konstanten Wert annimmt (vgl. Bild 6.26).

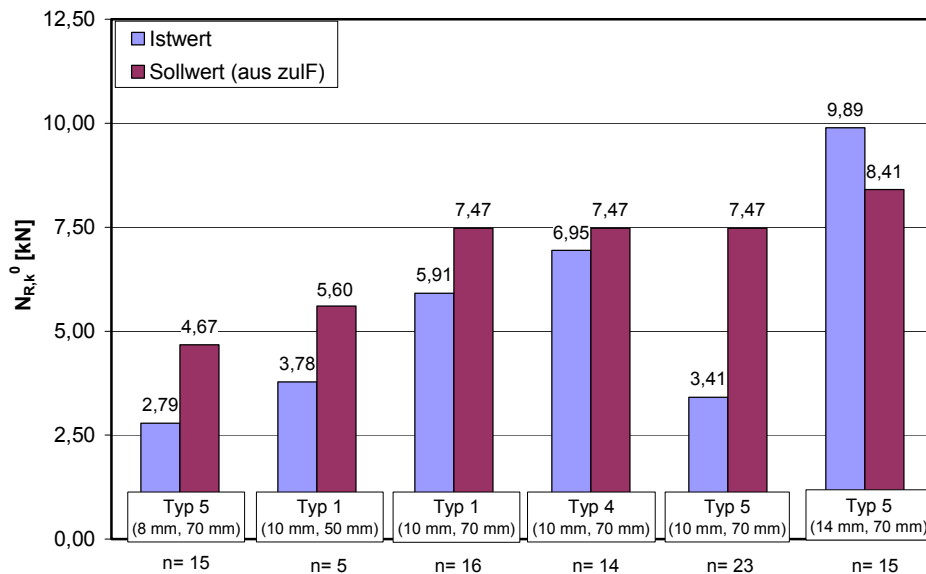


Bild 7.5 Vergleich der Grundwerte des charakteristischen Widerstandes $N_{R,k}^0$ für Schraubdübel aus den Versuchen bei einer Rissbreite von $w = 0,2$ mm mit den Sollwerten basierend auf der zulässigen Last nach den bauaufsichtlichen Zulassungen für Kunststoffdübel in Beton.

Bild 7.7 zeigt die Abminderungsfaktoren $\text{vorh}\alpha_i$, die aus den Mittelwerten und aus den 5%-Fraktile der Herausziehlasten der Eignungsversuche berechnet wurden. Die Darstellung enthält nur die maßgebenden Faktoren, da der Einfluss der trockenen Konditionierung, einer Temperatur von $T = 0^\circ\text{C}$, von bewegten Rissen, von Schwelllast und von Dauerlast in der Regel nicht zu einer Abminderung des charakteristischen Widerstandes führt.

Die Auswertung der Versuche zum Einfluss der Relaxation wurde ebenfalls außer Acht gelassen, obwohl die Anforderungen der ETAG (2000/1) für den Großteil der untersuchten Schraub- und Nageldübel nicht realistisch sind (vgl. Abschnitt 5.6.6). Dennoch wurden die ermittelten Abminderungsfaktoren bei keinem Dübeltyp maßgebend. Die ETAG erlaubt nach 24 h Standzeit eine Abminderung der Herausziehlasten um 10% gegenüber den Herausziehlasten bei Belastung direkt nach der Montage, während nach 500 h keine Abminderung mehr

vorhanden sein darf. Bei den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuche ergab sich bis 1.000 h Zeitdifferenz zwischen Montage und Dübelbelastung ein deutlicher Abfall der Herausziehlasten. Erst nach 3.000 h lagen die Werte oberhalb der Herausziehlasten direkt nach der Montage (vgl. Bild 5.52 und Bild 5.55). Die Versuche zeigen, dass die Herausziehlasten im ungerissenen Beton aufgrund des zunehmenden Reibkoeffizienten mit zunehmender Zeitdifferenz zwischen Montage und Belastung langfristig ansteigen. Kunststoffdübel weisen damit eine zusätzliche Sicherheit auf, da in Zulassungsverfahren in der Regel Kurzzeitversuche durchgeführt werden. Aus diesem Grund ist es sinnvoll, eine Wiederholung der Versuche nach einer größeren Zeitdifferenz (z.B. 3.000 h) zu erlauben.

Aus Bild 7.7 geht hervor, dass die in der *ETAG (2000/1)* festgelegten Faktoren $req\alpha_i$ in den meisten Fällen von den untersuchten Kunststoffdübeln nicht eingehalten werden. Bei einer Temperatur von $T = 50^\circ\text{C}$ wird der geforderte Wert $req\alpha_3 = 1,0$ von keinem der untersuchten Dübel gleichzeitig für den aus den Mittelwerten bzw. den aus den Fraktile der Herausziehlasten bestimmten Wert erreicht. Dübel Typ 1, Dübel Typ 4 und Dübel Typ 5 ($d = 10\text{ mm}$, $h_{ef} = 70\text{ mm}$) erreichen den geforderten Wert knapp, während die anderen Dübel Werte zwischen 0,54 und 0,83 aufweisen.

Bei den Versuchen bei einer Temperatur von 80°C liegen die Werte $vorh\alpha_4$ der meisten untersuchten Dübel nahe beim geforderten Wert von 0,8. Die Abminderungsfaktoren für den Einfluss der Temperatur sind bei den Auswertungen besonders wichtig, da sie über die Faktoren α_3' und α_4' in die Berechnung des charakteristischen Widerstandes eingehen.

Das Kriterium für die Versuche bei minimalem Bohrereckmaß wird nur von zwei der sechs untersuchten Dübel nicht erfüllt und ist daher als unkritisch zu betrachten. Die Eignungsversuche mit maximalem Bohrereckmaß werden im Montagesicherheitsbeiwert berücksichtigt. Es wird deutlich, dass das Kriterium für einen Montagesicherheitsbeiwert $\gamma_2 = 1,2$ ($req\alpha_2 = 0,8$) nur von zwei der sechs Dübeltypen erfüllt wird. Diese beiden Dübeltypen erreichen sogar einen Montagesicherheitsbeiwert von 1,0. Vier der untersuchten Dübeltypen erhalten einen Montagesicherheitsbeiwert $\gamma_2 = 1,4$ ($req\alpha_2 = 0,7$). Bei diesen vier Dübeln liegt der Wert $vorh\alpha_2$ sogar unterhalb des geforderten Wertes $req\alpha_2 = 0,7$, so dass zusätzlich zum hohen Montagesicherheitsbeiwert eine Abminderung des charakteristischen Widerstandes berücksichtigt werden muss. Die Versuche bei maximalem Bohrereckmaß gehen durch den Montagesicherheitsbeiwert γ_2 direkt in die Berechnung des Bemessungswertes des Widerstandes ein und sind daher bedeutend.

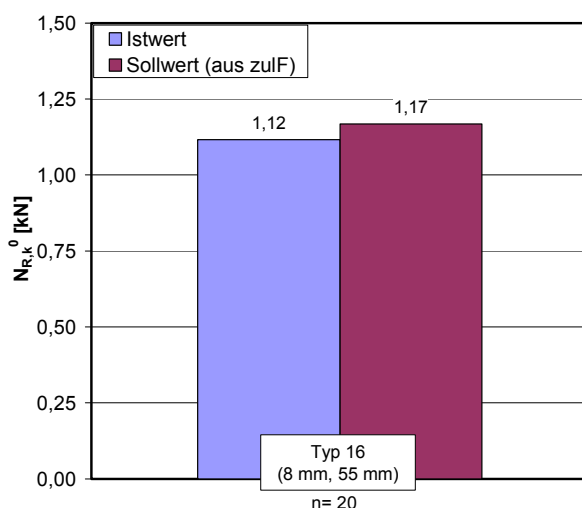


Bild 7.6 Vergleich des Grundwertes des charakteristischen Widerstandes N_{Rk}^0 für Nageldübel Typ 16 aus den Versuchen bei einer Rissbreite von $w = 0,2\text{ mm}$ mit den Sollwerten basierend auf der zulässigen Last nach der bauaufsichtlichen Zulassung.

Bei den Versuchen mit nasser Konditionierung der Dübelhülse wird das geforderte Kriterium von den untersuchten Dübeltypen knapp unterschritten. Hier ist zu berücksichtigen, dass die *ETAG (2000/1)* nur einen Feuchtegehalt von 5% fordert. Die in dieser Arbeit durchgeführten Versuche wurden oft mit wassergesättigter Hülse durchgeführt. Bei Berücksichtigung eines geringeren Feuchtegehalts dürfte der geforderte Wert $req\alpha_2$ erreicht werden.

Bei den Versuchen im gerissenen Beton (Rissbreite $w = 0,4\text{ mm}$) erreicht keiner der untersuchten Dübel den geforderten Faktor $req\alpha_2 = 0,8$.

Die Werte $vorh\alpha_i$ des untersuchten Nageldübel sind nicht dargestellt, da der Nageldübel die Anforderungen nur im nassen Zustand und im gerissenen Beton knapp unterschreitet.

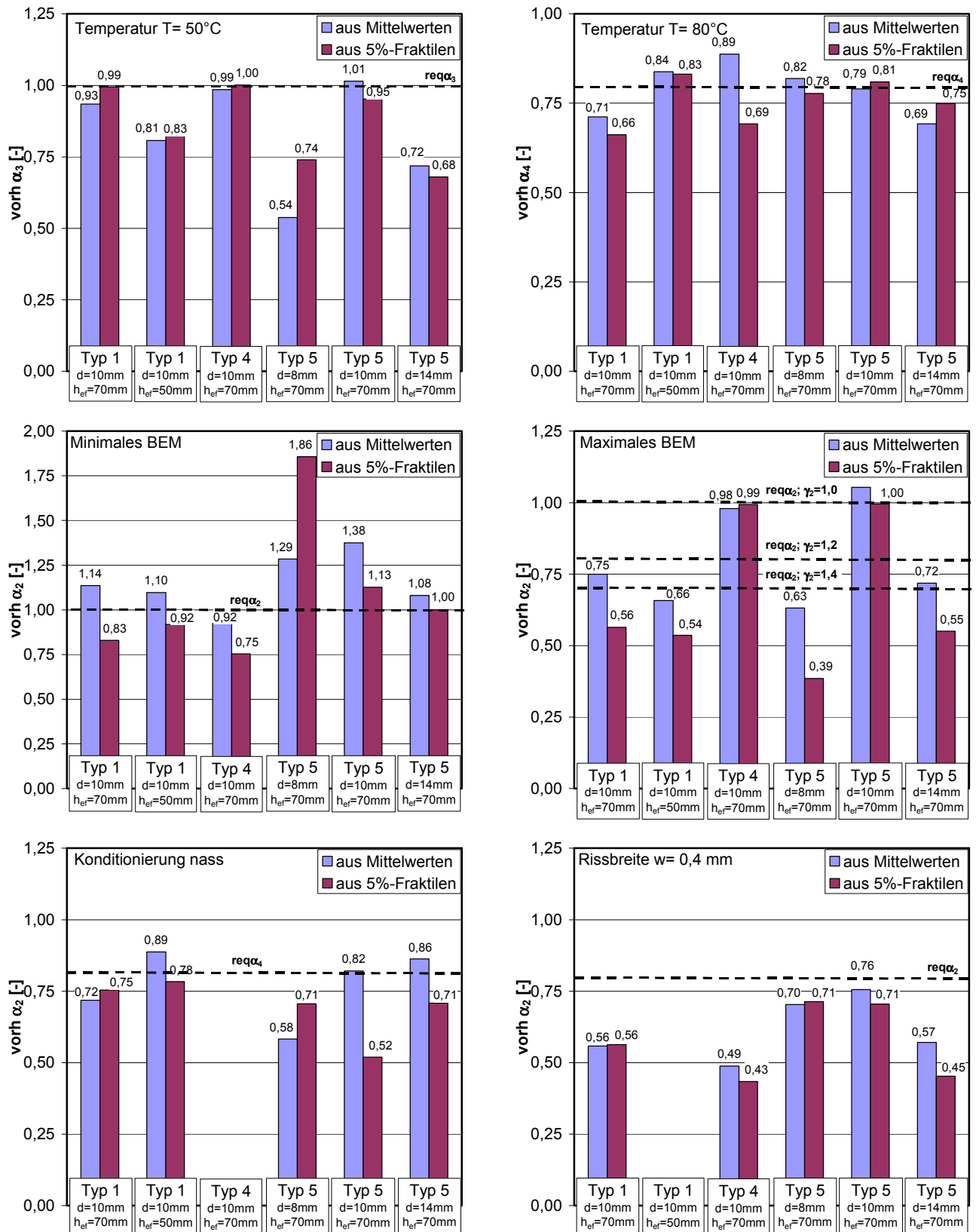


Bild 7.7 Auswertung der Faktoren $\text{vorh } \alpha_i$ für die maßgebenden Einflüsse unterschiedlicher Dübeltypen (Schraubdübel) nach ETAG (2000/1).

7.2.2 Vorschlag für ein verändertes Versuchsprogramm bzw. Auswerteverfahren für Zulassungsverfahren nach ETAG

7.2.2.1 Versuchsdurchführung

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Versuche und die Auswertung von Versuchen aus verschiedenen Quellen haben gezeigt, dass die Versuchsdurchführung von Ausziehversuchen mit Kunststoffdübeln detaillierter vorgeschrieben werden muss, als dies bisher in Anlehnung an den Annex A der ETAG für Metalldübel (*ETAG (1997)*) geschehen ist.

Änderungen an den Versuchseinrichtungen sind dabei nicht notwendig. Vorschriften zur Vereinheitlichung der Montage und der Zeitdifferenzen zwischen Montage und Dübelbelastung reichen aus, um vergleichbare Ergebnisse an verschiedenen Prüfinstituten zu erhalten.

Bei allen Versuchen ist auf eine exakte Konditionierung und Temperierung der Dübelhülsen und Prüfkörper zu achten. Die Eignungsversuche dürfen wahlweise im gerissenen oder im ungerissenen Beton durchgeführt werden.

Die Montage von Kunststoffdübeln sollte bei Versuchen mit Schraubdübeln prinzipiell mit dem Schrauber durchgeführt werden, da die Montageart bzw. die Eindrehgeschwindigkeit die Spreizkraft maßgeblich beeinflusst (vgl. Bild 5.16). Die Schraube muss dabei zügig eingedreht werden, bis der Schraubenkopf auf dem Anbauteil aufliegt (z.B. Montagezeit kleiner als 30 Sekunden). Vorteilhaft ist die Erfassung und Auswertung des Eindreh- und Festdrehmomentes mit einer Drehmomentmesswelle, da dadurch Unregelmäßigkeiten in der Montage erkannt werden können.

Das Anbauteil sollte so konzipiert sein, dass durch die Montage eine Vorspannkraft zwischen Dübel und Untergrund entsteht. Die Vorspannkraft sollte, wie in der Praxis, auch zu Beginn des Ausziehversuchs vorhanden sein, da sie maßgeblich die Steifigkeit der Last-Verschiebungskurve und dadurch die Verschiebung bei Erreichen der Herausziehlust beeinflusst (vgl. Abschnitt 5.5). Die Verschiebung bei Erreichen der Herausziehlust bzw. die Steifigkeit der Last-Verschiebungskurve wird bei Kriechversuchen als Kriterium herangezogen.

Die Zeitdifferenz zwischen Dübelmontage und Ausziehversuch muss möglichst exakt vorgeschrieben werden. Für Kurzzeitzugversuche im ungerissenen Beton sollte die Zeitdifferenz zwischen 3 Minuten und 10 Minuten betragen. Bei Versuchen im gerissenen Beton ist ebenfalls eine konstante Zeitdifferenz zwischen Montage und Rissöffnung und zwischen Rissöffnung und Dübelbelastung einzuhalten, da Spreizkraft und Herausziehlust nach der Rissöffnung beträchtlich ansteigen (vgl. Abschnitt 6.2.6). Die Versuchspraxis zeigt, dass Zeitdifferenzen zwischen Rissöffnung und Dübelbelastung zwischen 10 Minuten und 20 Minuten eingehalten werden können. Allerdings sollte es erlaubt sein, die Versuche in gerissenem Beton nach einer längeren Zeitdifferenz (z.B. ≤ 1.000 h) nach der Rissöffnung durchzuführen. Die Zeitdifferenz muss jedoch bei Eignungsversuchen und deren Referenzversuche einheitlich sein. In den Versuchsberichten und Auswertungen muss die Zeitdifferenz dokumentiert werden.

Die Belastungsgeschwindigkeit sollte nach *ETAG (1997)* Annex A gewählt werden. Hier wird eine Zeitdifferenz zwischen Belastungsbeginn und Erreichen der Maximallast von 1 bis 3 Minuten vorgeschlagen.

Bei Versuchen im gerissenen Beton, bei Mehrfachbefestigungen und bei Versuchen am Bauteilrand ist die Orientierung der Spreizhülse zu kontrollieren und zu dokumentieren. Zur Ermittlung des Grundwertes des charakteristischen Widerstandes sind zwei Orientierungen der Spreizhülse zum Riss (z.B. Hauptspreizrichtung senkrecht und parallel zum Riss) zu untersuchen. Bei weiteren Versuche ist eine der beiden Richtungen (z.B. die Ungünstigere) zu verwenden.

7.2.2.2 Versuchsprogramm und Auswertekriterien für die ETAG „Kunststoffdübel“

Die in *ETAG (2000/1)* Teil 1, Tabelle 5.1 vorgeschlagenen Versuche zum Nachweis der Eignung eines Kunststoffdübels sind erforderlich, um neue Befestigungselemente auf ihre Tauglichkeit zu überprüfen. Allerdings zeigen die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Auswertungen, dass das Sicherheitsniveau der *ETAG (2000/1)* wesentlich höher ist als das der bisher gültigen nationalen bauaufsichtlichen Zulassungen. Mit dem Sicherheitsniveau der bauaufsichtlichen Zulassungen liegen zwischenzeitlich fast 30 Jahre Erfahrung in der Bau Praxis vor. In dieser Zeit haben sich keine nennenswerten Schadensfälle mit Kunststoffdübeln in Beton ergeben. Daher besteht keine Veranlassung das Sicherheitsniveau deutlich zu erhöhen. Die Vorgehensweise und Auswertemethodik wird daher basierend auf technischen Argumentationen an die neuere *ETAG (2002)* für redundante Befestigungen mit Metalldübeln und an die *ETAG (2001)* für Befestigungen von Wärmedämmverbundsystemen mit Kunststoffdübeln angepasst.

Durch den Montagesicherheitsbeiwert γ_2 sollen geringe Abweichungen des Monteurs von der Montageanleitung des Herstellers durch einen Sicherheitsfaktor berücksichtigt werden. Das Erstellen des Bohrlochs mit einem Hartmetallbohrer mit maximalem Bohrereckmaß ist jedoch keine Abweichung von der Montageanleitung, da die Bohrereckmaße herstellungsbedingt in den in der *ETAG (2000/1)* untersuchten Grenzen schwanken dürfen. Der Monteur hat hierauf keinen Einfluss. Abweichungen von der Montageanleitung eines Kunststoffdübels in Beton sind beispielsweise das Unterlassen der Bohrlochreinigung, die Montage in wassergesättigtem Beton ohne Bohrlochreinigung oder das mehrmalige Eintreiben des Spreizelementes in die gleiche Dübelhülse (zur Korrektur der Lage des Anbauteils). In der folgenden Auswertung werden daher die Versuche bei maximalem Bohrereckmaß nicht mehr im Montagesicherheitsbeiwert berücksichtigt. Es wird bei allen Dübeltypen ein Montagesicherheitsbeiwert $\gamma_2 = 1,2$ verwendet. Zur Bestimmung des Montagesicherheitsbeiwertes können Versuche mit fehlender Bohrlochreinigung dienen. Der an der Bohrlochwandung haftende Bohrstaub verengt das Bohrloch und vergrößert dadurch die radiale Dehnung des Dübels. Weiterhin wird der Reibkoeffizient zwischen Beton und Dübelhülse beeinflusst. Tastversuche zeigen allerdings, dass bei fehlender Bohrlochreinigung nicht mit einer Abminderung der Herausziehlasten zu rechnen ist.

Kunststoffdübel weisen im gerissenen Beton sehr duktile Last-Verschiebungskurven auf (Bild 6.28) und die Herausziehlast fällt mit zunehmender Rissbreite auf einen konstanten Wert ab (Bild 6.26), so dass auch in sehr breiten Rissen ($w = 0,7$ mm) eine Resttragfähigkeit größer als die zulässige Last vorhanden ist. Die in *ETAG (2002)* geregelten Metalldübel (z.B. Deckenabhängler) weisen in gerissenem Beton ein sehr sprödes Versagen auf und Dübelausfälle sind in breiten Rissen möglich. Kunststoffdübel verhalten sich daher in redundanten Befestigungen deutlich günstiger als vergleichbare Metallspreizdübel, da das duktile Verhalten von Kunststoffdübeln in gerissenem Beton die Lastumlagerung bei Befestigungsgruppen wesentlich begünstigt. Der Ausfall zweier benachbarter Dübel in redundanten Systemen mit Kunststoffdübeln ist wesentlich unwahrscheinlicher als bei vergleichbaren Metallspreizdübeln. Weiterhin versagen Kunststoffdübel in der Regel durch Herausziehen der Dübelhülse aus dem Bohrloch. Die Zugfestigkeit des Beton wird in der Regel nicht ausgenutzt. Die Streuung der Betonzugfestigkeit kann deshalb im Sicherheitsfaktor γ_{Mc} vernachlässigt werden. Daher wird $\gamma_1 = 1,0$ vorgeschlagen.

Der Grundwert des charakteristischen Widerstandes $N_{R,k}^0$ wird im gerissenen Beton bei einer Rissbreite von $w = 0,2$ mm ermittelt. Die Spreizkraft und die Herausziehlast von Kunststoffdübeln steigt nach der Rissöffnung mit zunehmender Zeitdifferenz bei Schraubdübeln schnell an (Bild 6.35) oder bleibt bei Nageldübeln annähernd konstant (Bild 6.36). Dieser positive Effekt bei Schraubdübeln im gerissenen Beton kann in einem Sicherheitskonzept berücksichtigt werden, wenn man bedenkt, dass das gleichzeitige Auftreten eines Risses im Beton und der maximalen Belastung des Dübels mit dem Bemessungswert des Widerstandes relativ unwahrscheinlich ist. Deshalb kann die höhere Tragfähigkeit von Schraubdübeln in gerisse-

nem Beton bei der Ermittlung des Grundwertes des charakteristischen Widerstandes $N_{R,k}^0$ berücksichtigt werden, indem die Versuche bis ca. 3.000 h nach der Rissöffnung durchgeführt werden dürfen.

Die vorgeschlagene Reduzierung des Sicherheitsbeiwertes muss durch probabilistische Untersuchungen auf ihre Richtigkeit überprüft werden.

Die Ausziehversuche zur Untersuchung des Einflusses der Relaxation und der Entwicklung des Reibkoeffizienten zwischen Beton und Dübelhülse sind in Zulassungsverfahren prinzipiell nicht unbedingt erforderlich, da dieser Effekt nicht von der Dübelkonstruktion sondern vom viskoelastischen Verhalten des Kunststoffes abhängt. Sie zeigen jedoch, dass die Tragfähigkeit trotz Relaxation des Kunststoffes mit zunehmender Zeitdifferenz zunimmt. Die Versuche mit einer Zeitdifferenz von 24 h zwischen Montage und Dübelbelastung können bei Dübelhülsen aus Polyamid entfallen, da nicht damit zu rechnen ist, dass das in Abschnitt 5.6.6 gezeigte Verhalten durch die Dübelkonstruktion negativ beeinflusst werden kann. Versuche mit einer Zeitdifferenz von mehr als 1.000 h sollen zeigen, dass die Herausziehlasten mit zunehmender Zeitdifferenz ansteigen. Die bisher geforderte Zeitdifferenz von 500 h ist jedoch zu kurz, um einen Anstieg der Herausziehlasten zu bewirken (Abschnitt 5.6.6). Ein Anstieg der Herausziehlasten sollte jedoch spätestens nach 3.000 h nachweisbar sein. Die Erhöhung der Zeitdifferenz auf 3.000 h ist vertretbar, da das Auftreten der maximalen Dübelbelastung innerhalb der ersten 3.000 h im Vergleich zur Lebensdauer einer Befestigung von 50 Jahren unwahrscheinlich ist. Allerdings sind auch hierzu probabilistische Studien nötig, die die Wahrscheinlichkeit des Auftretens der maximalen Dübelbelastung innerhalb der ersten 3.000 h nach der Montage berücksichtigen. In der folgenden Auswertung werden nur die Versuche bei einer Zeitdifferenz von 3.000 h berücksichtigt.

Nach *ETAG (2002)* werden die Eignungsversuche im gerissenen Beton bei einer Rissbreite von 0,35 mm durchgeführt. Eine Anpassung der ETAG für Kunststoffdübel an die ETAG für redundante Systeme wird in den wichtigsten Punkten sicherlich durchgeführt. Die Herausziehlasten und Fraktilen der Versuche bei einer Rissbreite von $w = 0,4$ mm werden daher bei der folgenden Auswertung linear auf eine Rissbreite von $w = 0,35$ mm umgerechnet.

In *ETAG (2002)* für Metaldübel als redundante Befestigungen werden Versuche in bewegten Rissen nicht mehr gefordert. Die in *ETAG (2002)* geregelten Dübel werden oft zur Befestigung von abgehängten Decken verwendet. Bei abgehängten Decken ist mit Rissbreitenänderungen infolge sich ändernder Verkehrslast zu rechnen. Kunststoffdübel werden in der Regel zur Befestigung von Fassaden verwendet. Rissbreitenänderungen ergeben sich in Wänden hauptsächlich durch Zwangsbeanspruchung (z.B. Temperaturänderungen). Das Auftreten von großen Rissbreitenänderungen erscheint daher in Wänden wesentlich unwahrscheinlicher als an der Unterseite von Decken, die planmäßig auf Biegung beansprucht sind. Bei Kunststoffdübeln können Versuche in bewegten Rissen deshalb ebenfalls entfallen. Sie werden in der folgenden Auswertung nicht berücksichtigt. Rissbreitenberechnungen an typischen Stahlbetonwänden unter Zwangsbeanspruchung könnten zur Untersuchung der Problematik verwendet werden.

In der in Abschnitt 7.2.1 vorgestellten Auswertemethode wird der Einfluss von gerissenen Beton bei der Bestimmung des Grundwertes des charakteristischen Widerstandes berücksichtigt. Der Einfluss von gerissenen Beton wird mit dem Einfluss der maximalen Temperatur, die dauerhaft am Dübel auftreten kann, und mit dem Einfluss der Temperatur, die kurzzeitig am Dübel auftreten kann, überlagert. Zusätzlich wird noch ein weiterer festigkeitsmindernder Einfluss bei der Berechnung des charakteristischen Widerstandes berücksichtigt (z.B. Konditionierung oder breite Risse). Das gleichzeitige Eintreten aller berücksichtigter Einflüsse ist sehr unwahrscheinlich und die Auswertemethode dadurch sehr ungünstig. Es ist daher sinnvoller, das Grundprinzip der Auswertemethode der *ETAG (2001)* für Befestigung von Wärmedämmverbundsystemen zu verwenden. Dort wird der Grundwert des charakteristischen Widerstandes abgemindert mit einem Faktor, der entweder den Einfluss von Temperatur oder den Einfluss von Feuchtigkeit berücksichtigt, und einem Faktor eines weiteren

festigkeitsmindernden Einflusses. Es dauert sehr lange, bis in der Praxis die trockene oder die nasse Konditionierung erreicht ist. Daher ist es nicht sinnvoll diesen Parameter mit dem Einfluss hoher Temperaturen zu überlagern. Das gleichzeitige Eintreten von extremer Konditionierung und erhöhten Temperaturen ist unwahrscheinlich und muss bei der Bestimmung des charakteristischen Widerstandes nicht berücksichtigt werden. Die diskutierte Auswertemethode ist in den Gleichungen (7.10) und (7.11) zusammengefasst.

$$N_{R,k} = N_{R,k}^0 \cdot \min \left\{ \begin{array}{l} \alpha'_{Kond.} \\ \alpha'_{Temp} \end{array} \right\} \cdot \min \{ \alpha'_{Eignung} \} \quad (7.10)$$

- mit $N_{R,k}^0$: charakteristischer Grundwert des Widerstandes
(aus Versuchen im gerissenen Beton $w = 0,2$ mm)
 $N_{R,k}$: charakteristischer Wert des Widerstandes
 $\alpha'_{Kond.}$: Abminderungsfaktor aus Versuchen zum Einfluss
der Konditionierung
 $\alpha'_{Temp.}$: Abminderungsfaktor aus Versuchen zum Einfluss
der Temperatur ($T = 50^\circ\text{C}$ oder $T = 80^\circ\text{C}$)
 $\alpha'_{Eignung}$: Abminderungsfaktor aus Versuchen zum
Einfluss von Bohrereckmaß, Schwelllast,
Dauerlast, Relaxation und gerissenem Beton

$$\gamma_{Mc} = \gamma_c \cdot \gamma_1 \cdot \gamma_2 \quad (7.11)$$

- mit $N_{R,d}$: Bemessungswert des Widerstandes
 γ_{Mc} : Materialsicherheitsbeiwert für Beton
 γ_c : Teilsicherheitsbeiwert für Beton auf Druck
 $\gamma_c = 1,5$
 γ_1 : $\gamma_1 = 1,0$
 γ_2 : Teilsicherheitsbeiwert zur Berücksichtigung der
Montagesicherheit eines Systems

Bild 7.8 (Schraubdübel) und Bild 7.9 (Nageldübel) zeigen Bemessungswerte des Widerstandes der untersuchten Kunststoffdübel, die entsprechend den vorgeschlagenen Auswertekriterien aus diesem Abschnitt ermittelt wurden. Der Teilsicherheitsbeiwert γ_1 wurde zu 1,0 gewählt. Der Grundwert des charakteristischen Widerstandes wurde aus Versuchen bei einer Zeitdifferenz von 72 h ermittelt. Bei Dübel Typ 1 ($d = 10$ mm, $h_{ef} = 50$ mm) und bei Dübel Typ 5 ($d = 14$ mm, $h_{ef} = 70$ mm) liegen hierzu keine Versuchsergebnisse vor. Zur Auswertung wurden bei diesen Dübeltypen die Versuchsergebnisse direkt nach der Rissöffnung verwendet. Es wurde ein Montagesicherheitsbeiwert $\gamma_2 = 1,2$ angesetzt.

Durch die vorgestellte Auswertemethode erreicht der Dübel Typ 5 mit Durchmesser 10 mm und 14 mm und der Nageldübel Typ 16 etwa das gleiche Lastniveau wie nach den bisherigen nationalen bauaufsichtlichen Zulassungen des DIBt. Die restlichen untersuchten Dübeltypen haben geringere Bemessungswerte des charakteristischen Widerstandes. Es wurde jedoch mit einem Montagesicherheitsbeiwert $\gamma_2 = 1,2$ gerechnet. Bei Ermittlung des Montagesicherheitsbeiwertes aus Versuchen ohne Bohrlochreinigung ist damit zu rechnen, dass einige Dübeltypen einen Montagesicherheitsbeiwert von 1,0 erreichen und sich dadurch die Bemessungswerte dem bisherigen Sicherheitsniveau annähern.

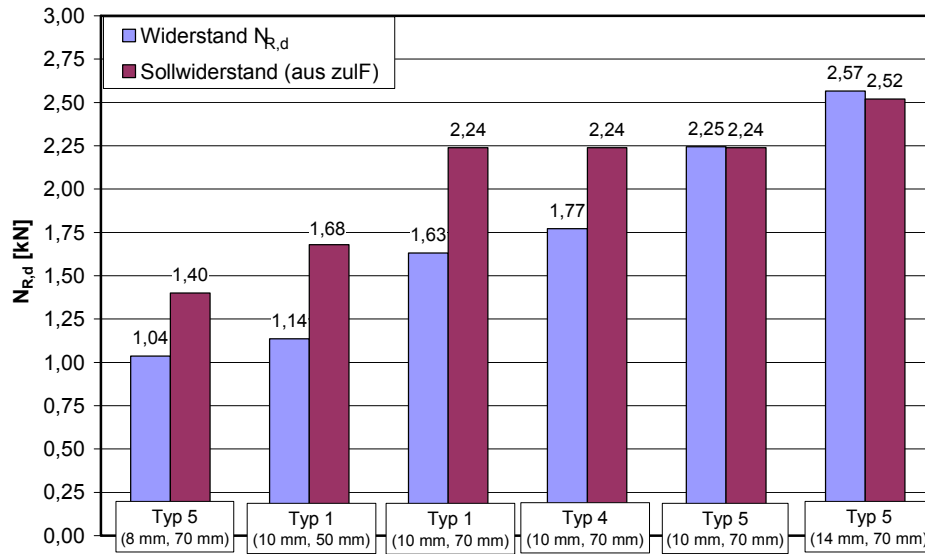


Bild 7.8 Vergleich der Bemessungswerte des Widerstandes für Schraubdübel nach dem erarbeiteten Vorschlag mit den Sollwerten basierend auf der zulässigen Last nach den bauaufsichtlichen Zulassungen für Kunststoffdübel in Beton.

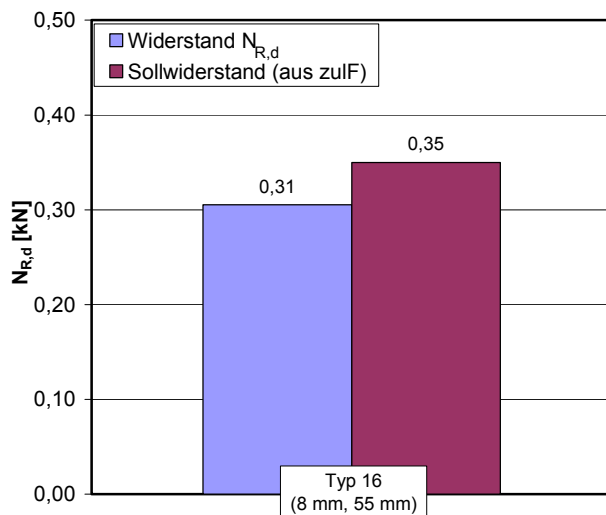


Bild 7.9 Vergleich des Bemessungswertes des Widerstandes für Nageldübel Typ 16 nach dem erarbeiteten Vorschlag mit den Sollwerten basierend auf der zulässigen Last nach der bauaufsichtlichen.

8 Grundzüge eines Bemessungskonzepts

Kunststoffdübel versagen als Einzeldübel unter zentrischer Zugbelastung im ungerissenen und gerissenen Beton durch Herausziehen. Der umgebende Beton wird dabei nicht geschädigt. Bei Gruppenbefestigungen können Kunststoffdübel einen Betonausbruch hervorrufen, wenn der Achsabstand kleiner als der charakteristische Achsabstand ist. In Abschnitt 5.7 wird durch Tastversuche mit 4er-Gruppen in ungerissenen Beton verdeutlicht, dass der charakteristische Achsabstand vom Dübeltyp und der Betonfestigkeit abhängt. Versuche in der Ecke und am Rand von Betonplatten zeigen, dass die Versagensart Spalten bei Kunststoffdübeln auftreten kann, wenn die Plattendicke zu gering gewählt wird.

In Abschnitt 3.4 und Abschnitt 5.9 wird gezeigt, dass Kunststoffdübel bei Querbelastung senkrecht zum Bauteilrand einen Betonkantenbruch verursachen können. Ist der Randabstand ausreichend groß, so dass die Betonkantenbruchlast größer ist als die Stahlbruchlast, versagen Kunststoffdübel unter Querbelastung durch Abscheren des Spreizelementes.

In den Gleichungen (8.1) bis (8.15) sind die Grundzüge eines Bemessungskonzeptes für Kunststoffdübel in gerissenen Beton dargestellt. Die vorgestellten Gleichungen entsprechen den in den experimentellen Abschnitten hergeleiteten Beziehungen. Das Bemessungskonzept wurde im Gegensatz zu den Gleichungen in den experimentellen Abschnitten 5.7 und 5.9 für charakteristische Werte im gerissenen Beton aufgestellt.

Gleichung (8.1) zeigt die Umrechnung der charakteristischen Werte in Bemessungswerte des Widerstandes.

Das Sicherheitskonzept für europäische technische Zulassungen von Dübeln (ETAG) fordert die Ermittlung des Bemessungswertes eines Dübels oder einer Dübelgruppe im gerissenen Beton. Daher wird in diesem Abschnitt das Bemessungskonzept ebenfalls für gerissenen Beton dargestellt. Die Gleichungen (8.2) bis (8.9) zeigen die Berechnung der Tragfähigkeit von Einzeldübeln und Dübelgruppen bei zentrischer Zugbelastung. Im vorgestellten Konzept wird aus der charakteristischen Herausziehlkraft des Einzeldübels im gerissenen Beton $N_{Rk,p}^0$ bei zentrischer Zugbelastung eine korrigierte Verankerungstiefe h_{ef}' berechnet (Gleichung (8.4)). Die Berechnung der korrigierten Verankerungstiefe basiert auf der Formel zur Berechnung der charakteristischen Betonausbruchlast eines Kopfbolzens im gerissenen Beton $N_{Rk,c}^0$. Die charakteristische Herausziehlkraft des Einzeldübels $N_{Rk,p}^0$ wird im Rahmen des Zulassungsverfahrens aus Versuchen im gerissenen Beton ermittelt. Die Berechnung der Gruppentraglast erfolgt über das Verhältnis der projizierten Flächen.

Die Tragfähigkeit bei Querbelastung erfolgt in gerissenen Beton in Anlehnung an das Bemessungsverfahren für Metallspreizdübel (Gleichung (8.10) bis (8.15)).

Es ist wichtig zu beachten, dass der Teilsicherheitsbeiwert des Materialwiderstandes γ_{Mc} bei der Erarbeitung eines endgültigen ETAG-Entwurfs für Kunststoffdübel in Beton noch festgelegt werden muss.

Weiterhin ist die Belastung von Dübelgruppen für redundante Befestigungssysteme nach ETAG (2002) auf den Maximalwert N_{Sd} je Dübelgruppe begrenzt. Dieser Wert liegt für Metaldübel zur Verwendung in redundanten Systemen derzeit bei 2,0 kN bzw. 3,0 kN. Bleibt dieser Wert auch für Kunststoffdübel bestehen, so wird Betonausbruch für die in dieser Arbeit untersuchten Kunststoffdübel unter zentrischer Zugbelastung nicht maßgebend, da die 5%-Fraktile der Versuche mit Dübelgruppen unter zentrischer Zugbelastung größer sind als der aus N_{Sd} berechnete charakteristische Wert N_{Sk} .

Mallée (1999) schlägt für kombinierte Zug-Querlastbeanspruchung eine Interaktion vor (Gleichung (3.9)). Zu diesem Themenkomplex liegen bisher keine Versuchsergebnisse vor. Die Interaktionsformel wird daher in diesem Abschnitt nicht aufgeführt.

$$R_d = \frac{R_k}{\gamma_M} \quad (8.1)$$

Dübelgruppen bei zentrischer Zugbelastung:

$$N_{Rk,c} = N_{Rk,c}^0 \cdot \frac{A_{c,N}}{A_{c,N}^0} \cdot \psi_{s,N} \leq \min \left\{ n \cdot N_{Rk,S}, n \cdot N_{Rk,p} \right\} \quad (8.2)$$

$$N_{Rk,c}^0 = 0,7 \cdot 0,75 \cdot 15,5 \cdot \sqrt{\beta_{W,200}} \cdot h'_{ef}{}^{1,5} = 8,1 \cdot \sqrt{\beta_{W,200}} \cdot h'_{ef}{}^{1,5} \quad (8.3)$$

$$h'_{ef} = \left(\frac{N_{Rk,p}^0}{8,1 \cdot \sqrt{\beta_{W,200}}} \right)^{\frac{2}{3}} \quad (8.4)$$

$$A_{c,N}^0 = s_{cr,N}^2 \quad (8.5)$$

$$s_{cr,N} = 3 \cdot h'_{ef} \quad (8.6)$$

$$\psi_{s,N} = 0,7 + 0,3 \cdot \frac{c}{c_{cr,N}} \leq 1,0 \quad (8.7)$$

$$c_{cr,N} = 1,5 \cdot h'_{ef} \quad (8.8)$$

Stahlbruchlast eines Einzeldübels bei zentrischer Zugbelastung:

$$N_{Rk,S} = A_S \cdot f_{Uk} \quad (8.9)$$

Einzeldübel und Dübelgruppen bei Querkzug senkrecht zum Bauteilrand:

$$V_{Rk,c} = V_{Rk,c}^0 \cdot \frac{A_{c,V}}{A_{c,V}^0} \cdot \psi_{h,V} \cdot \psi_{s,V} \leq n \cdot V_{Rk,S} \quad (8.10)$$

$$V_{Rk,c}^0 = 0,45 \cdot \sqrt{d_{nom}} \cdot \left(\frac{l_f}{d_{nom}} \right)^{0,2} \cdot \sqrt{\beta_{W,200}} \cdot c_1^{1,5} \leq V_{Rk,S} \quad (8.11)$$

$$\psi_{h,V} = \left(1,5 \cdot \frac{c_1}{h} \right)^{\frac{1}{3}} \geq 1,0 \quad (8.12)$$

$$\psi_{s,V} = 0,7 + 0,3 \cdot \frac{c_2}{1,5 \cdot c_1} \leq 1,0 \quad (8.13)$$

$$A_{c,V}^0 = 4,5 \cdot c_1^2 \quad (8.14)$$

Stahlbruchlast eines Einzeldübels bei Querbelastung:

$$V_{Rk,S} = \alpha \cdot A_S \cdot f_{Uk} \quad (8.15)$$

mit R_d : Bemessungswert des Widerstandes [N]
 R_k : charakteristischer Wert des Widerstandes [N]
 γ_M : Teilsicherheitsbeiwert des Materialwiderstandes [-]

$$\gamma_{Mc} = \gamma_c \cdot \gamma_1 \cdot \gamma_2$$

γ_{MS} nach *ETAG (1997)*

$N_{Rk,c}$: charakteristische Betonausbruchlast einer Dübelgruppe [N]

$N_{Rk,c}^0$: charakteristische Betonausbruchlast des Einzeldübels [N]

$N_{Rk,p}^0$: charakteristische Herausziehlast des Einzeldübels [N]

(Kunststoffdübel, aus Versuchen ermittelt, gerissener Beton)

n : Anzahl der Dübel in einer Gruppe [-]

$A_{c,N}$: Projizierte Fläche des Betonausbruchkegels (Bild 5.63) [mm²]

$A_{c,N}^0$: Projizierte Fläche des Betonausbruchkörpers der Einzelbefestigung [mm²]

- $\psi_{s,N}$: Faktor zur Berücksichtigung des nicht rotationssymmetrischen Ausbruchkörpers am Rand [-]
 h_{ef} : korrigierte Verankerungstiefe [mm]
 $\beta_{W,200}$: Würfeldruckfestigkeit (Kantenlänge 200 mm) [N/mm²]
 c : Randabstand [mm]
 $c_{cr,N}$: charakteristischer Randabstand zur Sicherstellung eines vollständigen Ausbruchkörpers [mm]
 $s_{cr,N}$: charakteristischer Achsabstand zur Sicherstellung eines vollständigen Ausbruchkörpers [mm]
 $N_{Rk,S}$: charakteristische Stahlbruchlast bei zentrischer Zugbelastung [N]
 $V_{Rk,c}$: charakteristische Betonkantenbruchlast der Dübelgruppe [N]
 $V_{Rk,c}^0$: charakteristische Betonkantenbruchlast (Einzeldübel) [N]
 $A_{c,V}$: Projizierte Fläche des Betonausbruchkegels (Bild 3.32) [mm²]
 $A_{c,V}^0$: Projizierte Fläche des Betonausbruchkörpers der Einzelbefestigung auf der Bauteilseite [mm²]
 $\psi_{h,V}$: Faktor zur Berücksichtigung der Bauteildicke [-]
 $\psi_{s,V}$: Faktor zur Berücksichtigung der Bauteilecke [-]
 d_{nom} : Nenn Durchmesser des Befestigungselementes [mm]
 l_f : wirksame Lasteinleitungslänge [mm]
 $l_f = h_{ef}$ bei Befestigungselementen mit konstanter Steifigkeit
 c_1 : Randabstand in Lastrichtung [mm]
 h : Bauteildicke [mm]
 c_2 : Randabstand senkrecht zur Lastrichtung [mm]
 $V_{Rk,S}$: charakteristische Stahlbruchlast bei Querbeanspruchung [N]
 A_S : Querschnittsfläche des maßgebenden Stahlquerschnittes [mm²]
 α : Faktor zur Umrechnung der zentrischen Zugfestigkeit in Schubfestigkeit [-]
 $\alpha = 0,5$
 f_{Uk} : Nennfestigkeit des Stahls [N/mm²]

9 Zusammenfassung

Kunststoffdübel bestehen aus einer Sprezhülse aus Kunststoff und einem Spreizelement, das in der Regel aus Stahl hergestellt wird. Bei der Montage wird das Spreizelement in die Kunststoffhülse eingetrieben, so dass der Kunststoff gegen die Bohrlochwand gepresst wird. Das Eintreiben des Spreizelementes kann drehend (Schraubdübel) oder schlagend (Nageldübel) erfolgen.

Kunststoffdübel versagen in Beton in der Regel durch Herausziehen der Dübelhülse aus dem Bohrloch. Daher bestimmt die Reibkraft zwischen Dübelhülse und Beton maßgeblich das Tragverhalten. Die Reibkraft eines Kunststoffdübels ergibt sich aus der Spreizkraft und dem Reibkoeffizienten zwischen Dübelhülse und Beton.

Nach einem Überblick über wichtige Kunststoffeigenschaften (Abschnitt 2) und den Stand der Forschung (Abschnitt 3) wird in der vorliegenden Arbeit das Tragverhalten von Kunststoffdübeln in ungerissenem und gerissenem Beton unter verschiedenen Einflussparametern untersucht. Einen Schwerpunkt bildet dabei das Zusammenwirken der das Tragverhalten bestimmenden zeitabhängigen Größen Spreizkraft und Reibkoeffizient. Zur Untersuchung werden FE-Studien, Spaltkraftmessungen und Ausziehversuche herangezogen. In Kriechversuchen wird ein Versagenskriterium für Kunststoffdübel abgeleitet.

Auswertungen von Ausziehversuchen nach *ETAG (2000/1)* verdeutlichen das Sicherheitsniveau bei Kunststoffdübeln.

Durch Versuche mit Dübelgruppen unter zentrischer Zugbelastung und durch Versuche mit Kunststoffdübeln am Bauteilrand unter Querbelastung wird ein Bemessungsmodell für Beton hergeleitet. Die in der vorliegenden Arbeit dargestellten Ausführungen gelten für Kunststoffdübel, deren Dübelhülsen aus Polyamid PA6 oder PA66 hergestellt werden.

In theoretischen Untersuchungen (Abschnitt 4) wird das Tragverhalten von Kunststoffdübeln unter zentrischer Zugbelastung auf der Basis des Coulomb'schen Reibgesetzes getrennt nach den beiden Hauptkomponenten Spreizkraft und Reibkoeffizient untersucht.

Beim rotierenden Eintreiben des Spreizelementes in die Dübelhülse bei Schraubdübeln wird der Kunststoff durch die Reibung zwischen Schraube und Kunststoff stark erwärmt. Dagegen rotiert das Spreizelement bei Nageldübeln beim Eintreiben nicht. Die Temperaturerhöhung der Dübelhülse bei der Montage ist daher wesentlich geringer.

Anhand von nichtlinearen 3-dimensionalen Finite-Element-Studien an Dübelabschnitten werden unterschiedliche Einflüsse auf den Spreizkraftverlauf im ungerissenen und gerissenen Beton bewertet. Nach dem Eintreiben des Spreizelementes in die Dübelhülse nimmt die Spreizkraft im ungerissenen Beton infolge der Relaxation des Kunststoffes innerhalb der ersten Minuten nach der Montage stark ab. Durch die Rissöffnung wird die Spreizkraft eines Kunststoffdübels weiter reduziert. Dabei wird die Kraftkomponente der Spreizkraft senkrecht zum Rissverlauf wesentlich stärker vermindert als die Kraftkomponente parallel zum Rissverlauf. Nach der Rissöffnung steigt die Spreizkraft bei konstanter Rissbreite deutlich an, was mit dem Boltzmann'schen Superpositionsprinzip erklärt werden kann und auf dem viskoelastischen Verformungsverhalten des Kunststoffes basiert (Memory-Effekt).

Die Berechnungen zeigen, dass die Spreizkraft von Kunststoffdübeln maßgeblich durch die Materialeigenschaften des Kunststoffes, die Kontaktfläche zwischen Dübelhülse und Beton und die radiale Dehnung des Kunststoffes bestimmt wird. Die Spreizkraft nach der Rissöffnung nimmt mit zunehmender Rissbreite ab. Allerdings strebt sie bei großen Rissbreiten gegen einen konstanten Wert, da die Kraftkomponente der Spreizkraft in Rissrichtung durch die Rissöffnung nicht reduziert wird.

Untersuchungen zum Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts und der Temperatur der Dübelhülse auf den Spreizkraftverlauf zeigen, dass beim Einfluss von Feuchtigkeit die starke Volumenzunahme des Kunststoffes durch Quellen die radiale Dehnung vergrößert. Der Elastizitätsmodul von Polyamid nimmt mit zunehmendem Feuchtegehalt ab. Dadurch ergibt sich bei der Rissöffnung in nassem Zustand ein geringeres Entlastungsmodul und eine geringere Spreizkraftabnahme. Dies kann bewirken, dass die Spreizkraft im ungerissenen Beton mit zunehmendem Feuchtegehalt abnimmt, während sie im gerissenen Beton zunimmt. Beim Einfluss

von Temperatur nimmt die Spreizkraft mit zunehmender Temperatur im ungerissenen und gerissenen Beton ab.

In Abschnitt 5 werden die Ergebnisse von Versuchen zum Tragverhalten von Kunststoffdübeln in ungerissenen Beton dargestellt. Untersuchungen zu den Festdrehmomenten von Schraubdübeln zeigen, dass sie mit zunehmender Feuchtigkeit der Dübelhülse und mit zunehmender Temperatur abnehmen. In Versuchen, in denen die Dübelschraube bei der Montage überdreht wurde, wird festgestellt, dass das Verhältnis zwischen Überdreh- und Eindrehmoment bei allen untersuchten Dübeln ausreichend groß ist.

In Abschnitt 5.2 wird eine Prüfeinrichtung vorgestellt, mit der die Spaltkraftverteilung eines Dübels entlang der Dübelachse bestimmt werden kann. Die Spaltkraftverteilung hängt stark von der Dübelgeometrie ab.

Die Montagegeschwindigkeit (Montage mit dem Drehmomentschlüssel oder Montage mit dem Schrauber) hat einen wesentlichen Einfluss auf den Spreizkraftverlauf im ungerissenen Beton.

In Abschnitt 5.4 werden Spaltkraftmessungen beschrieben, bei denen zusätzlich ein Ausziehversuch durchgeführt wurde. Dadurch kann der Reibkoeffizient zwischen Dübelhülse und Beton berechnet werden. Die Spreizkraft eines Kunststoffdübels steigt bei Belastung des Dübels an. Dieser Anstieg der Spreizkraft ergibt sich durch eine Relativverschiebung zwischen den Gewindeflanken des Spreizelementes und der Dübelhülse und durch die Rauigkeit des Bohrlochs. Diese Tatsache wird ebenfalls in Modellversuchen in Abschnitt 5.5 durch Verschiebungsmessung der Schraube und der Hülse bei Ausziehversuchen bewiesen und es wird gezeigt, dass die Dübelhülse beim Ausziehversuch im Bohrloch gleitet. Für das Tragverhalten von Kunststoffdübeln ist deshalb neben der Relaxationskurve der Spreizkraft auch der Verlauf der Spreizkraft bei Belastung des Dübels maßgebend. Der Reibkoeffizient zwischen Dübelhülse und Beton wird durch den Dübeltyp beeinflusst, während eine Abhängigkeit von der Größe des Anpressdrucks nicht beobachtet wurde. Der Reibkoeffizient zwischen Dübelhülse und Beton steigt mit zunehmender Zeitdifferenz zwischen Montage und Belastung des Dübels auf Grund der Zunahme des Mikroformschlusses zwischen Kunststoff und Bohrloch an.

Die aus der Literatur bekannten Streudiagramme zum Einfluss von Bohrereckmaß, Konditionierung und Temperatur werden durch Versuchsergebnisse aus Forschungs- und Zulassungsverfahren erweitert und mit den Ergebnissen der numerischen Studien verglichen.

Versuche zum Einfluss des Belastungszeitpunkts auf die Herausziehlasten von Kunststoffdübeln im ungerissenen Beton zeigen, dass bei den meisten Dübeltypen der Anstieg des Reibkoeffizienten erst bei Zeitdifferenzen von etwa 3.000 h zu einem deutlichen Anstieg der Herausziehlasten führt. In Ausziehversuchen mit Schraubdübeln mit überdrehter Dübelschraube wird gezeigt, dass die Herausziehlasten im überdrehten Zustand im Mittel bis zu 30% geringer sind als in nicht überdrehtem Zustand. Weiterhin kann es durch das Überdrehen der Schraube zu einer Änderung der Versagensart bei zentrischer Zugebelastung kommen (Herausziehen des Spreizelementes). Dies kann sich auf die Dauerfestigkeit von Kunststoffdübeln in ungerissenen Beton negativ auswirken.

Versuche mit Dübelgruppen im ungerissenen Beton und Querlastversuche am Rand zeigen, dass Kunststoffdübel einen Betonausbruch erzeugen können. Der charakteristische Achsabstand bei zentrischer Zugebelastung von Dübelgruppen, ab dem kein Betonausbruch mehr möglich ist, hängt vom Dübeltyp und der Betonfestigkeit ab. Versuche mit Rand- und Eckenfluss zeigen, dass bei Zugbelastung die Versagensart „Spalten“ auch bei Kunststoffdübeln auftreten kann (Abschnitt 5.7 und Abschnitt 5.9). Es wird ein modifiziertes Bemessungsverfahren vorgestellt, das auf dem CC-Verfahren für Kopfbolzen basiert (vgl. auch Abschnitt 8). Durch Dauerstandversuche mit Kunststoffdübeln, bei denen durch hohe Dauerlasten ein Versagen der Dübel hervorgerufen wurde, wird ein Versagenskriterium für Kunststoffdübel in Kriechversuchen abgeleitet und verifiziert (Abschnitt 5.8).

In Abschnitt 6 wird das Tragverhalten von Kunststoffdübeln in gerissenen Beton anhand von zentrischen Ausziehversuchen und Spaltkraftmessungen erklärt. Mit Hilfe von Spaltkraftmessungen in einer servo-hydraulischen Prüfmaschine, in der eine Rissöffnung im Beton simu-

liert wird, wird der Spaltkraftverlauf und der Reibkoeffizient im gerissenen Beton untersucht. Die Spaltkraft fällt infolge der Rissöffnung stark ab und steigt bei konstanter Rissbreite wieder an, was in den FE-Rechnungen ebenfalls beobachtet wurde.

In Spaltkraftmessungen mit variierendem Feuchtegehalt der Dübelhülse wird festgestellt, dass die Spaltkraft im ungerissenen Beton mit zunehmendem Feuchtegehalt abnimmt, während die Spaltkraftabnahme infolge der Rissöffnung mit zunehmendem Feuchtegehalt kleiner wird. Bei einigen Dübeltypen ergeben sich in gerissenem Beton Spaltkräfte, die mit zunehmendem Feuchtegehalt zunehmen. Der Spaltkraftanstieg nach der Rissöffnung ist zeitlich begrenzt und wird durch die Konditionierung und die Temperatur beeinflusst. Er geht nach einiger Zeit in eine Relaxation (Spaltkraftabnahme) über. Dieses Verhalten wird auch durch Ausziehversuche in ungerissenem und gerissenem Beton bestätigt.

Mit zunehmender Rissbreite nimmt der Reibkoeffizient zwischen Hülse und Bohrloch ab, da durch die Rissöffnung der Mikroformschluss senkrecht zur Rissrichtung gestört wird.

In zentrischen Ausziehversuchen im gerissenen Beton (Abschnitt 6.2) wird gezeigt, dass die Herausziehlasten mit zunehmender Rissbreite stark abnehmen.

Versuche mit Kunststoffdübeln im gerissenen Beton bei variierenden Umgebungstemperaturen zeigen, dass die Herausziehlasten im gerissenen Beton ebenso wie im ungerissenen Beton mit zunehmender Temperatur abnehmen.

In weiteren Versuchen wird in diesem Abschnitt der Einfluss der Zeitdifferenz zwischen Rissöffnung und Ausziehversuch untersucht. Die Herausziehlasten von Schraubdübeln steigen mit zunehmender Zeitdifferenz stark an, während bei Nageldübeln bis 72 h kein Anstieg zu erkennen ist. Der Anstieg der Herausziehlasten ergibt sich bei Schraubdübeln aus dem Anstieg der Spreizkraft nach der Rissöffnung und bei langen Zeitdifferenzen aus einem Anstieg des Reibkoeffizienten zwischen Dübelhülse und Beton.

Versuche in bewegten Rissen zeigen, dass Kunststoffdübel bei Dauerlasten, die das 1,3-fache der zulässigen Last betragen, bei einer Rissbreitendifferenz $\Delta w = 0,1$ mm bis 0,2 mm unkritische Verschiebungen aufweisen.

In Abschnitt 7 werden Auswertungen von Ausziehversuchen nach dem bisherigen Konzept mit globalen Sicherheitsfaktoren und dem neuen Konzept mit Teilsicherheitsbeiwerten nach *ETAG (2000/1)* durchgeführt. Die Auswertung zeigt, dass die bisher gebräuchlichen zulässigen Lasten von Kunststoffdübeln in Beton nach dem alten Sicherheitskonzept nachgewiesen werden können, während Auswertungen nach den neuen Vorschlägen der *ETAG (2000/1)* zu einem deutlich geringeren Lastniveau führen. Durch Überlegungen zur Überlagerung der Abminderungsfaktoren bei der Bestimmung des charakteristischen Widerstandes wird gezeigt, wie der Unterschied in den Lastniveaus verringert werden kann.

10 Englische Zusammenfassung- Summary

Plastic anchors consist of a spreading sleeve made of plastic and a spreading element, which is usually made of steel. During installation the spreading element is driven into the plastic sleeve so that the plastic is pressed against the wall of the drilled hole. The installation of the spreading element can be realised by turning (screw-in anchor) or striking (nail-in anchor) motion.

Plastic anchors usually fail in concrete by pulling the sleeve out of the drill hole. Therefore the frictional force between anchor sleeve and concrete considerably affects the anchor behavior. The frictional force of a plastic anchor results from the spreading force and the coefficient of friction between plastic sleeve and concrete.

After an overview of the relevant properties of plastic (section 2) and the state-of-the-art of research in this field (section 3), the behavior of plastic anchors in uncracked and cracked concrete under various influence parameters is examined. Emphasis is placed on the interaction between the time-dependent spreading force and the coefficient of friction. In the investigation finite element studies, as well as experimental splitting force measurements and pullout tests were conducted. Additionally creep tests were performed to derive a criteria for failure of plastic anchors. The results of this work are valid for plastic sleeves of polyamide PA6 or PA66.

Evaluation of the pullout tests according to *ETAG (2000/1)* clarify the safety level of plastic anchors. A design model is deduced from tests with groups of anchors under centric tensile load and from tests with plastic anchors at the edge of concrete specimens under transverse loading.

In theoretical investigations (section 4), the behavior of plastic anchors under centric tensile load is examined on the basis of the friction law (Coulomb) according to the two main influence factors: spreading force and coefficient of friction. When the spreading element is screwed into the sleeve, the plastic is significantly warmed up by the friction between the screw and the plastic. On the other hand the spreading element does not rotate with nail-in anchors during installation and consequently the rise in temperature of the plastic sleeve during installation is substantially smaller.

On the basis of nonlinear three-dimensional finite element studies of small sections of the sleeve, different influences on the time-dependant development of the spreading force in uncracked and cracked concrete are evaluated. Within the first minutes after installation of the spreading element, the spreading force in uncracked concrete decreases strongly due to the relaxation of the plastic. The spreading force of a plastic anchor is further reduced by crack opening. The spreading force component is more substantially decreased perpendicular to crack than the force component parallel to crack. After the crack opening the spreading force increases over time with constant crack width. This can be explained with the superposition principle of Boltzmann, which is based on the viscoelastic deformation behavior of the plastic (memory effect).

The finite element calculations show, that the spreading force is determined primarily by the material properties of plastic, the contact area between the sleeve and the concrete and the radial strain in the plastic. The spreading force after the crack opening decreases with increasing crack width up to a given level and then remains approximately constant until failure occurs. The behavior is observed because the force component of the spreading strength in direction of the crack is not reduced by the crack opening.

A comparison of the time-dependant development of the spreading force of a nail-in anchor with that of a screw-in anchor shows, that the nail-in anchor experiences a smaller reduction of the spreading force during the crack opening because of the smaller heating up of the plastic during installation.

Investigations of the influence of the moisture content and the temperature of the sleeve on the time-dependant development of the spreading force show, that the dilatation of the plastic due to absorption of moisture increases the radial strain. The modulus of elasticity of the polyamide used to make the anchor sleeve decreases with increasing humidity content. Thus in the case of crack opening in wet conditions, a smaller unloading modulus and a smaller decrease of the spreading force result. This can cause the spreading force in uncracked concrete to decrease with increasing humidity content, while it increases in cracked concrete. The spreading force decreases with increasing temperature in uncracked and cracked concrete.

In section 5 the results of pullout tests in uncracked concrete are presented. Investigations of the tightening moments of screw-in anchors show, that the moments decrease with increasing humidity of the sleeve and with increasing temperature. Tests, in which the screw was tightened beyond the recommended value during installation showed, that the ratio between the installation moment and the failure moment was sufficiently large for all examined anchor types.

In section 5.2 a testing device is presented, with which the distribution of splitting force of a plastic anchor along the anchor axis can be determined. The splitting force distribution depends strongly on the geometry of the sleeve and the screw.

The speed of installation (installation with a torque wrench or with a screw gun) has a substantial influence on the spreading force in uncracked concrete.

In section 5.4 measurements of the splitting force during pullout tests are described. The coefficient of friction between the plastic sleeve and the concrete was calculated. The spreading force of a plastic anchor increases during loading. This increase of the spreading force arises from a relative displacement between the thread of the spreading element and the plastic sleeve and as a result of roughness of the drill hole. This fact is proven in model tests in section 5.5 by measurement of the displacement of the spreading element and of the sleeve during pullout tests. It is shown, that the sleeve slides in the borehole during pullout tests. Therefore, for the behavior of plastic anchors the spreading force during loading is important in addition to the relaxation curve of the spreading force. The coefficient of friction between the plastic sleeve and the concrete is affected by the anchor type, however a dependence on the applied pressure was not observed. The coefficient of friction between the plastic sleeve and the concrete rises with increasing time between installation and loading of the anchor due to the increase of the micro form fit between the sleeve and the drill hole.

Existing diagrams from the literature for the influence of the diameter of the drill hole, conditioning and temperature are extended by new test results and are compared with the results of the numeric studies.

Tests on the influence of the time difference between installation and loading on the pullout loads in uncracked concrete show, that with most anchor types the rise of the coefficient of friction leads only to a clear rise of the pullout loads when the time-difference is greater than 3.000 hours. In tests with screw-in anchors with screws tightened beyond the recommended value it is shown, that the average pullout loads are up to 30% smaller in the overtightened condition than at the recommended tightening value.

Tests with anchor groups in uncracked concrete and tests with transverse loading at the edge of members show, that plastic anchors can produce a concrete cone failure. The characteristic anchor spacing above which concrete cone failure no longer occurs depends in the case of centric tensile loading on the anchor type and the concrete strength. The failure mode "splitting" can also occur (section 5.7 and section 5.9). A modified design model is presented, which is based on the CC-method for headed studs (see also section 8). In creep tests with plastic anchors, in which a failure of the anchors was caused by large sustained loads, a criteria of failure for plastic anchors in creep tests is derived and verified (section 5.8).

In section 6 the behavior of plastic anchors in cracked concrete is explained on the basis of centric pullout tests and measurements of the splitting force. By measurements of the splitting force in a servo-hydraulic jack, which can simulate a crack opening in the concrete, the time-dependant splitting force and the coefficient of friction in cracked concrete are examined. The splitting force drops strongly due to the crack opening and rises again with constant crack width over time. This was also observed in the finite element simulations. In measurements of the splitting force with varying moisture content of the anchor sleeve it was observed, that the splitting force in uncracked concrete decreases with increasing moisture content, while the drop in the splitting force due to the crack opening becomes smaller with increasing moisture content. For some anchor types, splitting forces in cracked concrete increase with increasing moisture content. The rise in the splitting force after the crack opening is temporally limited and is affected by conditioning and temperature.

The coefficient of friction between the sleeve and the drill hole decreases with increasing crack width, because the micro form fit is disturbed perpendicular to the crack direction. In centric pullout tests in cracked concrete (section 6.2) it is shown, that the pullout loads decrease strongly with increasing crack width.

In tests with screw-in and nail-in anchors with varying moisture content it is shown, that the pullout loads increase with some screw-in anchor types with increasing moisture content. With nail-in anchors the pullout loads decrease in cracked concrete with increasing moisture content. The different behavior is explained using the results of the finite element calculations of the heating up of the plastic during installation. Tests with plastic anchors in cracked concrete with varying temperatures show that the pullout loads in cracked concrete decrease just like in uncracked concrete with increasing temperature.

In further tests in this section the influence of the time difference between crack opening and loading is examined. The pullout loads of screw-in anchors rise strongly with increasing time difference, while with nail-in anchors no increase was observed. The increase of the pullout loads results in the case of screw-in anchors from the rise of the spreading force after the crack opening and in the case of long time differences from a increase of the coefficient of friction.

Tests in opening and closing cracks show, that plastic anchors do not reach critical displacements in crack movements between 0.1 mm to 0.2 mm.

In section 7 evaluations with the existing design concept of global safety factors and the new concept of partial safety factors after *ETAG (2000/1)* are compared. The evaluation shows, that the admissible loads used to date can be achieved by plastic anchors in concrete after the old safety concept. Evaluation using the new suggestions of the *ETAG (2000/1)* leads to distinctly lower allowable loading levels.

11 Weiterführende Arbeiten und offene Fragen

Durch die vorliegende Arbeit konnten wesentliche Fragestellungen zum Tragverhalten von Kunststoffdübeln in ungerissenem und gerissenem Beton geklärt werden. Dennoch verbleiben in Teilbereichen offene Fragen, die in weiterführenden Arbeiten geklärt werden sollten. Im Folgenden werden die betreffenden Teilbereiche genannt und Lösungsansätze diskutiert.

In den numerischen Studien mit Hilfe der FE-Methode wurden die maßgeblichen Einflussparameter auf die Spreizkraft von Kunststoffdübeln gezeigt. Zur Begrenzung des Rechenaufwandes wurden die Studien an Dübelabschnitten durchgeführt. Das verwendete Materialmodell berücksichtigt den Temperaturverlauf beim Verspreizen nur näherungsweise. In weiterführenden FE-Studien könnten durch Verwendung einer geeigneten Kontaktschicht zwischen Kunststoff und Beton Ausziehversuche an ganzen Dübeln modelliert werden. Die Berücksichtigung des nicht-isothermen Lastfalls beim Verspreizen ist wünschenswert und würde weitere Einblicke in das Zusammenspiel zwischen Temperatur, Spreizkraft und Herausziehlaster geben.

Anhand zentrischer Ausziehversuche mit zugelassenen Kunststoffdübeln in gerissenem und ungerissenem Beton wurde gezeigt, dass die in den numerischen Studien untersuchten Einflussparameter (z.B. Kontaktfläche und radiale Dehnung) qualitativ den gleichen Einfluss auf die Herausziehlaster von zugelassenen Kunststoffdübeln haben wie in den FE-Berechnungen auf die Spreizkraft. In Ausziehversuchen sollte durch gezielte Variation der Kontaktfläche und der radialen Dehnung der quantitative Einfluss an Prototypen untersucht werden.

In den Funktionsersatzprüfungen mit Kunststoffdübeln in gerissenem und ungerissenem Beton wurde das Tragverhalten von Kunststoffdübeln in seine Bestandteile Spreizkraft, Reibkoeffizient und Herausziehlaster zerlegt. Die Ergebnisse erlauben Aussagen über das prinzipielle Verhalten von Kunststoffdübeln in Beton und eignen sich gut, die Interaktion der gemessenen Größen zu erklären. Bei der Anwendung des Prüfverfahrens „Funktionsersatzprüfung“ wurde jedoch festgestellt, dass das Verfahren einige Schwächen aufweist (z.B. Reproduzierbarkeit, Streuung). Im gerissenen Beton sollte das Verfahren soweit verbessert werden, dass die Spaltkraft in beiden Richtungen gleichzeitig gemessen und dadurch die Spreizkraft exakt bestimmt werden kann. Dadurch wird eine genauere Bestimmung des Reibkoeffizienten möglich. In weiteren Untersuchungen sollte der Zeiteinfluss auf den Reibbeiwert im gerissenen Beton untersucht werden, um zu klären, ob der Reibkoeffizient wie in ungerissenem Beton mit zunehmender Zeitdifferenz ansteigt. Ausziehversuche im gerissenen Beton mit langer Zeitdifferenz zwischen Rissöffnung und Dübelbelastung sollten die Untersuchungen ergänzen.

Das Tragverhalten von Kunststoffdübeln im gerissenen Beton wird maßgeblich durch den Spreizkraftabfall infolge Rissöffnung bestimmt. Der Spreizkraftabfall wurde in den Funktionsersatzprüfungen und in den numerischen Studien untersucht. Direkt nach der Rissöffnung weist der Dübel die geringste Tragkraft auf, da die Spreizkraft auf ein Minimum abfällt. In Kriechversuchen, bei denen der Dübel bereits vor der Rissöffnung belastet ist, sollte festgestellt werden, ob zugelassene Kunststoffdübel die zulässige Last mit einer ausreichenden Sicherheit auch direkt nach der Rissöffnung übertragen können. Diese Frage spielt für redundante Systeme eine große Rolle, da hier bei Versagen eines Dübels eine Lastumlagerung stattfinden muss.

Weitere Kriechversuche mit zugelassenen Schraubdübeln und überdrehter Schraube sollten durchgeführt werden, um zu untersuchen, ob das in noch laufenden Kriechversuchen bevorstehende Versagen des Dübels Typ 4 mit überdrehter Schraube auf die Dübelkonstruktion zurück zu führen ist. Weiterführende Untersuchungen zum Einsetzen des tertiären Kriechens und zur Dauerfestigkeit von Kunststoffdübeln könnten die Ergebnisse dieser Arbeit ergänzen. Neue Extrapolationsstrategien könnten durch das Zeit-Temperatur-

Verschiebungsprinzip gefunden werden, indem die zeittraffende Wirkung erhöhter Temperaturen auf Dauerstandversuche bei 20°C umgerechnet wird.

Das vorgestellte Bemessungsmodell für zentrische Zugbelastung wurde für symmetrische Dübelgruppen mit vier Dübeln hergeleitet. Es basiert auf Versuchen mit drei Dübeltypen. Zur Absicherung des Modells sind weitere Versuche mit Gruppen unter zentrischer Zuglast am Rand bzw. in der Ecke des Bauteils erforderlich.

In der vorliegenden Arbeit wurde aufgezeigt, dass die Versagensart „Spalten“ mit den untersuchten Dübeltypen in Platten mit minimaler Bauteildicke nach den bauaufsichtlichen Zulassungen bereits bei großen Randabständen auftreten kann. Experimentelle Untersuchungen zur Versagensart „Spalten“ unter zentrischer Zugbelastung bei Kunststoffdübeln sind daher dringend erforderlich. In erster Linie muss der charakteristische Randabstand bei der Versagensart „Spalten“ festgelegt werden.

Weiterhin sollte das Tragverhalten von Kunststoffdübeln in Mauerwerk eingehend untersucht werden. Interessante Themen, die direkt an den Inhalt dieser Arbeit anknüpfen, wären das Spalten des Steins bei der Montage des Dübels oder die Anwendung der Spaltkraftverteilung entlang der Dübelachse auf das Tragverhalten in Lochsteinen.

Literaturverzeichnis

BASF (2001/1):

BASF Plastics: Ultramid Polyamid (PA)- Anwendungen, Sortiment, Eigenschaften, Verarbeitung. Firmenschrift der BASF AG, 2001.

BASF (2001/2):

E- Mail von Herrn Dietmar See (BASF AG) vom 4.05.2001, Attachement 6 pdf- files, BASF AG, 2001.

Bayer (2000/1):

Bayer, Geschäftsbereich Kunststoffe, Anwendungstechnik: Anwendungstechnische Information, Zeitstandzugverhalten von Durethan B und Durethan BKV. Firmenschrift der Bayer AG, 2000.

Bažant/Wu (1974):

Bažant Z. P., Wu S. T.: Rate- type creep law of ageing concrete based on Maxwell chain. *Matériaux et Constructions*, Vol. 7, Nr. 37, S.45- 59, 1974.

Beton (1976):

k.A.: Erste Kunststoffdübel mit Zulassung. *Beton* 12, 1976, S. 485.

Blaese (2000):

Blaese D.: Methodische Ansätze zur Abschätzung der Lebensdauer von Kunststoffbauteilen bei komplexer Belastung. Dissertation, Institut für Kunststoffe im Maschinenbau, Universität Gesamthochschule Essen, 2000.

Bottenbruch/Binsack (1998):

Bottenbruch L., Binsack R.: Technische Thermoplaste- Polyamide. *Kunststoff-Handbuch* Band 3/4, Carl Hanser Verlag, München, Wien, 1998.

Bowden/Tabor (1959):

Bowden F. P., Tabor D.: Reibung und Schmierung fester Körper. Springer Verlag, Berlin/ Göttingen/ Heidelberg, 1959.

BWM (2002):

BWM Dübel + Montagetechnik: Systemüberblick- Konstruktionssysteme für den Fassadenbau. Internetangebot der Firma BWM Dübel + Montagetechnik GmbH, Leinfelden Echterdingen, <http://www.bwm.de>, 2002.

Campus®-Datenbank:

Campus®-Datenbank: Campus the plastics database- Computer Aided Material Preselection by Uniform Standards. M-Base Engineering+Software GmbH, Aachen, <http://www.campusplastics.com>.

CEB (1994):

Comité Euro-International Du Beton (CEB): Fastenings to Concrete and Masonry Structures- State of the Art Report. Thomas Telford, S. 128-136, 1994.

DIN EN ISO 604:

DIN EN ISO 604: Kunststoffe- Bestimmung von Druckeigenschaften. Ausgabe 1996.

DIN EN ISO 527:

DIN EN ISO 604: Kunststoffe- Bestimmung von Zugeigenschaften. Ausgabe 1996.

DIN ISO 1110:

DIN ISO 1110: Konditionierung von Probekörpern aus Polyamiden. Ausgabe 1991.

DIN 97:

DIN 97: Senkholzschrauben mit Längsschlitz. Ausgabe 1986.

DIN 571:

DIN 571: Sechskant-Holzschrauben. Ausgabe 1986.

Domininghaus (1998):

Domininghaus H.: Die Kunststoffe und ihre Eigenschaften. 5. überarbeitete Auflage, VDI-Verlag, S. 603 ff, 1998.

Dratschmidt/Ehrenstein (1995):

Dratschmidt F., Ehrenstein G. W.: Dynamische Belastungsgrenzen von Dübelverankerungen. Bauingenieur 70, S. 105- 113, 1995.

EC1 (2001):

Europäische Norm: Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung. Europäisches Komitee für Normung (CEN), prEN 1990, Schlussentwurf, 2001.

Ehrenstein (1976/1):

Ehrenstein G. W.: Bauwerksdübel aus Thermoplasten, auch zugelassen als tragende Bauelemente. Verbindungstechnik, Heft 4, S. 25- 28, 1976.

Ehrenstein (1976/2):

Ehrenstein G. W.: Aus Reihenuntersuchungen an Bauwerksdübeln aus Polyamid. Verbindungstechnik, Heft 12, S. 13- 14, 1976.

Ehrenstein (1993):

Ehrenstein G. W.: Hysteresis-Messverfahren- das flexible Verfahren zur dynamischen Werkstoff- und Bauteilprüfung, nach R. Renz. Lehrstuhl für Kunststofftechnik, Universität Erlangen-Nürnberg, 1993.

Ehrenstein (1999):

Ehrenstein G. W.: Polymer-Werkstoffe- Struktur, Eigenschaften, Anwendung. 2. überarbeitete Auflage, Carl Hanser Verlag, München, Wien, 1999.

Eligehausen et al. (2002):

Eligehausen R., Sippel T., Pregartner T., Mällée R.: Kunststoffe in der Befestigungstechnik. Jahrbuch Bauen mit Kunststoffen 2002, Verlag Ernst & Sohn, Berlin, 2002.

Eligehausen/Mällée (2000):

Eligehausen R., Mällée R.: Befestigungstechnik im Beton- und Mauerwerksbau. Verlag Ernst & Sohn, Berlin, 2000.

Eligehausen/Mällée/Rehm (1997):

Eligehausen R., Mällée R., Rehm G.: Befestigungstechnik. Sonderdruck aus dem Beton-Kalender 1997, Verlag Ernst & Sohn, Berlin, 1997.

Erhard/Strickle (1978):

Erhard G., Strickle E.: Maschinenelemente aus thermoplastischen Kunststoffen- Band 2: Lager und Antriebselemente. Band 2, VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf, 1978.

ETAG (1997):

Leitlinie für die europäische technische Zulassung (ETAG): Metaldübel zur Verankerung in Beton, Teil 1 bis 3, Anhang A bis C. Mitteilungen Deutsches Institut für Bautechnik, 28. Jahrgang, Sonderheft Nr. 16, 1997.

ETAG (2000/1):

Leitlinie für die europäische technische Zulassung (ETAG): Guideline for European Technical Approvals of Plastic Anchors for Redundant Use in Concrete and Masonry for lightweight Systems. Part 1, Draft April 2000.

ETAG (2000/2):

Leitlinie für die europäische technische Zulassung (ETAG): Guideline for European Technical Approvals of Metal Anchors for Use in Concrete, Part 5- Bonded Anchors. Part 5, Final Draft, 2000.

ETAG (2001):

Leitlinie für die europäische technische Zulassung (ETAG): Guideline for European Technical Approvals of Plastic Anchors for Redundant Use in Concrete and Masonry, Part External Thermal Insulation Composite Systems. 2001.

ETAG (2002):

Leitlinie für die europäische technische Zulassung (ETAG): Guideline for European Technical Approvals of Metal Anchors for Use in Concrete, Part 6- Metal Anchors for Multiple Use in Concrete for Non-Structural Applications. Part 6, 2002.

Faoro (1985):

Faoro M.: Untersuchungen zur Frage der Spalt- und Spreizkräfte von Befestigungssystemen. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. 3/4-85/2, 1985, nicht veröffentlicht.

Findley (1960):

Findley W. N.: Part I: Mechanism and Mechanics of Creep of Plastics, Part II: Stress Relaxation and Combined Stress Creep of Plastics. SPE Journal, January und February, S. 57- 65 und S. 192- 198, 1960.

Franke (1970):

Franke H.: Temperaturverteilung und Wärmefluss in mehrschichtigen Wänden bei instationären Umgebungslufttemperaturen und Sonnenbestrahlung. Die Bautechnik, Heft 7 und Heft 8, S. 244- 248 und S. 273- 279, 1970.

IKP (2001):

Institut für Kunststoffprüfung: Kennwertermittlung: Vergleichende Prüfung von konditionierten Proben. Institut für Kunststoffprüfung und Kunststoffkunde (IKP), Universität Stuttgart, Prüfbericht Nr. M3670, 2001, nicht veröffentlicht.

Jacob (1996):

Jacob T.: Experimentelle und theoretische Analyse zur Beurteilung der Tragfähigkeit und Gebrauchstauglichkeit von Befestigungsmitteln bei dynamischer Belastung. Dissertation, Fakultät für Bauingenieurwesen, Technische Hochschule Leipzig, 1996.

John (1979):

John B.: Statistische Verfahren für technische Messreihen- Arbeitsbuch für Ingenieure. 1. Auflage, Carl Hanser Verlag, München, Wien, 1979.

Krasznai/Fuchs (2000):

Krasznai K., Fuchs W.: Bericht über die Entwicklung einer Vorrichtung für die Messung von Dübelspaltkräften. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. E01/00-1120/01, 2000, nicht veröffentlicht.

Lehr (2003):

Lehr B.: Bemessung von Befestigungen mit Verbunddübeln. Dissertation, Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, 2003.

Mallée (1999):

Mallée R.: Design of Plastic Anchors in Concrete. Aufsatz verteilt bei der EOTA-Sitzung der Working Group „Anchors“ am 8.09.1999, Unternehmensgruppe fischer, nicht veröffentlicht, 1999.

Mallée (2000):

Mallée R.: Vorschlag für ein Bemessungskonzept für Kunststoffdübel in Beton. Aufsatz verteilt bei der Sitzung zur Vorbereitung der ETAG „Plastic Anchors“ am 7.02.2000, Unternehmensgruppe fischerwerke, nicht veröffentlicht, 2000.

Mayer (1991):

Mayer B.: Funktionsersatzprüfungen für die Beurteilung der Eignung von kraftkontrolliert spreizenden Dübeln. Dissertation, Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, 1991.

Mayer/Eligehausen (1983):

Mayer B., Eligehausen R.: Mehrfachbefestigungen mit kraftkontrolliert spreizenden Dübeln in der Betonzugzone. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. 1/3-83/13, 1983, nicht veröffentlicht.

Mayer/Eligehausen (1984):

Mayer B., Eligehausen R.: Ankergruppen mit Dübeln in der Betonzugzone. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. 1/4-84/8, 1984, nicht veröffentlicht.

Menges (1990):

Menges G.: Werkstoffkunde- Kunststoffe. 3. überarbeitete Auflage, Carl Hanser Verlag, München, Wien, 1990.

Meszaros (2002):

Meszaros J.: Tragverhalten von Einzelverbunddübeln unter zentrischer Belastung. Dissertation, Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, 2002.

Owen (1968):

Owen, D. B.: Handbook of statistical tables. Addison Wesley Publishing Company, 1968.

Ožbolt/Li/Kožar (2001):

Ožbolt J., Li Y., Kožar I.: Microplane model for concrete with relaxed kinematic constraint. International Journal of Solids and Structures 28, S. 2683-2711, 2001.

Ožbolt/Hofmann/Eligehausen (2001):

Ožbolt J., Hofmann J., Eligehausen R.: Headed Stud Anchor- Cyclic Loading and Creep-Cracking Interaction of Concrete. Proceedings of International RILEM-Symposium on "Connections between Steel and Concrete", Stuttgart, 10- 12 September 2001, Volume II, S. 717- 728, 2001.

Ožbolt/Reinhardt (2001):

Ožbolt J., Reinhardt H. W.: Sustained Loading Strength of Concrete Modelled by Creep-Cracking Interaction. Forschungs- und Materialprüfungsanstalt für das Bauwesen (FMPA), Otto-Graf-Institut, Universität Stuttgart, Otto-Graf-Journal, Vol. 12, S. 9- 20, 2001.

Plank (1977):

Plank A.: Bautechnische Einflüsse auf die Tragfähigkeit von Kunststoffdübeln in Mauerwerk. Baumaschine- Bautechnik, Heft 6, S. 406- 416, 1977.

Pregartner/Eligehausen (2000/1):

Pregartner T., Eligehausen R.: Tragverhalten von Kunststoffdübeln in gerissenem Beton- Versuche in bewegten Rissen ($w = 0,1 \text{ mm} - 0,2 \text{ mm}$). Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. 00/39-9/3, 2000, nicht veröffentlicht.

Pregartner/Eligehausen (2001/1):

Pregartner T., Eligehausen R.: Drehmomentversuche mit Kunststoffdübeln in Beton und Mauersteinen- Versuchsbericht. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. 01/05-9/4, 2001, nicht veröffentlicht.

Pregartner/Eligehausen (2001/2):

Pregartner T., Eligehausen R.: Tragverhalten von Kunststoffdübeln in gerissenem Beton- Versuche in bewegten Rissen ($w = 0,1 \text{ mm} - 0,3 \text{ mm}$). Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. 01/15-9/6, 2001, nicht veröffentlicht.

Pregartner/Eligehausen (2001/3):

Pregartner T., Eligehausen R.: Versuche mit Kunststoffdübeln in gerissenem Beton- Einfluss Temperatur und Feuchtigkeit. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. AF01/09-G09003/02, 2001, nicht veröffentlicht.

Pregartner/Eligehausen (2001/4):

Pregartner T., Eligehausen R.: Versuche mit Kunststoffdübeln in gerissenem Beton- Auswertbericht. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. AF01/08-G09003/01, 2001, nicht veröffentlicht.

Pregartner/Eligehausen (2002/1):

Pregartner T., Eligehausen R.: Einfluss der Belastungsgeschwindigkeit und der Vorspannkraft auf die Herausziehlasten von Kunststoffdübeln in ungerissenem Beton. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. AF03/02-DIBt9/02, 2002, nicht veröffentlicht.

Pregartner/Eligehausen (2002/2):

Pregartner T., Eligehausen R.: Versuche mit Kunststoffdübeln in gerissenem Beton- Einfluss Temperatur und Feuchtigkeit- Nageldübel. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. 02/05-9/11, 2002, nicht veröffentlicht.

Pregartner/Eligehausen (2002/3):

Pregartner T., Eligehausen R.: Zeiteinfluss auf die Herausziehlasten von Kunststoffdübeln im ungerissenen Beton. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. 02/06-9/12, 2002, nicht veröffentlicht.

Pregartner/Eligehausen (2002/4):

Pregartner T., Eligehausen R.: Einfluss des Ein- und Überdrehens auf die Herausziehlasten des Dübels Typ 4. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. 02/02-9/9, 2002, nicht veröffentlicht.

Pregartner/Eligehausen (2002/5):

Pregartner T., Eligehausen R.: Drehmomentversuche mit Kunststoffdübeln in Beton und Mauersteinen- Auswertebericht. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. 02/09-9/15, 2002, nicht veröffentlicht.

Pregartner/Eligehausen (2002/6):

Pregartner T., Eligehausen R.: Modifizierte Funktionsersatzprüfungen FEP II/III mit Kunststoffdübeln- Überprüfung der Machbarkeit. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. 02/04-9/10, 2002, nicht veröffentlicht.

Pregartner/Eligehausen (2002/7):

Pregartner T., Eligehausen R.: Modifizierte Funktionsersatzprüfungen FEP II/III mit Kunststoffdübeln- Versuchsbericht. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. 02/07-9/13, 2002, nicht veröffentlicht.

Pregartner/Eligehausen (2002/8):

Pregartner T., Eligehausen R.: Modifizierte Funktionsersatzprüfungen FEP II/III mit Kunststoffdübeln- Auswertebericht. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. 02/08-9/14, 2002, nicht veröffentlicht.

Pregartner/Eligehausen (2002/9):

Pregartner T., Eligehausen R.: Zusammenfassung aller Versuchsergebnisse zum Tragverhalten von Kunststoffdübeln in Beton unter zentrischer Zugbelastung. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. E02/06-G09000/05, 2002, nicht veröffentlicht.

Pregartner/Eligehausen (2002/10):

Pregartner T., Eligehausen R.: Vereinfachte Funktionsersatzprüfungen FEP II mit Kunststoffdübeln im ungerissenen Beton zur Bestimmung des Reibkoeffizienten. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. 02/10-9/16, 2002, nicht veröffentlicht.

Pregartner/Eligehausen (2002/11):

Pregartner T., Eligehausen R.: Kriechversuche mit Kunststoffdübeln im ungerissenen Beton. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. 03/05-9/23, 2002, nicht veröffentlicht.

Pregartner/Eligehausen (2002/12):

Pregartner T., Eligehausen R.: Modellversuche zur Versagensart von Kunststoffdübeln in ungerissenem Beton. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. 03/05-9/24, 2002, nicht veröffentlicht.

Pregartner/Eligehausen (2002/13):

Pregartner T., Eligehausen R.: Versuche mit Dübelgruppen aus Kunststoffdübeln im ungerissenen Beton. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. 02/28-9/22, 2002, nicht veröffentlicht.

Pregartner/Eligehausen (2002/14):

Pregartner T., Eligehausen R.: Querlastversuche mit Kunststoffdübeln in ungerissenem Beton. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. 02/29-6/29, 2002, nicht veröffentlicht.

Pregartner/Eligehausen/Fuchs (2000/1):

Pregartner T., Eligehausen R., Fuchs W.: Kunststoffdübel in gerissenem Beton- Schraubdübel. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. 00/8-11/5, 2000, nicht veröffentlicht.

Pregartner/Eligehausen/Fuchs (2000/2):

Pregartner T., Eligehausen R., Fuchs W.: Kunststoffdübel in gerissenem Beton- Nageldübel. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. 00/9-11/6, 2000, nicht veröffentlicht.

Pregartner/Eligehausen/Fuchs (2000/3):

Pregartner T., Eligehausen R., Fuchs W.: Kunststoffdübel in gerissenem Beton- Einfluss der Zeit auf die Herausziehlasten. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. 00/35-9/2, 2000, nicht veröffentlicht.

Pregartner/Eligehausen/Ožbolt (2002/1):

Pregartner T., Eligehausen R., Ožbolt J.: Einfluss des Dübeltyps der Rissbreite und der Kunststoffdehnung auf den Spaltkraftverlauf von Kunststoffdübeln in gerissenem Beton- Finite Element Studie. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. E02/02-G09000/02, 2002, nicht veröffentlicht.

Pregartner/Eligehausen/Ožbolt (2002/2):

Pregartner T., Eligehausen R., Ožbolt J.: Einfluss der Rippengeometrie auf den Spaltkraftverlauf von Kunststoffdübeln in gerissenem Beton- Finite Element Studie. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. E02/01-G09000/01, 2002, nicht veröffentlicht.

Pregartner/Eligehausen/Ožbolt (2002/3):

Pregartner T., Eligehausen R., Ožbolt J.: Einfluss von Bohrereckmaß, Dübeldurchmesser, Feuchtigkeit, bewegten Rissen und Belastungsgeschichte auf den Spaltkraftverlauf von Kunststoffdübeln in gerissenem Beton- Finite Element Studie. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. E02/04-G09000/03, 2002, nicht veröffentlicht.

Pregartner/Eligehausen/Ožbolt (2002/4):

Pregartner T., Eligehausen R., Ožbolt J.: Einfluss der Kontaktfläche und der Kunststoffdehnung auf den Spaltkraftverlauf von Kunststoffdübeln in gerissenem Beton- Finite Element Studie. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. E02/05-G09000/04, 2002, nicht veröffentlicht.

Rehm/Eligehausen/Mallée (1988):

Rehm G., Eligehausen R., Mallée R.: Befestigungstechnik. Betonkalender 1988, Teil II, Verlag Ernst & Sohn, Berlin, S. 597-715, 1988.

Rehm/Roeder (1981):

Rehm G., Roeder K.: Tragverhalten von Kunststoffdübeln. Forschungsvorhaben des Bundesministeriums für Raumordnung, Bauwesen und Städtebau, B II 5-800177-15, Forschungs- und Materialprüfanstalt Baden-Württemberg, Otto-Graf-Institut, 1981.

Reinhardt (1994):

Reinhardt H.-W.: Laudatio durch die Fakultät Bauingenieur- und Vermessungswesen. Reden beim Symposium aus Anlass der Verleihung der Ehrendoktorwürde an Senator E.h.Prof.Dr.phil.h.c. Artur Fischer durch die Universität Stuttgart, Reden und Aufsätze 49, Herausgeber Rektorat Universität Stuttgart, S. 49-58, 1994.

Retting (1991):

Retting W.: Mechanik der Kunststoffe. Carl Hanser Verlag, München, Wien, 1991.

Roeder (1984):

Roeder K.: Tragverhalten von Kunststoffdübeln. Kunststoffe im Bau, Heft 1, S. 15- 18, 1984.

Sachs (1968):

Sachs L.: Statistische Auswertungsmethoden. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New-York, 1968.

Sarabi (1984):

Sarabi B.: Das Anstrengungsverhalten von Polymerwerkstoffen infolge ein- und zweiachsigen Kriechens- Ermittlung von Langzeitbemessungskennwerten. Dissertation, Institut für Werkstofftechnik, Universität-Gesamthochschule Kassel, 1984.

Sawade (1983):

Sawade G.: Einfluss des Bohrverfahrens auf das Tragverhalten von Befestigungselementen. Institut für Werkstoffe im Bauwesen, Universität Stuttgart, Bericht Nr. 8/1-83/14, 1983, nicht veröffentlicht.

Schmachtenberg (1987):

Schmachtenberg E.: Die mechanischen Eigenschaften nichtlinear viskoelastischer Werkstoffe. Dissertation, Institut für Kunststoffverarbeitung, Universität RWTH Aachen, 1987.

Schneider (1994):

Schneider K.: Bautabellen für Ingenieure. Werner- Verlag, Düsseldorf, 11. Auflage, 1994.

Schöche (1997):

Schöche N.: Wärmespannungen in Bauteilen aus Thermoplasten. Dissertation, Fachbereich 12- Maschinenwesen, Universität- Gesamthochschule Essen, 1997.

Schwarzl (1990):

Schwarzl F. R.: Polymer-Mechanik- Struktur und mechanisches Verhalten von Polymeren. Springer Verlag, 1998.

Teves/ Ehrenstein (1983):

Teves D., Ehrenstein G.: Untersuchungen zum Langzeitverhalten von Dübeln aus Thermoplasten unter Last. Forschungsbericht F1920, Schriftenreihe des Bundesministers für Raumordnung, Bauwesen und Städtebau, 1983.

Tome (2000):

Tome A.: Vorspannkraftrelaxation von Kunststoff-Direktverschraubungen. Dissertation, Lehrstuhl für Kunststofftechnik, Universität Erlangen- Nürnberg, 2000.

Tome et al. (2000):

Tome A., Stampfer, Ehrenstein G., Dratschmidt F.: Kriechverhalten von Kunststoffdübeln- Mathematische Beschreibung und Extrapolation. Aufsatz verteilt bei der Sitzung am 7.02.00 zur Vorbereitung der ETAG „Plastic Anchors“, Entwurf, bisher nicht veröffentlicht, 2000.

Tome/Ehrenstein (2000):

Tome A., Ehrenstein G.: Bewitterung von Kunststoffen für Befestigungsmittel im Bauwesen. Lehrstuhl für Kunststofftechnik, Universität Erlangen-Nürnberg, Auszug aus verschiedenen Prüfberichten als Diskussionsgrundlage für die ETAG „Plastic Anchors“, verteilt auf der Sitzung am 7.02.00, 2000, nicht veröffentlicht.

Tschositsch (1989):

Tschositsch J.: Sicheres Befestigen mit Kunststoffdübeln. Institut für Bauen mit Kunststoffen (IBK), Darmstadt, Tagungsband zur IBK-Baufachtagung BmK1/89, Baukonstruktion, 1989.

Unterweger/Bergmeister (1999):

Unterweger R., Bergmeister K.: Experimentelle und numerische Untersuchungen von Injektionsankern- Bohrverfahren, Haftspannungen, Materialmodell. Beton- und Stahlbetonbau 94, Heft 12, S. 524-536, 1999.

Wagner-Grey (1976):

Wagner-Grey U.: Experimentelle und theoretische Untersuchungen zum Tragverhalten von Spreizdübeln in Beton. Dissertation, Fachbereich für Bauingenieur- und Vermessungswesen, Technische Universität München, 1976.

Walthelm (1987):

Walthelm U.: Schäden an Kunststoffdübeln- Über Ergebnisse von Ausziehversuchen an Kunststoffdübeln. Bautechnik, Heft 3, S. 102-103, 1987.

Wanders (1999):

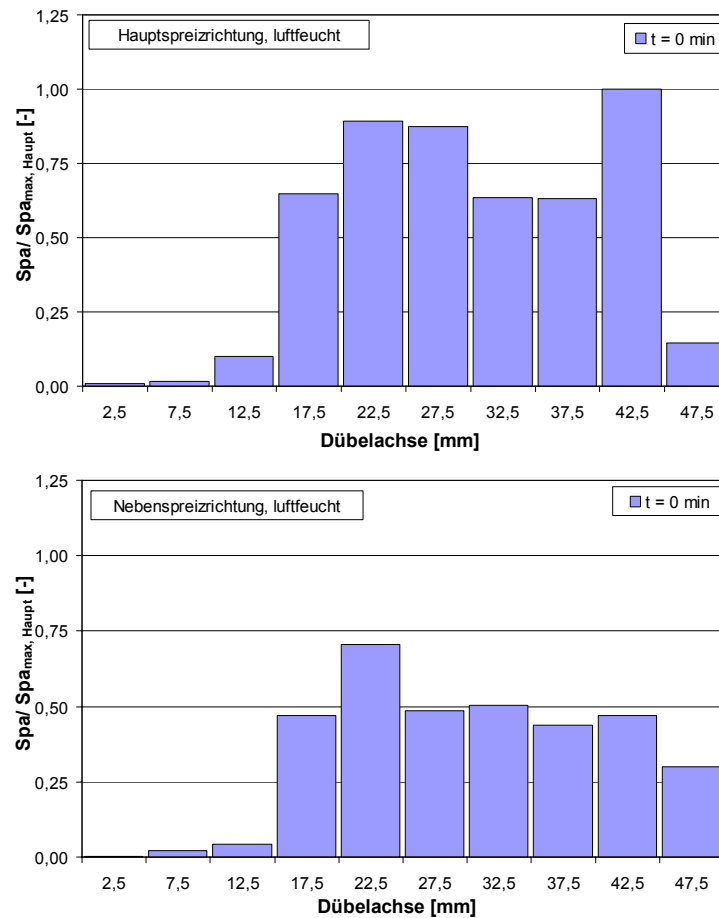
Wanders M.: Beitrag zur Entwicklung eines Modells zur Beschreibung des mechanischen Verhaltens nichtlinear viskoelastischer Werkstoffe unter mehrachsiger Beanspruchung. Dissertation, Fachbereich 12- Maschinenwesen, Universität-Gesamthochschule Essen, 1999.

Anhang A: Ergebnisse der FE-Simulationen

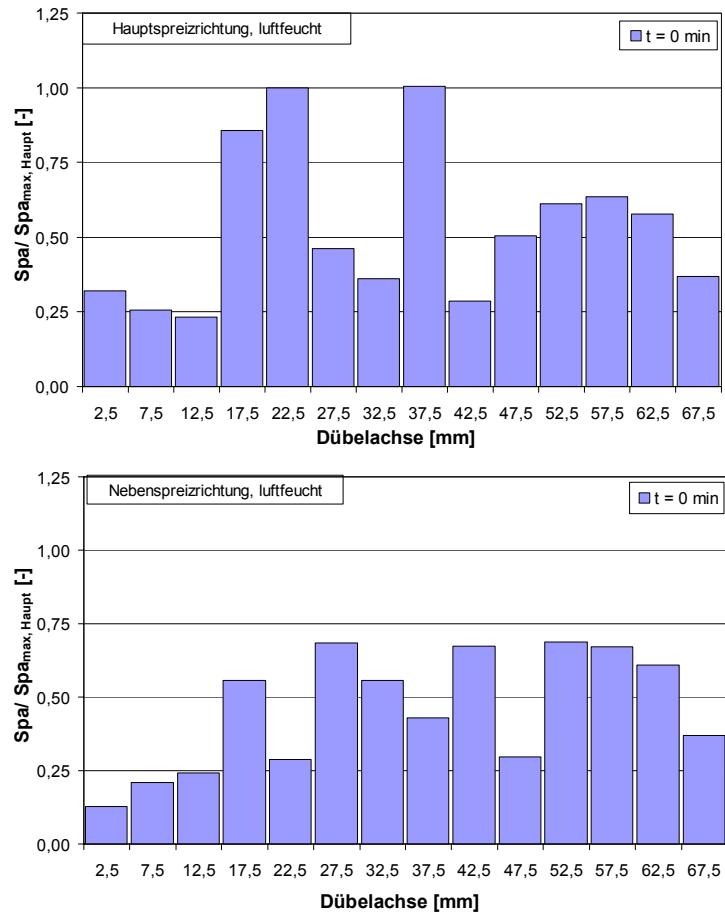
Modell	d _{cut} [mm]	ε _{radial} [%]	C _{abs,1/4} [mm ²]	w [mm]	Materialmodell (E-Modul)		Spaltkraft Spa _{RÖ}		Spaltkraft Spa ₁₂₀₀		
					Verspreizen [N/mm ²]	Rissöffnung [N/mm ²]	Haupt [kN]	Neben [kN]	Haupt [kN]	Neben [kN]	
Typ 4	10,30	9,40	20,96	0,2	700	1200	0,46	0,39	0,10	0,15	
							0,63	0,54	0,19	0,27	
				56,43	0,4	700	1200	0,78	0,66	0,46	0,46
				9,40				0,46	0,39	0,09	0,11
		18,81	18,81	20,96	0,4	700	1200	0,63	0,54	0,11	0,17
		28,10						0,71	0,60	0,13	0,22
		37,62						0,75	0,64	0,16	0,26
		56,43						0,78	0,66	0,24	0,32
Variation 4	10,30	10,00	15,02	0,2	700	1200	0,33	0,31	0,06	0,12	
							0,54	0,45	0,25	0,27	
		10,00	15,02	0,4	700	1200	0,33	0,31	0,05	0,09	
		30,00					0,54	0,45	0,09	0,16	
Variation 5	10,30	10,00	22,54	0,2	700	1200	0,51	0,43	0,11	0,16	
				0,4	700	1200	0,51	0,43	0,09	0,11	
Variation 2	10,30	18,81	37,56	0,4	700	1200	0,80	0,69	0,14	0,22	
Variation 3							0,70	0,69	0,13	0,23	
Variation 7							0,71	0,61	0,12	0,19	
Variation 5							0,62	0,54	0,10	0,16	
Variation 4							0,45	0,38	0,08	0,11	
Variation 6							0,63	0,55	0,10	0,16	
Variation 8							0,36	0,30	0,05	0,08	
Typ 1							10,30	36,90	14,38	0,1	700
0,2	0,46	0,34	0,25	0,27							
0,4	0,46	0,34	0,15	0,24							
0,6	0,46	0,34	0,15	0,24							
Typ 2	10,30	33,20	20,55	0,1	700	1200	0,49	0,42	0,38	0,35	
				0,2			0,49	0,42	0,30	0,30	
				0,4			0,49	0,42	0,18	0,23	
				0,6			0,49	0,42	0,09	0,18	
				11,08			20,55	0,2	700	1200	0,33
Typ 4 (Kontaktschicht)	10,30	18,81	20,96	0,1	700	1200	0,72	0,55	0,45	0,39	
				0,2			0,68	0,56	0,23	0,28	
				0,4			0,68	0,56	0,10	0,16	
				0,6			0,68	0,56	0,09	0,12	
Typ 2 (RÖ Nebenrichtung)	10,30	33,20	20,55	0,2	700	1200	0,49	0,42	0,37	0,27	
				0,4			0,49	0,42	0,30	0,18	
Typ 15	8,30	22,73	20,91	0,1	1200	1200	0,80	0,56	0,60	0,48	
				0,2			0,80	0,56	0,50	0,43	
				0,4			0,80	0,56	0,44	0,40	
				0,6			0,80	0,56	0,44	0,40	
				0,2			700	1200	0,52	0,36	0,21
Typ 2	14,30	33,20	28,55	0,2	700	1200	0,70	0,64	0,50	0,49	
				0,4			0,70	0,64	0,36	0,39	
Typ 2	8,30	33,20	16,56	0,2	700	1200	0,36	0,33	0,19	0,22	
				0,4			0,36	0,33	0,09	0,15	
Typ 2	14,30	11,08	28,55	0,2	700	1200	0,47	0,47	0,21	0,27	
				0,2			0,25	0,24	0,05	0,11	
Typ 2	10,50	30,24	20,55	0,2	700	1200	0,54	0,34	0,31	0,24	
				0,4			0,54	0,34	0,16	0,17	
				0,2			700	1200	0,45	0,41	0,28
Typ 2	10,00	37,72	20,55	0,2	700	1200	0,45	0,41	0,17	0,23	
				0,4			0,45	0,41	0,17	0,23	
Typ 2	10,50	8,08	20,55	0,2	700	1200	0,31	0,23	0,06	0,11	
							10,00	15,57	0,36	0,35	0,14
Typ 2	10,30	9,04	20,53	0,2	700	1200	0,29	0,28	0,07	0,13	
							15,51	20,61	0,35	0,33	0,14
Typ 2	10,30	9,04	20,53	0,2	800	3000	0,45	0,44	0,11	0,18	
					550	650	0,28	0,26	0,15	0,18	
					700	3000	0,62	0,61	0,18	0,31	
					420	620	0,20	0,19	0,07	0,10	
Typ 2 (t= 1h)	10,30	33,20	20,55	0,2	700	1200	0,44	0,37	0,27	0,28	
Typ 2 (ÖS Riss)	10,30	33,20	20,55	0,2	700	1200	0,49	0,42	0,29	0,30	

Anhang A 1 Zusammenfassende Tabelle der Ergebnisse der FE-Simulationen nach Abschnitt 4.2.4; Summe n= 62 Simulationen, aus Pregartner/Eligehausen/Ožbolt (2002/1), Pregartner/Eligehausen/Ožbolt (2002/2), Pregartner/Eligehausen/Ožbolt (2002/3) und Pregartner/Eligehausen/Ožbolt (2002/4).

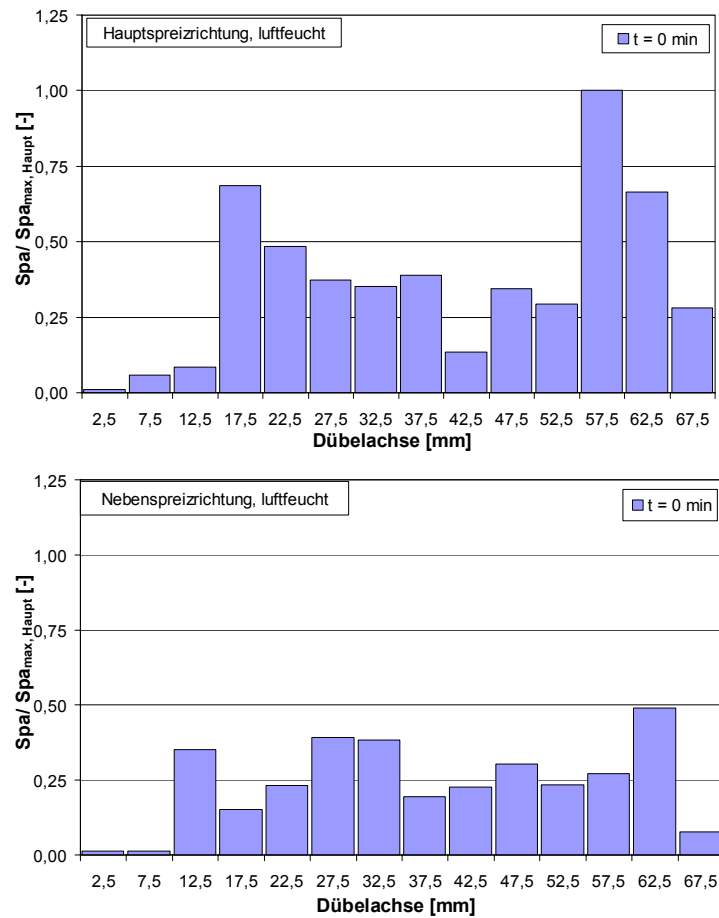
Anhang B: Ergebnisse der Spaltkraftmessungen



Anhang B 1 Bezogene Spaltkraftverteilung entlang der Dübelachse, Dübel mit Durchmesser 10 mm und Sollverankerungstiefe 50 mm, Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Montage mit dem Drehmomentschlüssel, Messung in Haupt- und Nebenspreisrichtung.



Anhang B 2 Bezogene Spaltkraftverteilung entlang der Dübelachse, Dübel mit Durchmesser 10 mm und Sollverankerungstiefe 70 mm, Konditionierung luffeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Montage mit dem Drehmomentschlüssel, Messung in Haupt- und Nebenspreizrichtung.



Anhang B 3 Bezogene Spalkraftverteilung entlang der Dübelachse, Dübel mit Durchmesser 10 mm und Sollverankerungstiefe 70 mm, Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Montage mit dem Drehmomentschlüssel, Messung in Haupt- und Nebenspreisrichtung.

Dübel Typ	n	d _{nom}	h _{ef}	Spreiz- richtung	w	f	T	Montage- art	Spa _{max,m}	Spa _{300,m}	Spa _{Neben/ Spa_{Haupt}}	Spa _{600,m}
	[-]	[mm]	[mm]		[mm]	[%]	[°C]		[kN]	[kN]	[-]	[kN]
1	6	10	70	HSR	0,0	2,3	20	Hand	7,32	5,02		4,98
	6			NSR	0,0	2,3	20	Hand	6,27	3,60	0,72	
	6			HSR	0,0	2,3	20	Schrauber	9,02	4,14		
	6			HSR	0,0	0,0	20	Hand	12,00	7,32		
	6			HSR	0,0	8,0	20	Hand	5,65	4,06		
2	6	10	50	HSR	0,0	2,6	20	Hand	4,57	3,19		3,13
	6			NSR	0,0	2,6	20	Hand	3,18	2,06	0,65	
	6			HSR	0,0	2,6	20	Schrauber	4,67	2,19		
	6			HSR	0,0	0,0	20	Hand	7,29	4,44		
	6			HSR	0,0	7,8	20	Hand	3,27	2,20		
4	6	10	70	HSR	0,0	2,3	20	Hand	8,93	5,97		5,86
	6			NSR	0,0	2,3	20	Hand	8,25	5,40	0,90	
	6			HSR	0,0	2,3	20	Schrauber	10,44	4,33		
	6			HSR	0,0	0,0	20	Hand	14,76	8,10		
	6			HSR	0,0	7,6	20	Hand	5,53	3,17		
5	6	10	70	HSR	0,0	2,3	20	Hand	9,21	7,02		6,98
	6			NSR	0,0	2,3	20	Hand	5,96	3,71	0,53	
	6			HSR	0,0	2,3	20	Schrauber	7,98	4,31		
	6			HSR	0,0	0,0	20	Hand	13,11	8,58		
	6			HSR	0,0	8,2	20	Hand	5,44	3,75		

Anhang B 4 Zusammenfassende Tabelle der Spaltkraftmessungen in Stahlplatten nach Abschnitt 5.2 und Abschnitt 5.3; Summe n= 120 Versuche.

Dübel Typ	n	d _{nom}	h _{ef}	Spreiz- richtung	w	f	T	Δt	Montage- art	Spa _{max,m}	Spa _{300,m}	v	Spa bei N _{max}	N _{max}	μ _m	v
	[-]	[mm]	[mm]		[mm]	[%]	[°C]	[h]		[kN]	[kN]	[%]	[kN]	[kN]	[-]	[%]
1	5	10	70	HSR	0,0	2,8	20	0,1	Schrauber	9,05	6,15	13,5	6,67	9,79	0,57	11,8
1 (Stahl)	5				0,0	2,8	20	0,1	Schrauber	6,96	5,87	13,9	5,85	1,17	0,08	24,7
1	5	14	70	HSR	0,0	2,0	20	0,1	Schrauber	12,68	8,70	5,8	8,87	13,39	0,58	11,7
	5				0,0	2,0	20	16,8	Schrauber	13,82	10,03	9,8	9,76	13,63	0,54	11,6
	5				0,0	1,9	20	92,0	Schrauber	14,45	9,92	6,5	9,30	13,84	0,58	5,8
	5				0,0	1,9	20	1366,0	Schrauber	14,91	10,54	16,8	9,51	16,48	0,68	12,4
	5				0,0	0,0	20	0,1	Schrauber	15,24	11,78	9,1	11,99	16,83	0,54	6,6
	5				0,0	7,7	20	0,1	Schrauber	10,06	7,44	4,8	8,15	11,65	0,56	10,5
	5				0,0	9,2	20	0,1	Schrauber	6,36	4,79	17,4	6,28	9,59	0,52	11,5
4	5	10	70	HSR	0,0	2,6	20	0,1	Schrauber	9,77	7,62	9,7	8,22	10,23	0,42	10,0
5	0,0				2,6	20	16,0	Schrauber	8,84	6,42	5,6	6,66	9,81	0,50	12,1	
5	0,0				2,6	20	95,0	Schrauber	9,25	6,51	19,1	7,18	10,47	0,51	29,0	
5	0,0				2,6	20	506,0	Schrauber	9,34	6,74	18,7	6,43	10,11	0,54	17,6	
5	0,0				2,6	20	1512,0	Schrauber	8,73	6,28	6,7	5,64	9,75	0,58	7,4	
5	0,0				0,0	20	0,1	Schrauber	11,76	8,88	7,2	9,12	11,10	0,41	5,7	
5	0,0				9,2	20	0,1	Schrauber	6,36	4,79	17,4	6,28	9,59	0,52	11,5	
5	5	10	70	HSR	0,0	2,9	20	0,1	Schrauber	6,64	4,74	8,7	5,88	8,34	0,65	17,1
A (14%)	4	10	28	HSR	0,0	2,9	20	0,1	Schrauber	3,34	2,29	27,0	2,61	2,12	0,29	15,0
A (33%)	5	10	28	HSR	0,0	2,9	20	0,1	Schrauber	4,32	2,26	29,7	2,45	2,46	0,37	23,7

Anhang B 5 Zusammenfassende Tabelle der Spaltkraftmessungen in Stahlrahmen nach Abschnitt 5.4; Summe n= 90 Versuche.

Dübel Typ	n	d _{nom}	h _{ef}	Spreiz- richtung	w	f	T	Δt	Montage- art	Spa _{max,m}	Spa _{600,m}	v	Spa _{min,m}	Spa _{1200,m}	Spa bei N _{max}	N _{max}	μ _m	v
	[-]	[mm]	[mm]		[mm]	[%]	[°C]	[h]		[kN]	[kN]	[%]	[kN]	[kN]	[kN]	[kN]	[-]	[%]
1	5	10	70	HSR	0,0	3,7	20	0,3	Schrauber	8,57	3,92	14,4		3,89	5,55	9,77	0,62	6,3
	5				0,1	3,7	20	0,3	Schrauber	6,71	3,00	13,4	0,78	1,24	3,74	5,91	0,54	7,7
	5				0,1	0,3	20	0,3	Schrauber	10,80	4,89	13,4	1,06	1,47	5,20	6,79	0,45	6,2
	5				0,1	8,8	20	0,3	Schrauber	7,82	3,82	22,7	0,92	1,32	5,13	8,52	0,56	17,2
1	5	14	70	HSR	0,0	2,6	20	0,3	Schrauber	12,60	6,22	2,8		6,18	6,71	13,49	0,78	4,6
	5				0,1	2,6	20	0,3	Schrauber	12,93	7,11	14,2	3,21	4,29	6,26	12,63	0,70	15,0
	6				0,2	2,6	20	0,3	Schrauber	14,78	7,04	4,9	0,59	1,99	4,19	9,55	0,69	14,9
	5				0,2	2,2	20	0,3	Schrauber	11,70	6,28	10,9	0,73	2,06	5,22	8,63	0,50	12,1
	5				0,4	2,2	20	0,3	Schrauber	11,61	5,62	20,0	0,02	0,71	4,78	6,69	0,33	19,0
	5				0,1	0,1	20	0,3	Schrauber	16,01	8,05	15,8	3,09	3,81	7,34	12,44	0,58	16,9
	5				0,1	7,7	20	0,3	Schrauber	9,25	5,85	9,7	3,22	3,74	4,63	9,50	0,70	2,1
	5				0,2	0,0	20	0,3	Schrauber	15,56	8,11	13,7	1,04	1,97	5,87	9,39	0,48	8,5
	5				0,2	7,3	20	0,3	Schrauber	9,21	5,52	14,2	1,43	2,27	4,15	8,13	0,59	5,8
	5				0,2	10,0	20	0,3	Schrauber	6,72	3,56	9,7		3,52	5,32	8,20	0,53	10,2
4	4	10	70	HSR	0,1	3,5	20	0,3	Schrauber	9,36	4,53	32,5	1,55	2,13	5,02	8,93	0,61	8,1
	5				0,2	2,9	20	0,3	Schrauber	7,74	4,31	20,7	0,33	0,96	2,59	4,26	0,49	22,7
	5				0,2	0,0	20	0,3	Schrauber	12,12	6,87	18,9	0,57	1,14	3,89	4,40	0,32	9,5
	5				0,2	9,2	20	0,3	Schrauber	5,91	3,22	22,3	0,52	0,90	2,57	4,74	0,50	13,9
	5				0,2	2,9	50	0,3	Schrauber	7,52	3,92	19,4	0,55	0,86	2,47	5,11	0,57	7,5
	5				0,0	2,9	20	0,3	Schrauber	4,76	2,61	9,9		2,73	3,82	7,18	0,86	8,4
	5				0,1	3,5	20	0,3	Schrauber	7,60	3,72	16,4	0,73	1,37	2,19	5,02	0,78	9,5
5	5	10	70	HSR	0,2	2,4	20	0,3	Schrauber	6,91	3,35	17,5	0,11	0,70	2,34	3,58	0,44	10,7
	5				0,4	2,4	20	0,3	Schrauber	6,99	3,14	21,1	-0,19	0,06	1,42	2,54	0,44	22,2
	5				0,2	0,0	20	0,3	Schrauber	7,18	3,41	27,4	0,05	0,31	2,41	3,30	0,41	13,9
	5				0,2	10,0	20	0,3	Schrauber	5,30	2,78	9,2	0,05	0,41	1,58	3,14	0,58	13,7

Anhang B 6 Zusammenfassende Tabelle der Spaltkraftmessungen in der servo-hydraulischen Anlage nach Abschnitt 6.1; Summe n= 125 Versuche.

Anhang C: Ergebnisse der Ausziehversuche

Serie	Typ	d [mm]	h _{ef} [mm]	n	w [mm]	Spreiz- richtung	f [%]	Temp [°C]	d _{cut} [mm]	β _w [^N /mm ²]	T _m		N _{u,m}		Literatur			
											MW	V	MW	V				
											[Nm]	[%]	[kN]	[%]				
1/1	3	10	50	10	-	-	2,74lf	20	10,25	16	-	-	5,79	16,02	Pregartner/ Eligehausen (2002/9)			
2/1				3	-	-	2,56	20	10,43		-	-	5,80	23,31				
3/1				6	-	-	2,56	20	10,00		-	-	6,23	11,78				
4/1				3	-	-	tr	20	10,25		-	-	5,92	2,46				
4/2				8	-	-	8,8	20	10,25		-	-	6,73	16,53				
5/1				8	-	-	2,4	60	10,25		-	-	6,50	13,04				
5/2				5	-	-	2,5	-10	10,25		-	-	7,19	2,84				
8/1				6	-	-	2,74	20	10,25		47,8	-	-	6,24		16,65		
VR1	2	10	50	5	-	-	lf	20	10,29	29,6	4,80	5,71	5,32	6,27	Pregartner/ Eligehausen (2002/9)			
VR1				10	-	-		20	10,50	29,6	5,20	8,11	4,54	12,55				
VR1				5	-	-		20	10,50	33,8	7,80	5,73	4,66	8,11				
VR1				5	-	-		20	10,50	40,7	7,70	5,81	5,24	3,96				
VR3				10	-	-		80	10,26	29,6	4,15	9,92	3,17	12,96				
VR3				5	-	-		80	10,50	29,6	-	-	3,28	3,84				
V1.1	3	14	70	5	-	-	lf	20	14,00	31,7	-	-	10,26	15,06	Pregartner/ Eligehausen (2002/9)			
V1.2				5	-	-	lf		14,40		-	-	6,32	9,72				
V1.3				5	-	-	n		14,40		-	-	5,94	9,93				
1.1.-B	11	8	50	10	-	-	2,50	20	8,35	31	-	-	6,00	7,01	Pregartner/ Eligehausen (2002/9)			
1.2.-B				5	-	-	2,50		8,34		-	-	4,80	12,38				
1.3.-a				10	-	-	0,00		8,34		-	-	6,94	6,24				
1.3.-b				10	-	-	2,5 ?		8,34		-	-	4,37	8,48				
1.4.-b				10	-	-	2,50	9,25	-		-	1,76	9,45					
1.4.-b				10	-	-	2,50	8,00	20		-	-	8,66	11,18				
1.5.-a				10	-	-	0,00	40	8,34		33	-	-	6,77		6,44		
1.5.-b				10	-	-	0,00	80	8,34		33	-	-	5,00		12,48		
Zeit	5	10	70	3	-	-	lf	20	-	-	-	-	13,07	3,5	Pregartner/ Eligehausen (2002/9)			
Zeit				3	-	-	lf		-		-	13,43	6,3					
Zeit				3	-	-	lf		-		-	13,77	11,6					
Zeit				3	-	-	lf		-		-	14,30	4,9					
1/B/1	5	10	70	10	-	-	lf	20	10,35	26,6	-	-	10,67	4,59	Pregartner/ Eligehausen (2002/9)			
Fischer/zZ				5	-	-	2,71	20	10,35	34,4	9,28	5,02	15,50	10,26				
2//Bm/1.1				6	-	-	lf	20	10,00	26,6	-	-	14,68	9,00				
2/BN/1.2				5	-	-	lf	20	10,45	26,6	-	-	11,24	4,87				
2/BM/1.3				5	-	-	lf	20	11,00	26,6	-	-	8,10	6,53				
3/Bn/1.2				5	-	-	n	20	10,35	26,6	-	-	8,76	13,06				
3/Bt/1.2				10	-	-	t	20	10,35	26,6	-	-	13,31	9,40				
4/B40/1.1				5	-	-	lf	40	10,35	28,5	-	-	10,83	5,06				
4/B80/1.2	5	-	-	lf	80	10,35	28,5	-	-	7,34	25,96							
N1/BZ/1	5	10	70	10	-	-	2,3	20	10,35	36,9	-	-	15,03	6,73	Pregartner/ Eligehausen (2002/9)			
7A	1	10	70	10	-	-	2,5	23	10,30	28,0	-	-	16,15	8,2				
7B				15	-	-		23			-	-	14,70	12,8				
8A				5	-	-		60			-	-	8,89	4,7				
8B				5	-	-		60			-	-	10,11	5,5				
9A				5	-	-		80			-	-	6,20	3,0				
9B				5	-	-		80			-	-	8,08	13,6				
16				13	8	50		10			-	-	lf	20		8,35	25,0	-
22	5	-	-				0,2	20	8,35	-	-	2,53	6,6					
23	5	-	-				5,2	20	8,35	-	-	2,43	9,3					
24	5	-	-				lf	20	8,00	-	-	2,79	7,4					
25	10	-	-				lf	20	8,45	-	-	2,22	12,8					
26	5	-	-				lf	20	9,00	-	-	1,33	17,6					
26a	5	-	-				lf	20	9,45	-	-	0,49	29,9					
28	5	-	-				lf	-20	8,35	-	-	1,62	5,2					
28	5	-	-				lf	0	8,35	-	-	2,27	13,9					
28	5	-	-				lf	40	8,35	-	-	2,57	10,1					
28	5	-	-				lf	60	8,35	-	-	2,00	9,4					
28	5	-	-				lf	80	8,35	-	-	2,05	4,7					
30	10	-	-				lf	20	8,35	-	-	2,47	12,2					
30	10	-	-				lf	20	8,35	-	-	2,73	11,1					
30	10	-	-				lf	20	8,35	-	-	2,96	11,6					
3	4	10	70				10	-	-	2,40	23	10,35	25,0	-	-	17,33		Pregartner/ Eligehausen (2002/9)
6							5	-	-		23	10,00		-	-	16,01		
6				5	-	-	23	10,50	-		-	16,98						
6				5	-	-	23	11,00	-		-	4,90						
7				5	-	-	40	10,35	-		-	17,08						
7				5	-	-	80	10,35	-		-	15,16						
10				50	10	-	-	23	10,35		-	-		9,06				

Anhang C 1 Zusammenfassende Tabelle der Ausziehversuche nach Abschnitt 5.6 und 6.2.; n = 444

Serie	Typ	d [mm]	h _{ef} [mm]	n	w [mm]	Spreiz- richtung	f [%]	Temp [°C]	d _{cut} [mm]	β _w [^N /mm ²]	T _m		N _{u,m}		Literatur				
											MW	V	MW	V					
											[Nm]	[%]	[kN]	[%]					
1.1	10	8	50	10	-	-	lf	20	8,35	31,4	-	-	8,26	10,91	Pregartner/ Eligehausen (2002/9)				
2.1				5	-	-	lf	20	8,00	29,7	-	-	11,11	1,74					
2.2				5	-	-	lf	20	8,45	29,7	-	-	7,13	16,07					
2.3				5	-	-	lf	20	8,90	29,7	-	-	3,38	15,76					
3.1				5	-	-	n	20	8,45	29,7	-	-	8,62	20,71					
3.2				5	-	-	tr	20	8,45	29,7	-	-	6,88	1,38					
4.1				5	-	-	lf	40	8,45	34,6	-	-	7,10	23,25					
4.2				5	-	-	lf	80	8,45	34,6	-	-	5,71	17,36					
Zeit				5	8	70	5	-	-	lf	20	m	niederfest	-		-	9,15	6,6	Pregartner/ Eligehausen (2002/9)
Zeit	5	-	-				lf	m	niederfest	-		-	9,45	5,5					
Zeit	5	-	-				lf	m	niederfest	-		-	9,52	6,2					
Zeit	5	-	-				lf	m	niederfest	-		-	9,74	4,8					
10	1	10	50	5	-	-	2,40	23	10,35	27,0	-	-	7,27	3,9	Pregartner/ Eligehausen (2002/9)				
16				5	-	-	2,40	23	10,00	27,0	-	-	7,98	8,1					
17				5	-	-	2,40	23	10,50	27,0	-	-	4,78	8,5					
17				5	-	-	2,40	23	11,00	27,0	-	-	3,03	7,0					
18				5	-	-	0,00	23	10,35	27,0	-	-	8,05	3,1					
18				5	-	-	8,00	23	10,35	27,0	-	-	6,45	6,8					
18				5	-	-	2,40	40	10,35	27,0	-	-	5,87	3,2					
18				5	-	-	2,40	80	10,35	27,0	-	-	4,92	3,4					
10				35	-	-	2,00	22	10,35	31,2	-	-	8,21	9,4					
1.1.	5	10	50	10	-	-	2,4	20	10,32	33	-	-	10,43	5,63	Pregartner/ Eligehausen (2002/9)				
2.1.				5	-	-			10,00		-	-	19,78	4,55					
2.2.				5	-	-			10,50		-	-	8,00	7,21					
2.3.				5	-	-			11,00		-	-	4,68	6,17					
1.1.	5	8	70	10	-	-	lf	20	8,27	18,6	-	-	9,00	18,19	Pregartner/ Eligehausen (2002/9)				
2.1.				5	-	-	lf	20	7,97	18,6	-	-	11,90	1,45					
2.2.				5	-	-	lf	20	8,49	18,6	-	-	5,85	17,60					
2.3.				5	-	-	lf	20	9,0	18,6	-	-	4,50	13,45					
3.1.				5	-	-	t	20	8,45	18,6	-	-	9,29	3,00					
3.2.				5	-	-	n	20	8,45	18,6	-	-	5,39	5,91					
4.1.				5	-	-	lf	50	8,45	29,91	-	-	4,98	2,84					
4.2.				5	-	-	lf	80	8,45	29,91	-	-	4,08	4,05					
Fischer/zZ/1				10	-	-	lf	20	8,25	25,3	8,42	7,19	10,58	6,66					
-	5	10	70	10	-	-	2,4	20	10,28	25,3	-	-	8,62	5,54	Pregartner/ Eligehausen (2002/9)				
-				5	0,2	s					-	-	3,64	15,23					
-				5	0,2	p					-	-	4,36	13,76					
-				5	0,3	s					-	-	3,39	7,30					
-				5	0,3	s					-	-	3,17	17,10					
Z2.1/B	5	14	70	5	-	-	2,3	20	14,32	28,1	17,60	25,91	22,9	5,88	Pregartner/ Eligehausen (2002/9)				
R1.1/G				5	-	-	2,5	20	14,35	39,3	26,58	7,33	24,50	8,76					
E1.2/R				5	-	-	2,53	20	14,35	28,1	-	-	26,20	12,79					
E1.1/K				5	-	-	2,53	20	14,11	28,1	-	-	27,03	8,46					
E1.1/G				5	-	-	2,53	20	14,54	28,1	-	-	17,96	12,08					
N1.1/G				10	-	-	2,3	20	14,50	39,3	23,82	12,66	22,53	10,88					
E1.3/T				5	-	-	0,0	20	14,35	28,1	-	-	23,07	4,58					
E1.3/N				5	-	-	9,3	20	14,35	28,1	-	-	21,58	10,84					
E1.5/N				5	-	-	2,7	0	14,35	33,3	23,90	10,20	19,83	8,50					
E1.5/F				5	-	-	2,53	40	14,28	33,3	19,24	13,45	17,97	7,99					
E1.5/A				5	-	-	2,7	80	14,35	33,3	26,34	4,46	12,44	6,31					
E1.7/K				5	0,2	s	2,3	20	14,32	33,9	18,20	2,46	14,45	5,86					
E1.7/K				5	0,2	p	2,3	20	14,32	33,9	18,40	8,24	14,62	10,24					
E1.7/G				5	0,4	s	2,3	20	14,31	33,9	18,80	4,45	8,08	13,17					
E1.7/G				8	0,4	p	2,3	20	14,31	33,9	19,50	7,75	8,68	23,98					
Fischer/zZ				5	8	70	10	-	-	lf	20	8,25	25,3	-		-	10,65	6,56	Pregartner/ Eligehausen/ Fuchs (2000/1)
Fischer//0,2							5	0,2	s			8,25		-		-	5,13	16,21	
Fischer//0,2	5	0,2	p				8,25	-	-			5,26		6,50					
Fischer//0,3	5	0,3	s				8,26	-	-			3,86		14,23					
Fischer//0,3	5	0,3	p				8,26	-	-			4,82		16,71					
U/R/f	5	10	70	5	-	-	2,45	20	10,30	35,3	-	-	18,01	8,22	Pregartner/ Eligehausen/ Fuchs (2000/1)				
Fischer/zZ				5	-	-	2,71		10,35	34,4	-	-	15,50	10,26					
G/k/f				8	0,2	s	2,45		10,29	26,6	-	-	5,41	22,32					
Fischer//0,2				3	0,2	s	2,71		10,37	24,0	-	-	7,55	18,88					
A/G2				5	0,2	p	1,85		10,29	30,6	-	-	6,52	18,81					
Fischer//0,2				3	0,2	p	2,71		10,37	24,0	-	-	8,90	3,51					
AZ/G2				5	0,2	s	1,85		10,29	28,0	-	-	11,77	10,32					
G/m/f				5	0,3	s	2,45		10,30	26,6	-	-	4,54	22,11					
G/S/f				5	0,3	p	2,45		10,27	33,9	-	-	9,27	18,89					
G/N/f				5	0,3	s	9,16		10,26	33,9	-	-	8,18	21,13					

Anhang C 2 Zusammenfassende Tabelle der Ausziehversuche nach Abschnitt 5.6 und 6.2; n= 410.

Serie	Typ	d [mm]	h _{ef} [mm]	n	w [mm]	Spreiz- richtung	f [%]	Temp [°C]	d _{cut} [mm]	β _w [^N / _{mm} ²]	T _m		N _{u,m}		Literatur					
											MW	V	MW	V						
											[Nm]	[%]	[kN]	[%]						
G/g/f	5	10	70	5	0,4	s	2,45	20	10,26	27,4	-	-	4,84	20,17	Pregartner/ Eligehausen/ Fuchs (2000/1)					
A/GS4				3		s	1,85		10,26	30,6	-	-								
Fischer//0,4				3		s	2,71		10,35	34,4	-	-	4,67	20,95						
A/GP4				5		p	1,85		10,30	30,6	-	-	3,51	22,09						
Fischer//0,4				3		p	2,71		10,35	34,4	-	-	6,87	8,69						
U/R/e	4	10	70	5	-	-	2,60	20	10,30	35,3	-	-	19,93	9,66	Pregartner/ Eligehausen/ Fuchs (2000/1)					
Fischer/zZ				5	-	-	2,62		10,34	34,4	-	-	18,88	4,33						
G/k/e				5	0,2	s	2,60		10,25	27,4	-	-	6,81	7,13						
Fischer//0,2				3	0,2	s	2,62		10,34	34,4	-	-	13,03	21,32						
B/G2				5	0,2	p	1,82		10,29	30,6	-	-	7,73	14,70						
Fischer//0,2				3	0,2	p	2,62		10,34	34,4	-	-	16,43	6,16						
G/m/e				5	0,3	s	2,60		10,26	27,4	-	-	5,96	21,77						
G/S/e				5	0,3	p	2,60		10,27	23,3	-	-	7,11	18,08						
G/N/e				5	0,3	s	8,29		10,26	33,9	-	-	13,69	16,72						
G/g/e				5	0,4	s	2,60		10,26	27,4	-	-	4,76	7,26						
Fischer//0,4				3	0,4	s	2,62		10,34	34,4	-	-	12,00	27,50						
Fischer//0,4				5	0,4	s	lf		10,28	25,8	-	-	8,45	11,88						
fischer//0,4				5	0,4	s	1,82		10,27	29,3	-	-	4,34	17,38						
fischer//0,4				5	0,4	s	1,82		10,27	29,3	-	-	5,33	8,21						
B/GP4				5	0,4	p	1,82		10,30	30,6	-	-	5,68	20,01						
Fischer//0,4				3	0,4	p	2,62		10,34	34,4	-	-	14,23	8,14						
Fischer//0,4				5	0,4	p	lf		10,28	25,8	-	-	9,21	18,52						
U/R/h				1	10	70	8		-	-	2,06	20	10,28	35,3		-	-	13,59	13,64	Pregartner/ Eligehausen/ Fuchs (2000/1)
fischer/zZ							5		-	-	2,63		10,35	34,4		-	-	11,48	3,16	
CS/G2							5		0,2	s	1,66		10,29	30,6		-	-	8,26	11,80	
Fischer//0,2	3	0,2	s				2,63	10,37	24,0	-	-		5,35	4,28						
CP/G2	5	0,2	p				1,66	10,30	30,6	-	-		8,86	11,02						
Fischer//0,2	3	0,2	p				2,63	10,37	24,0	-	-		6,13	4,18						
CZ3/G2	5	0,2	s				1,66	10,29	28,0	-	-		10,07	10,69						
CZ/G2	5	0,2	s				1,66	10,29	30,6	-	-		11,43	13,40						
CZx/G2	5	0,2	s				1,66	10,29	28,0	-	-		11,32	12,19						
C/GS4	5	0,4	s				1,66	10,30	30,6	-	-		4,49	15,53						
Fischer//0,4	3	0,4	s				2,63	10,35	34,4	-	-		4,90	14,14						
C/GP4	5	0,4	p				1,66	10,30	30,6	-	-		8,27	16,19						
Fischer//0,4	3	0,4	p				2,63	10,35	34,4	-	-		4,70	3,19						
fischer/zZ	5	-	-				1,90	10,30	27,7	-	-		6,95	14,96						
Fischer//0,2	5	0,2	s				1,90	10,30	27,7	-	-		3,64	12,94						
Fischer//0,4	5	0,4	s				1,90	10,30	27,7	-	-		2,57	11,18						
U/R/h	1	14	70				5	-	-	1,78	20		14,31	35,3	-	-	16,26	3,89	Pregartner/ Eligehausen/ Fuchs (2000/1)	
G/k/h							5	0,2	s	1,78			14,31	23,3	-	-	10,06	7,60		
C1/G2							5	0,2	p	1,40			14,35	30,6	-	-	8,59	7,41		
G/m/h							5	0,3	s	1,78			14,32	23,3	-	-	8,36	11,63		
G/S/h				5	0,3	p	1,78	14,32	23,3	-		-	8,67	12,90						
G/N/h				5	0,3	s	5,67	14,32	33,9	-		-	8,84	4,50						
G/g/h				5	0,4	s	1,78	14,34	27,4	-		-	5,90	26,15						
C1/GP4				5	0,4	p	1,40	14,35	30,6	-		-	7,00	32,90						
H/R	13	8	35	6	-	-	1,09	20	-	28,0	-	-	1,76	18,26	Pregartner/ Eligehausen/ Fuchs (2000/2)					
H/GS2				5	0,2	s	1,09		-	28,0	-	-	0,67	8,94						
H/GP2				5	0,2	p	1,09		-	28,0	-	-	1,01	29,56						
H/TG2				5	0,2	s	0,00		-	33,9	-	-	1,12	18,64						
H/NG2				5	0,2	s	5,29		-	28,0	-	-	0,67	38,02						
H/GS4				5	0,4	s	1,09		-	28,0	-	-	0,45	33,95						
H/GP4				5	0,4	p	1,09		-	28,0	-	-	0,64	21,34						
E/R	16	8	55	5	-	-	1,45	20	-	28,0	-	-	1,99	7,08	Pregartner/ Eligehausen/ Fuchs (2000/2)					
E/GS2				6	0,2	s	1,45		-	28,0	-	-	1,63	12,59						
E/GP2				5	0,2	p	1,45		-	28,0	-	-	1,59	21,19						
E/TG2				5	0,2	s	0,0		-	33,9	-	-	2,07	13,33						
E/NG2				5	0,2	s	7,06		-	33,9	-	-	1,01	12,12						
E/GS4				5	0,4	s	1,45		-	28,0	-	-	1,43	14,96						
E/GP4				5	0,4	p	1,45		-	28,0	-	-	1,77	7,05						
F/R	15	8	40	5	-	-	1,54	20	-	28,0	-	-	1,72	7,13	Pregartner/ Eligehausen/ Fuchs (2000/2)					
F/GS2				5	0,2	s	1,54		-	28,0	-	-	1,39	16,64						
F/GP2				5	0,2	p	1,54		-	28,0	-	-	1,79	6,75						
F/TG2				5	0,2	s	0,00		-	33,9	-	-	1,47	23,52						
F/NG2				5	0,2	s	8,08		-	33,9	-	-	0,92	11,51						
F/GS4				5	0,4	s	1,54		-	28,0	-	-	1,29	33,44						
F/GP4				5	0,4	p	1,54		-	28,0	-	-	1,33	18,42						

Anhang C 3 Zusammenfassende Tabelle der Ausziehversuche nach Abschnitt 5.6 und 6.2; n=316.

Serie	Typ	d [mm]	h _{ef} [mm]	n	w [mm]	Spreiz- richtung	f [%]	Temp [°C]	d _{cut} [mm]	β _w [^N / _{mm} ²]	T _m		N _{u,m}		Literatur		
											MW	V	MW	V			
											[Nm]	[%]	[kN]	[%]			
Z/R	14	8	40	5	-	-	1,57	20	-	28,0	-	-	3,02	14,13	Pregartner/ Eligehausen/ Fuchs (2000/2)		
Z/W				5	-	-	1f		-	33,3	-	-	3,09	9,52			
Z/GS2				5	0,2	s	1,57		-	28,0	-	-	1,05	35,55			
Z/GP2				5	0,2	p	1,57		-	28,0	-	-	1,58	29,69			
Z/TG2				5	0,2	s	0,00		-	33,9	-	-	1,34	12,17			
Z/NG2				5	0,2	s	8,99		-	33,9	-	-	0,80	44,21			
Z/GS4				5	0,4	s	1,57		-	28,0	-	-	1,34	21,63			
Z/GP4				5	0,4	p	1,57		-	28,0	-	-	1,46	33,28			
FK2-T15	5	8	70	5	0,2	s	2,64	20	-	32,97	9,22	16,8	6,09	29,3	Pregartner/ Eligehausen/ Fuchs (2000/3)		
FK2-T2				5					-	-	-	32,97	9,85	13,7		6,86	12,3
FK2-T6				5					-	-	-	32,97	10,85	7,0		7,37	11,1
FK2-T24				5					-	-	-	32,97	9,67	4,7		7,20	8,0
FK2-T72				5					-	-	-	31,00	10,28	7,1		7,93	13,2
FM2-15	5	10	70	5	0,2	s	2,17	20	-	32,18	21,78	10,9	6,18	23,2	Pregartner/ Eligehausen/ Fuchs (2000/3)		
FM2-2				5					-	-	-	32,18	18,16	11,7		6,41	37,1
FM2-6				5					-	-	-	32,18	22,17	15,2		7,42	8,5
FM2-T15				5					-	-	-	32,18	18,34	5,3		6,19	5,5
FM2-T2				5					-	-	-	32,18	18,94	10,3		7,73	12,5
FM2-T6				5					-	-	-	32,97	20,02	8,4		7,32	13,2
FM2-T24				5					-	-	-	28,40	18,05	13,2		10,40	14,3
FM2-T72				5					-	-	-	33,08	18,22	9,7		9,60	14,1
S2-T15	2	10	50	5	0,2	s	2,85	20	-	32,18	12,07	10,9	3,72	12,0	Pregartner/ Eligehausen/ Fuchs (2000/3)		
S2-T2				5					-	-	-	32,18	12,81	12,9		4,54	6,7
S2-T6				5					-	-	-	24,88	11,91	15,3		4,57	18,2
S2-T72				5					-	-	-	32,17	13,02	9,4		4,36	10,5
EM2-15	4	10	70	5	0,2	s	2,46	20	-	32,18	20,87	15,5	11,40	21,2	Pregartner/ Eligehausen/ Fuchs (2000/3)		
EM2-2				5			-		-	-	32,18	22,26	11,7	11,62		24,0	
EM2-6				5			-		-	-	32,18	21,12	15,7	9,61		18,3	
EM2-T15				7			-		-	-	32,18	14,96	11,8	10,50		18,4	
EM2-T2				5			-		-	-	32,18	17,17	15,1	8,41		16,5	
EM2-T6				5			-		-	-	32,97	18,78	7,1	11,30		3,4	
EM2-T24				5			-		-	-	2,88	33,71	17,28	7,0		12,08	26,3
EM2-T72	5	-	-	-	2,88	32,17	15,72	4,1	12,78	17,6							
HM2-T15	1	10	70	5	0,2	s	2,54	20	-	29,67	13,18	21,6	7,80	5,9	Pregartner/ Eligehausen/ Fuchs (2000/3)		
HM2-T2				5			-		-	-	29,67	14,16	7,1	7,74		4,4	
HM2-T6				5			-		-	-	29,67	15,86	8,4	8,76		13,5	
HM2-T24				5			-		-	-	1,84	28,40	15,59	10,8		9,03	15,4
HM2-T72				5			-		-	-	2,54	31,00	14,57	6,5		8,49	8,5
HG2-T15	1	14	70	5	0,2	s	2,54	20	-	32,97	23,88	19,5	10,16	4,3	Pregartner/ Eligehausen/ Fuchs (2000/3)		
HG2-T2				5			-		-	-	32,97	24,57	15,7	10,76		4,9	
HG2-T6				5			-		-	-	32,97	19,39	10,2	11,35		5,3	
HG2-T24				5			-		-	-	2,40	28,40	28,38	5,1		11,03	5,7
HG2-T72				5			-		-	-	2,40	33,08	25,23	15,1		11,65	8,0
EZ2-15	16	8	55	5	0,2	s	1,74	20	-	33,08	-	-	1,64	5,3	Pregartner/ Eligehausen/ Fuchs (2000/3)		
EZ2-2				5			-		-	-	33,71	-	-	1,64		10,0	
EZ2-6				5			-		-	-	33,71	-	-	1,33		11,5	
EZ2-72				5			-		-	-	33,71	-	-	1,41		9,7	
HM4-T15	1	10	70	5	0,4	s	2,54	20	-	29,67	14,13	2,9	4,91	10,0	Pregartner/ Eligehausen/ Fuchs (2000/3)		
HM4-T2				5			-		-	-	29,67	14,30	12,1	5,88		17,0	
HM4-T6				5			-		-	-	33,71	18,93	5,8	6,25		36,4	
HM4-T24				5			-		-	-	28,40	15,82	15,9	8,25		25,6	
HM4-T72				5			-		-	-	1,84	33,08	16,69	10,2		6,97	6,3
HG4-T15	1	14	70	5	0,4	s	2,54	20	-	31,00	21,93	12,3	8,89	6,7	Pregartner/ Eligehausen/ Fuchs (2000/3)		
HG4-T2				5			-		-	-	31,00	21,43	14,6	8,18		10,0	
HG4-T6				5			-		-	-	33,08	25,84	18,3	7,20		9,7	
HG4-T24				5			-		-	-	2,40	28,40	24,95	17,7		9,57	12,1
HG4-T72				5			-		-	-	2,40	33,08	23,08	18,1		9,03	2,9
FM4-T15	5	10	70	5	0,4	s	2,52	20	-	29,67	15,32	18,7	3,91	14,9	Pregartner/ Eligehausen/ Fuchs (2000/3)		
FM4-T2				5			-		-	-	29,67	17,26	11,7	4,50		33,1	
FM4-T6				5			-		-	-	33,08	18,13	10,8	4,81		11,1	
FM4-T24				5			-		-	-	2,52	28,40	17,73	6,3		6,01	20,8
FM4-T72				5			-		-	-	2,52	33,71	19,73	4,9		6,78	18,5
EM4-T15	4	10	70	5	0,4	s	2,88	20	-	31,00	18,57	5,3	5,83	22,8	Pregartner/ Eligehausen/ Fuchs (2000/3)		
EM4-T6				5			-		-	-	33,71	19,79	11,7	7,10		15,8	
EM4-T72				5			-		-	-	33,71	17,94	7,8	9,63		18,8	
HM5-2	1	10	70	5	0,5	s	2,58	20	10,26	32,97	15,22	6,5	4,54	46,2	Pregartner/ Eligehausen/ Fuchs (2000/3)		
EM5-2	4	10	70	5			2,71	20	10,26	31,97	19,79	10,5	4,07	14,1			
FM5-2	5	10	70	5			2,53	20	10,26	30,17	18,93	10,6	5,37	35,2			

Anhang C 4 Zusammenfassende Tabelle der Ausziehversuche nach Abschnitt 5.6 und 6.2; n=340.

Serie	Typ	d [mm]	h _{ef} [mm]	n	w [mm]	Spreiz- richtung	f [%]	Temp [°C]	d _{cut} [mm]	β _w [^N / _{mm²}]	T _m		N _{u,m}		Literatur				
											MW	V	MW	V					
											[Nm]	[%]	[kN]	[%]					
HM-20-If02	1	10	70	5	0,2	s	2,95	20	10,25	31,9	17,91	16,6	9,13	17,8	Pregartner/ Eligehausen (2001/3)				
HM-0-If02				5			2,95	0	10,31	30,8	22,00	11,2	9,88	14,5					
HM-50-If02				5			2,95	50	10,27	30,7	17,78	10,5	6,98	5,2					
HM-80-If02				5			2,95	80	10,27	30,7	14,42	5,7	5,19	9,1					
HM-20-tr02				5			0,00	20	10,26	32,9	19,93	11,9	8,11	17,1					
HM-20-n02				5			8,42	20	10,25	31,9	16,55	12,7	9,21	23,2					
SM-20-If02	2	10	50	5	0,2	s	2,95	20	10,25	31,9	16,46	16,2	3,94	5,9	Pregartner/ Eligehausen (2001/3)				
SM-50-If02				5			2,95	50	10,25	28,8	11,70	12,3	2,79	13,5					
SM-20-tr02				5			0,00	20	10,26	32,9	19,28	20,1	4,34	16,7					
SM-20-n02				5			8,62	20	10,25	31,9	13,70	4,1	3,43	10,8					
EM-20-If02	4	10	70	5	0,2	s	3,05	20	10,25	31,9	19,75	11,9	10,59	14,0	Pregartner/ Eligehausen (2001/3)				
EM-50-If02				5			3,05	50	10,25	28,8	17,70	5,1	10,15	20,8					
EM-20-tr02				5			0,00	20	10,27	32,9	24,19	3,9	6,81	9,9					
EM-20-n02	5	8,95	20	10,25	31,9	16,79	15,2	14,84	14,0										
FM-20-If02	5	10	70	5	0,2	s	2,86	20	10,27	32,9	19,75	2,2	6,51	21,5	Pregartner/ Eligehausen (2001/3)				
FM-0-If02				5			2,86	0	10,27	32,7	17,87	21,4	6,63	14,7					
FM-50-If02				5			2,91	50	10,26	28,8	14,41	6,5	7,13	12,7					
FM-80-If02				5			2,86	80	10,30	32,7	15,81	3,2	4,72	24,2					
FM-50-If02-Z				5	0,2	2,86	50	10,27	30,7	16,89	10,8	8,40	10,4	Pregartner/ Eligehausen (2001/3)					
FM-80-If02-Z				5	0,2	2,86	80	10,30	32,7	15,30	5,9	8,73	9,6						
FM-50-If04				5	0,4	2,86	50	10,34	30,8	14,12	5,0	3,96	14,5						
FM-20-tr02				5	0,2	0,00	20	10,27	30,4	20,52	6,7	4,42	14,22						
FM-20-n02				5	0,2	9,59	20	10,27	30,4	16,49	14,2	6,18	40,2						
FM-20-tr02-Z				5	0,2	0,00	20	10,25	30,4	23,09	6,8	6,44	17,0						
FM-20-n02-Z				5	0,2	7,28	20	10,25	30,4	17,63	7,7	4,49	5,8						
FM-20-tr04				5	0,4	0,00	20	10,27	30,4	19,65	4,5	5,83	36,2						
FM-20-n04				5	0,4	9,59	20	10,27	30,4	15,23	6,1	4,94	22,1						
HG-20-If02				1	14	70	5	0,2	s	2,19	20	14,34	31,9		-	-	10,76	10,0	Pregartner/ Eligehausen (2001/3)
HG-0-If02							5			2,19	0	14,29	32,7		28,39	11,1	11,22	11,3	
HG-50-If02							5			2,19	50	14,36	28,8		17,14	4,5	10,08	2,8	
HG-80-If02	5	2,19	80				14,29			30,7	25,80	4,5	8,58	5,6					
HG-20-tr02	5	0,00	20				14,30			32,9	25,76	16,9	9,53	10,7					
HG-20-n02	5	7,26	20				14,32			31,9	21,41	18,0	11,07	3,7					
HG-20-tr02-Z	5	0,00	20				14,35			30,4	28,96	11,8	10,82	5,5					
HG-20-n02-Z	5	7,26	20				14,35			30,4	33,21	6,7	9,69	5,8					
FG-20-If02	5	14	70	5	0,2	s	2,89	20	14,29	32,9	29,90	9,4	13,38	20,6	Pregartner/ Eligehausen (2001/3)				
FG-0-If02				5			2,89	0	14,34	30,8	35,84	6,6	13,25	17,5					
FG-50-If02				5			2,89	50	14,35	30,8	23,64	6,4	17,97	13,3					
GF-20-tr02				5			0,00	20	14,30	32,9	30,55	10,8	10,32	31,3					
FG-20-n02				5			8,35	20	14,30	32,9	29,84	15,8	21,68	9,5					
FM-R5-1	5	10	70	5	-	-	2,56	20	-	34,7	19,38	3,1	11,63	5,1	Pregartner/ Eligehausen (2001/1)				
FM-R5H				5	-	-	2,56		-		22,53	3,6	10,10	17,1					
FM-CS5				5	-	-	2,56		-		24,56	2,1	8,92	6,3					
FM-CS5				5	-	-	2,56		-		23,58	3,0	10,21	18,6					
FM-CS24				5	-	-	2,56		-		22,54	5,3	10,33	19,0					
FG-R5	5	14	70	5	-	-	2,23	20	-	34,7	28,01	1,8	29,28	7,6					
FG-CS5				5	-	-	2,23		-		46,38	10,2	26,48	11,7					

Anhang C 5 Zusammenfassende Tabelle der Ausziehversuche nach Abschnitt 5.6 und 6.2; n = 235.

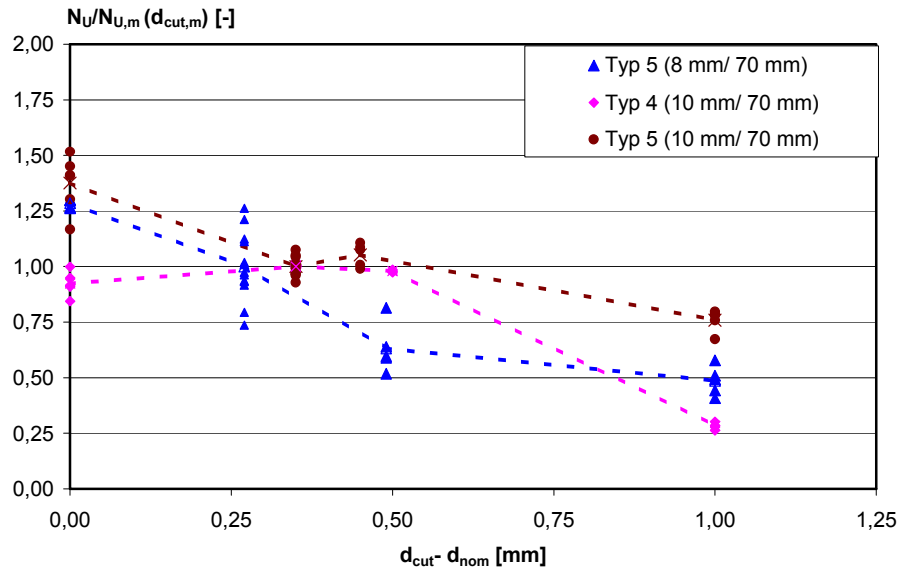
Serie	Typ	d [mm]	h _{ef} [mm]	n	w [mm]	Spreiz- richtung	f [%]	Temp [°C]	d _{cut} [mm]	β _w [^N /mm ²]	T _m		N _{u,m}		Literatur	
											MW	V	MW	V		
											[Nm]	[%]	[kN]	[%]		
HM-R5	1	10	70	6	-	-	2,34	20	-	34,7	17,74	7,6	12,19	12,4	Pregartner/ Eligehausen (2001/1)	
HM-CS5				5	-	-					19,47	6,0	11,86	10,8		
HM-CD5				5	-	-					21,31	7,1	12,99	4,0		
HM-CS24				5	-	-					20,86	4,9	11,47	3,2		
HG-R5	1	14	70	5	-	-	1,75	20	-	34,7	24,54	16,9	16,95	1,2		
HG-CS5				5	-	-					43,15	5,7	9,61	7,5		
EM-R5	4	10	70	5	-	-	2,35	20	-	34,7	21,63	2,9	18,72	9,6		
EM-CS5				5	-	-					25,21	7,1	13,71	11,0		
SM-R5	2	10	50	5	-	-	2,20	20	-	34,7	16,75	1,6	6,57	3,6		
SM-CS5				5	-	-					19,09	3,3	4,52	16,6		
HM-0,1-I	1	10	70	3	-	-	2,54	20	10,25	24,4	17,56	9,9	11,03	10,7		Pregartner/ Eligehausen (2002/1)
HM-1-I				5	-	-					16,28	8,0	10,66	7,0		
HM-10-I				5	-	-					15,89	15,7	12,52	13,2		
HM-10-I2				5	-	-					16,92	7,5	13,81	5,7		
HM-1-L				5	-	-					15,30	9,1	12,43	10,5		
EM-0,1-I	4	10	70	3	-	-	2,33	20	10,25	24,4	14,98	10,6	17,25	7,9	Pregartner/ Eligehausen (2002/1)	
EM-1-I				5	-	-					16,08	6,1	18,65	3,4		
EM-10-I				5	-	-					15,68	4,3	18,97	6,5		
EM-1-L				5	-	-					16,25	16,3	19,86	3,8		
FM-0,1-I	5	10	70	3	-	-	3,08	20	10,25	24,4	16,06	3,1	15,12	8,7		
FM-1-I				5	-	-					14,89	10,4	13,55	11,5		
FM-10-I				5	-	-					16,81	14,9	13,71	12,4		
FM-1-L				5	-	-					14,87	8,2	14,63	14,3		
F-If-20-50	15	8	40	5	0,2	s	3,02	20	8,26	34,0	-	-	1,52	13,8		Pregartner/ Eligehausen (2002/2)
F-If-20-2h				5			3,02	20		34,0	-	-	1,57	5,3		
F-If-20-48h				5			3,02	20		34,0	-	-	1,43	5,5		
F-If-0-15				5			3,02	0		27,3	-	-	1,85	6,3		
F-If-50-15				5			3,02	50		27,3	-	-	1,09	15,2		
F-If-80-15				5			3,02	80		25,3	-	-	0,94	12,8		
F-tr-20-15				5			0,00	20		34,0	-	-	1,99	16,9		
F-n-20-15				5			8,80	20		34,0	-	-	1,04	9,2		
E-If-20-15	16	8	55	5	0,2	s	2,44	20	8,26	34,0	-	-	1,44	4,8	Pregartner/ Eligehausen (2002/2)	
E-If-0-15				5			2,44	0		27,3	-	-	1,62	6,6		
E-If-50-15				5			2,44	50		27,3	-	-	1,16	10,3		
E-If-80-15				5			2,44	80		25,3	-	-	0,92	7,2		
E-tr-20-15				5			0,00	20		34,0	-	-	1,97	4,3		
E-n-20-15				5			8,58	20		34,0	-	-	1,17	10,2		
E-tr-20-48h				5			0,00	20		34,0	-	-	1,88	7,2		
E-n-20-48h				5			8,58	20		34,0	-	-	1,20	5,3		
-	15	8	40	5	-	-	3,02	20	8,26	27,28	-	-	1,84	7,8		Pregartner/ Eligehausen (2002/3)
-				5			3,02			27,28	-	-	1,67	3,0		
-				5			3,02			27,28	-	-	2,00	7,5		
-				5			3,02			27,28	-	-	1,87	9,9		
-				5			3,02			24,38	-	-	1,75	13,4		
-				5			2,40			37,40	-	-	2,26	8,6		
-	16	8	55	5	-	-	2,44	20	8,26	27,28	-	-	1,75	5,9		
-				5			2,44			27,28	-	-	1,68	3,4		
-				5			2,44			27,28	-	-	1,57	3,2		
-				5			2,44			24,38	-	-	1,51	7,3		
-				5			3,00			37,40	-	-	1,91	5,4		
-																
-	1	10	70	5	-	-	3,10	20	10,25	27,28	17,71	14,5	12,54	5,2	Pregartner/ Eligehausen (2002/3)	
-				5			3,10			27,28	16,30	9,2	11,85	6,9		
-				5			3,10			27,28	18,65	11,2	11,05	10,2		
-				5			3,10			27,28	19,19	7,5	12,12	8,4		
-				5			3,10			24,38	17,03	15,6	11,59	5,5		
-				5			2,54			37,4	19,49	9,1	14,36	5,6		
-	1	14	70	5	-	-	2,24	20	14,35	27,28	25,63	9,9	17,31	3,4		
-				5			2,24		14,35	27,28	19,64	7,7	16,58	4,0		
-				5			2,24		14,35	27,28	19,80	9,4	16,38	4,8		
-				5			2,24		14,35	27,28	25,59	22,9	16,86	3,1		
-				5			2,24		14,35	24,38	22,09	16,3	16,26	3,3		
-				5			1,82		14,33	37,4	23,22	18,3	17,51	3,6		
-	4	10	70	5	-	-	2,46	20	10,25	27,28	17,32	6,6	18,49	7,4	Pregartner/ Eligehausen (2002/3)	
-				5			2,46			27,28	13,41	16,8	17,40	1,9		
-				5			2,46			27,28	19,63	9,5	16,73	8,7		
-				5			2,46			24,38	17,45	15,2	15,22	5,0		
-				5			2,33			37,40	18,62	8,7	22,19	4,5		

Anhang C 6 Zusammenfassende Tabelle der Ausziehversuche nach Abschnitt 5.6 und 6.2; n= 319.

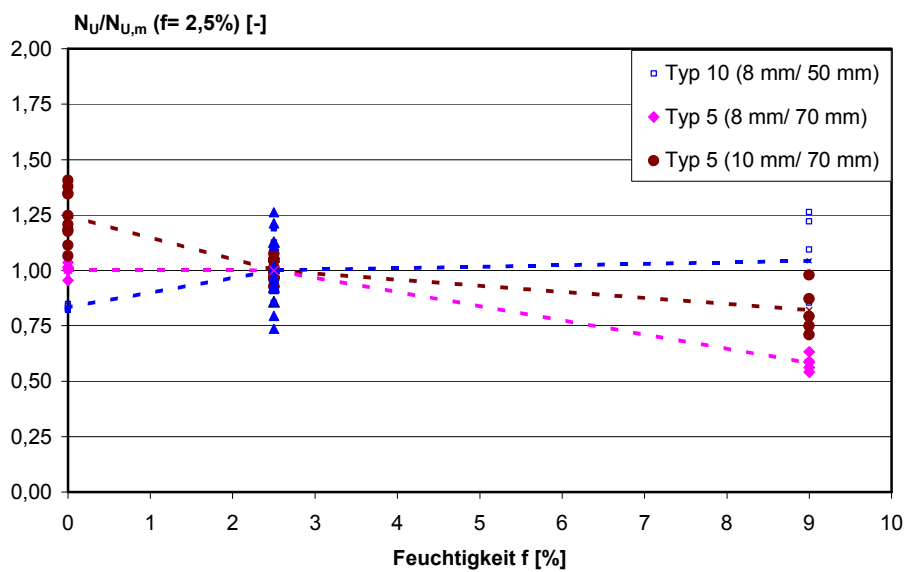
Serie	Typ	d [mm]	h _{ef} [mm]	n	w [mm]	Spreiz- richtung	f [%]	Temp [°C]	d _{cut} [mm]	β _w [$\frac{N}{mm^2}$]	T _m		N _{u,m}		Literatur
											MW	V	MW	V	
											[Nm]	[%]	[kN]	[%]	
-	2	10	50	5	-	-	3,00	20	10,25	24,4	12,31	6,5	6,69	2,6	Pregartner/ Eligehausen (2002/11)
-				5	-	-	2,77	50	10,26	29,5	13,00	1,2	5,17	8,4	
-	1	14	70	5	-	-	1,82	20	14,35	24,4	22,65	10,6	15,10	3,7	
-				5	-	-	2,01	50	14,30	29,5	20,31	14,2	12,70	5,9	
-	1	10	70	5	-	-	2,82	50	10,26	29,5	13,86	11,5	9,30	5,4	
-	4	10	70	5	-	-	2,80	50	10,26	29,5	14,70	9,3	11,69	6,7	
-	5	10	70	5	-	-	2,88	50	10,26	29,5	14,46	16,0	9,21	9,4	
-				5	-	-	2,87	20	8,30	29,5	-	-	1,70	3,9	
-	16	8	55	5	-	-	2,87	50	8,30	29,5	-	-	1,37	1,7	
Zeit				5	-	-			14,29	32,0	-	-	24,65	5,0	
Zeit				5	-	-			-	-	-	-	24,74	5,7	
Zeit	5	14	70	5	-	-	lf	20	-	-	-	-	23,83	4,7	Pregartner/ Eligehausen (2002/9)
Zeit				5	-	-			-	-	-	-	23,07	8,5	
Zeit				5	-	-			-	-	-	-	24,04	8,9	
14				10	-	-	lf	20	8,35		-	-	2,71	11,4	
20				5	-	-	0,04	20	8,35		-	-	3,92	6,3	
21				5	-	-	5,58	20	8,35		-	-	4,37	8,5	
22				5	-	-	lf	20	8,00		-	-	3,90	8,8	
23				5	-	-	lf	20	8,45		-	-	3,01	11,1	
24				5	-	-	lf	20	9,00		-	-	2,18	5,8	
26				5	-	-	lf	-20			-	-	3,67	13,0	
26	16	8	55	5	-	-	lf	0		21,7	-	-	2,87	7,5	
26				5	-	-	lf	40			-	-	2,62	5,3	
26				5	-	-	lf	60			-	-	2,15	2,9	
26				5	-	-	lf	80	8,35		-	-	1,35	5,2	
27				5	-	-	lf	20			-	-	2,24	6,0	
27				5	-	-	lf	20			-	-	2,47	5,2	
27				5	-	-	lf	20			-	-	3,39	2,9	
27				5	-	-	lf	20			-	-	3,31	4,8	
-	5	14	70	5	-	-	2,92	20	14,30	28,4	19,63	8,2	26,39	8,2	Pregartner/ Eligehausen (2002/13)
-	1	10	50	5	-	-	2,73	20	10,27	28,4	15,3	7,2	8,68	4,4	
Hm-07-15-1	1	10	70	5	0,7	s	2,4	20	10,28	33,6	15,58	9,1	3,90	39,0	Pregartner/ Eligehausen (2002/9)
Em-07-15-1	4	10	70	5	0,7	s	2,02	20	10,28	33,6	16,48	10,7	2,78	42,1	
1				10	-	-	lf	20	10,35	22,4	-	-	7,56	7,76	Pregartner/ Eligehausen (2002/9)
2				5	-	-	lf	20	10,00		-	-	7,19	3,42	
3				5	-	-	lf	20	10,50		-	-	4,80	7,23	
4				5	-	-	lf	20	11,00		-	-	3,99	17,45	
5				5	-	-	n	20	10,35		-	-	5,75	14,47	
6				5	-	-	Tr	20	10,35		-	-	7,05	8,47	
7				5	-	-	lf	40	10,35		-	-	4,82	3,78	
8				5	-	-	lf	80	10,35	28,9	-	-	3,37	7,14	

Anhang C 7

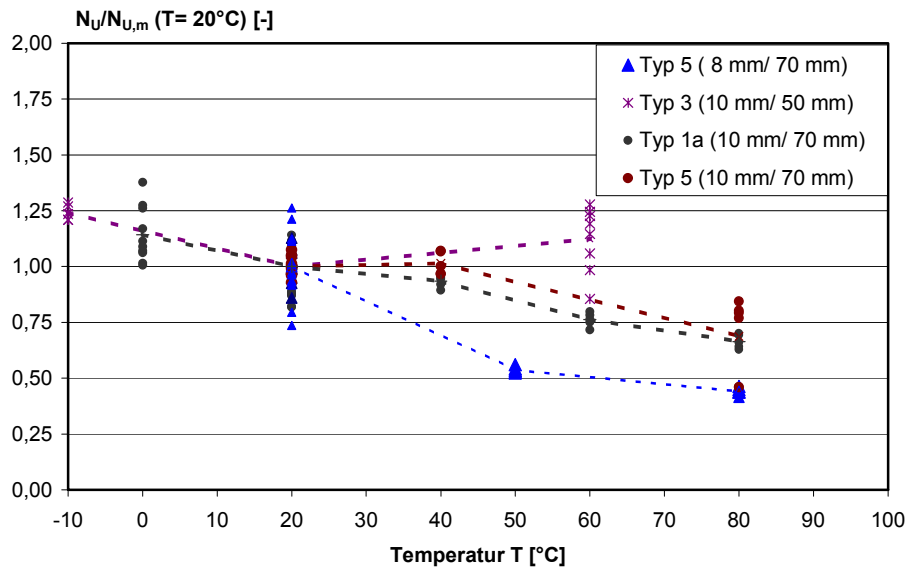
Zusammenfassende Tabelle der Ausziehversuche nach Abschnitt 5.6 und 6.2; n= 170.
Insgesamt: n= 2224 Ausziehversuche mit Einzeldübeln



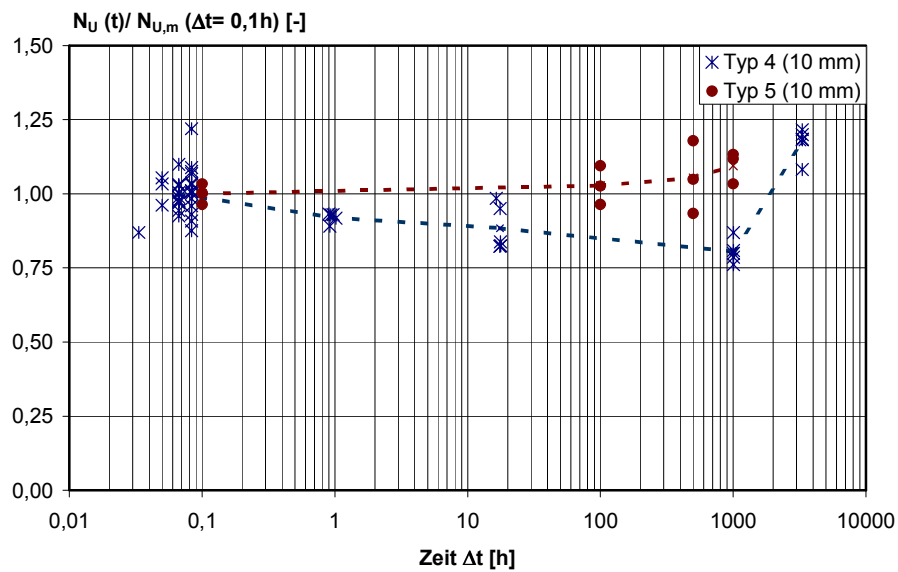
Anhang C 8 Einfluss des Bohrereckmaßes auf die bezogenen Herausziehlasten im ungerissenen Beton (Schraubdübel), typische Einzelkurven aus Abschnitt 5.6.3, Konditionierung luftfeucht, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Daten aus Pregartner/Eligehausen (2002/9).



Anhang C 9 Einfluss des Feuchtigkeitsgehalts der Dübelhülse auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln im ungerissenen Beton (Schraubdübel), typische Einzelkurven aus Abschnitt 5.6.4, Temperatur $T = 20^\circ\text{C}$, Daten aus Pregartner/Eligehausen (2002/9).



Anhang C 10 Einfluss der Temperatur auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln (Schraubdübel) im ungerissenen Beton, typische Einzelkurven aus Abschnitt 5.6.5, Konditionierung luftfeucht, Daten aus *Pregartner/Eligehausen (2002/9)*.



Anhang C 11 Einfluss des Belastungszeitpunktes auf die bezogenen Herausziehlasten von Kunststoffdübeln (Schraubdübel) in ungerissenen Beton, typische Einzelkurven aus Abschnitt 5.6.6, Konditionierung luftfeucht, Temperatur 20°C, Daten aus *Pregartner/Eligehausen (2002/3)* und *Pregartner/Eligehausen (2002/9)*.

Versuch Nr.	Dübel Typ	n	h_{ef} [mm]	Achsabstand s [mm]	Randabstand c [mm]	$\beta_{w,200}$ 50er bzw. 200er [N/mm ²]	N_U [kN]	MW Var.koeff.	Versagens- art				
1	4 (10 mm)	4	70	50	-	27,0	47,39	53,32 7,23%	C+Sp				
2				50	-	27,0	53,01		C				
3				50	-	27,0	55,84		C				
4				50	-	27,0	57,51		C				
5				50	-	27,0	52,86		C				
1	4 (10 mm)	4	70	70	-	27,0	59,75	58,82 4,68%	C				
2				70	-	27,0	60,08		C+Sp				
3				70	-	27,0	58,42		C				
4				70	-	27,0	54,32		C+Sp				
5				70	-	27,0	61,54		C				
1	4 (10 mm)	4	70	100	-	27,0	72,08	72,13 7,74%	H				
2				100	-	27,0	65,84		H				
3				100	-	27,0	79,41		C				
4				100	-	27,0	71,20		C				
1	4 (10 mm)	4	70	120	-	27,0	65,87	68,33 3,15%	H				
2				120	-	27,0	69,27		H				
3				120	-	27,0	69,85		H				
1	5 (14 mm)	4	70	70	-	27,0	69,36	68,83 2,42%	C				
2				70	-	27,0	66,96		C				
3				70	-	27,0	70,16		C				
1	5 (14 mm)	4	70	100	-	30,3	106,82	97,02 7,64%	H+Sp				
2				100	-	30,3	92,24		H+Sp				
3				100	-	30,3	98,60		H+Sp				
4				100	-	27,0	90,43		C				
1	5 (14 mm)	4	70	100	-	30,3	96,85	89,98 6,67%	C				
2				100	-	30,3	87,37		C				
3				100	-	30,3	85,73		C				
1	5 (14 mm)	4	70	121,2	-	31,9	96,17	100,95 5,12%	H+Sp				
2				120	-	31,9	94,52		H				
3				120,8	-	31,9	104,80		H				
1				118,6	-	30,3	105,22		H				
2				120	-	30,3	104,02		C				
1	1 (10 mm)	4	50	51,4	-	27,0	31,12	31,33 3,53%	Sp+C				
2				50	-	27,0	32,53		H+(C)				
3				50	-	27,0	30,35		C				
1	4 (10 mm)	2	70	50	-	27,0	30,14	29,28 4,15%	H				
2				50	-	27,0	28,42		H				
1				4 (10 mm)	4	70	50		100	27,0	26,90	29,52 13,28%	Sp
2							50		100	27,0	34,85		C
3	50	100	27,0				30,07	Sp+C					
4	50	100	27,0	26,27	Sp								
1	4 (10 mm)	4	70	70	100	27,0	32,65	33,96 7,95%	Sp				
2				70	100	27,0	37,06		Sp				
3				70	100	27,0	32,16		Sp+C				
1				4 (10 mm)	4	70	50		100	27,0	34,08	31,07 8,20%	Sp+C
2	50	100	27,0				30,61	Sp+C					
3	50	100	27,0				31,67	Sp+C					
4	50	100	27,0				27,93	Sp					
1	4 (10 mm)	4	70	100	100	27,0	32,13	35,62 13,29%	Sp				
2				100	100	27,0	37,70		Sp				
3				100	100	27,0	41,30		Sp				
4				100	100	27,0	31,33		Sp				

Anhang C 12 Zusammenfassende Tabelle der Versuche mit Dübelgruppen im ungerissenen Beton nach Abschnitt 5.7; n= 54 Versuche.

Versuch Nr.	Dübel Typ	Randabstand c_1 [mm]	Betonfestigkeit (a= 200 mm) [N/mm ²]	Querlast V_U [kN]	Mittelwert Var.Koeff.	Versagensart
1	1 (14 mm)	50	24,79	10,2	8,50 15,76%	C
2				6,87		C
3				7,45		C
4				8,81		C
5				9,15		C
1	1 (14 mm)	70	27,37	13,59	14,95 15,58%	C
2				13,62		C
3				17,64		C
1	1 (14 mm)	90	24,79	20,29	19,61 8,08%	C
2				17,8		C
3				20,74		C
1	1 (14 mm)	120	27,37	23,25	23,17 0,94%	S
2				23,33		S
3				22,92		S
1	1 (10 mm)	50	32,12	7,64	7,28 9,25%	C
2				7,69		C
3				6,5		C
1	1 (10 mm)	70	32,12	11,32	11,81 4,32%	S+H
2				11,78		H
3				12,34		S
1	5 (8 mm)	30	32,12	4,9	5,62 11,62%	C
2				6,17		C
3				5,8		C
1	5 (8 mm)	50	32,12	8,25	7,87 10,83%	S
2				8,46		S
3				6,89		S
1	4 (10 mm)	50	32,12	9,77	10,24 5,40%	C
2				10,85		C
3				10,1		C
1	4 (10 mm)	70	32,12	14,77	13,88 7,92%	C
2				14,21		C
3				12,65		C
1	4 (10 mm)	90	32,12	16,4	16,76 2,21%	S
2				16,73		S
3				17,14		S
1	1 (14 mm) 2er-Gruppe $s_i = 70$ mm	50	32,12	9,82	11,05 9,62%	C
2				11,63		C
3				11,69		C
1	1 (14 mm) 2er-Gruppe $s_i = 70$ mm	70	32,12	19,91	19,68 4,64%	C
2				18,67		C
3				20,45		C

Anhang C 13 Zusammenfassende Tabelle der Versuche bei Querbelastung im ungerissenen Beton nach Abschnitt 5.9; n= 42 Versuche.

Dübel Typ	d_{nom} [mm]	h_{ef} [mm]	n	Δw [mm]	N_p [kN]	Verschiebung RÖ 20		Verschiebung RÖ 1000		Resttragfähigkeit		Referenzvers. (0,2 mm)	
						Mittelwert $S_{m,20}$ [mm]	Var.koeff. V_{20} [%]	Mittelwert $S_{m,1000}$ [mm]	Var.koeff. V_{1000} [%]	Mittelwert $N_{U,m}$ [kN]	Var.koeff. V_U [%]	Mittelwert $N_{U,m,ref}$ [kN]	Var.koeff. $V_{U,ref}$ [%]
Typ 1	10	70	5	0,1-0,2	2,34	1,19	53,68	1,19	53,67	8,69	6,67	8,40	14,40
Typ 1	14	70	5	0,1-0,2	2,50	0,13	37,27	0,16	33,19	9,37	4,02	10,32	7,90
Typ 2	10	50	5	0,1-0,2	1,04	0,18	28,30	0,19	28,59	3,04	11,39	3,77	10,40
Typ 4	10	70	5	0,1-0,2	2,34	0,25	28,81	0,42	43,51	5,13	12,24	10,86	15,50
Typ 5	10	70	5	0,1-0,2	2,08	0,05	52,92	0,07	24,55	6,40	14,52	5,98	19,90
Typ 16	8	55	5	0,1-0,2	0,38	0,23	30,45	0,44	34,77	1,38	7,64	1,57	10,20
Typ 1	14	70	5	0,1-0,3	2,34	0,42	-	9,52	-	5,53	2,33	-	-
Typ 1	14	70	5	0,1-0,3	1,80	0,15	62,74	0,64	-	5,24	13,46	-	-

Anhang C 14 Zusammenfassende Tabelle der Versuche in bewegten Rissen nach Abschnitt 6.3; n= 40 Versuche.

Lebenslauf:

Persönliche Daten

Thilo Pregartner
geboren am 01.05.1971 in Bruchsal
ledig

Berufserfahrung

September 1997 –

Universität Stuttgart
Institut für Werkstoffe im Bauwesen
Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter im Bereich
der Befestigungstechnik

Hochschulstudium

Oktober 1991 – August 1997

Bauingenieurwesen an der Universität Karlsruhe (TH),
Vertiefungsschwerpunkt: Konstruktiver Ingenieurbau

Zivildienst

1990 - 1991

Tätigkeit als Röntgenhilfsassistent in der Röntgenabteilung
des Heinrich-Lanz-Krankenhauses, Mannheim

Schulbildung

1981 - 1990

Johann-Sebastian-Bach Gymnasium, Mannheim
Allgemeine Hochschulreife

1977- 1981

Grundschule Brühl