Institut für Konstruktion und Entwurf
Stahl- Holz- und Verbundbau
Universität Stuttgart

Das Trag- und Verformungsverhalten geschraubter Stahl- und Verbundknoten bei vollplastischer Bemessung und in außergewöhnlichen Bemessungssituationen

Lars Rölle

Mitteilungen

Februar 2013 Nr. 2013-1

Das Trag- und Verformungsverhalten geschraubter Stahl- und Verbundknoten bei vollplastischer Bemessung und in außergewöhnlichen Bemessungssituationen

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

vorgelegt von

Lars Rölle

aus Stuttgart

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. Ulrike Kuhlmann
Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Dieter Ungermann

Tag der mündlichen Prüfung: 27. 02. 2013

Institut für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart
2013

Mitteilungen des Instituts für Konstruktion und Entwurf; Nr. 2013-1

Lars Rölle

Das Trag- und Verformungsverhalten geschraubter Stahl- und Verbundknoten bei vollplastischer Bemessung und in außergewöhnlichen Bemessungssituationen

Herausgeber

Prof. Dr.-Ing. Ulrike Kuhlmann
Pfaffenwaldring 7
70569 Stuttgart
Telefon: (0711) 685 66245
Telefax: (0711) 685 66236

Redaktion

Florian Eggert

D 93

© Institut für Konstruktion und Entwurf; Stuttgart 2013
Alle Rechte vorbehalten

ISSN 1439-3751

EIGENSTÄNDIGKEITSERKLÄRUNG

Hiermit erkläre ich, dass ich die Doktorarbeit verfasst und keine anderen als die angegebenen Quellen und Hilfsmittel benutzt habe. Alle Stellen der Arbeit, die wörtlich oder sinngemäß aus Veröffentlichungen oder aus anderweitigen fremden Äußerungen entnommen wurden, sind als solche kenntlich gemacht.

Stuttgart, den _____

Unterschrift:_____

KURZDARSTELLUNG

Die Arbeit befasst sich mit teiltragfähigen und gleichzeitig duktilen Anschlüssen in der Stahl- und Verbundbauweise. Diese lassen sich mit minimalem Mehraufwand im Vergleich zu gelenkigen Anschlüssen ausführen und erhöhen gleichzeitig die Redundanz der globalen Tragstruktur im Vergleich zu gelenkigen Anschlüssen. Um das volle Potenzial der teiltragfähigen Anschlüsse effektiv ausnutzen zu können, müssen diese eine hohe Duktilität und ausreichend Tragfähigkeit aufweisen. So lässt sich der Anschluss gezielt als Fließgelenk nutzen und ermöglicht Umlagerungen im Rahmensystem zwischen Anschluss und Riegel.

Das Entscheidende am Anschluss für die Duktilität und Tragfähigkeit ist das Zusammenspiel zwischen Stirnplatten- bzw. Stützenflanschtragfähigkeit und Schraubentragfähigkeit. Die Stirnplatte bzw. der Stützenflansch müssen dabei eine hohe Verformungskapazität bereithalten, um große Knotenrotationen zu ermöglichen und die Schrauben dürfen nicht vorzeitig versagen. Durch große Verformungen der Stirnplatte trägt diese nicht mehr nur über reine Biegetragwirkung ab, sondern zusätzlich über Membrantragwirkung. Die Tragfähigkeit der Stirnplatte ist dadurch deutlich größer, als unter reiner Biegetragwirkung. Die Verformung der Stirnplatte verursacht allerdings eine Biege- und Querkraftbeanspruchung der Schrauben.

In DIN EN 1993-1-8 steht mit der Komponentenmethode ein Verfahren zur Bemessung der teiltragfähigen Anschlüsse zur Verfügung, allerdings werden hier für duktile Anschlüsse nicht alle angesprochenen Effekte berücksichtigt und es fehlen zudem weitere Duktilitätskriterien.

Das im Rahmen der Arbeit entwickelt Bemessungsverfahren für geschraubte Stirnplattenanschlüsse ermittelt die Momententragfähigkeit des Anschlusses mittels eines Knotenkorrekturfaktors, der Schraubenzugtragfähigkeit und des inneren Hebelarms. Der Knotenkorrekturfaktor berücksichtigt dabei alle auf die ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit ungünstig wirkenden Effekte am Anschluss. Desweiteren wurde für das Verfahren ein Anwendungs- bzw. Gültigkeitsbereich erarbeitet, um die maßgebenden Komponenten am Anschluss zu steuern. Zur Sicherstellung der Duktilität des Anschluss wurden zudem Duktilitätskriterien erarbeitet. Das neue Bemessungsverfahren kann nun angewendet werden, um in wenigen Schritten teiltragfähige Anschlüsse zu dimensionieren und zu bemessen, die eine plastische Schnittgrößenermittlung der Rahmenstruktur erlauben. Mit diesem neuen Verfahren kann aber auch die Grenztragfähigkeit der Anschlüsse für Untersuchungen hinsichtlich der Robustheit von Rahmentragwerken bestimmt werden.

Summary

The thesis deals with partial strength and at the same time ductile connections in steel and composite frame constructions. This type of connection is realizable with minimal additional costs compared to simple connections and simultaneously, the redundancy of the global load-bearing structure is increased in comparison to simple connections. To exploit the full potential of the partial strength connections effectively, they must have a high ductility and sufficient strength. Thus, the connection may be used as plastic hinge and allows redistribution of internal forces in the frame system between connection and beam.

The decisive factor for the ductility and bearing capacity of the connection is the interaction between endplate capacity (or column flange) and bolts capacity. The endplate and the column flange have to sustain a high deformation capacity to allow large joint rotations and the bolts should not fail prematurely. By large deformations the endplate does not only develop pure bending load effects, but also membrane effects. The load capacity of the endplate is therefore higher than under pure bending load effect. But the deformations of the endplate is also causing a bending and shear loading of the bolts.

The component method in DIN EN 1993-1-8 is a tool for calculating partial strength and semi-rigid connections. But for ductile connections the method does not consider all effects mentioned and it also lacks more detailed ductility criteria.

The design method for bolted connections developed within this thesis determine the moment resistance of the connection based on connection correction factor, the tensile capacity of the bolts and the inner lever arm. The connection correction factor considers all unfavorable effects on the intact tensile capacity of the bolts which might occur at the connection. Furthermore, a scope of application for the method has been developed to control the relevant components at the connection. To ensure sufficient ductility of the connection additional ductility criteria have been developed. The new design method can now be used to dimension partial-strength joints in a few steps which enable a plastic redistribution of internal forces of the frame structure. In addition this new method can also be used to determine the ultimate bearing capacity of bolted connections in regard to the assessment of the robustness as characteristic of a framed structure.

INHALTSVERZEICHNIS

NOMENKLATUR **I**

1 EINLEITUNG **1**

1.1 Allgemeines **1**

1.2 Begriffe **2**

1.3 Fragestellung der Arbeit **3**

1.4 Motivation **5**

1.4.1 Unter dem Gesichtspunkt eines Nachweisformates für ausreichend Duktilität 5

1.4.2 Unter dem Gesichtspunkt eines vereinfachten Vorgehens 6

1.4.3 Unter dem Gesichtspunkt der Verbesserung der Robustheit der Rahmenstruktur 7

2 ZIELSETZUNG DER ARBEIT **9**

2.1 Ziel **9**

2.2 Methodik **9**

2.3 Theoretischer Ansatz der Arbeit **11**

2.3.1 Das Trag- und Verformungsverhalten der Stirnplatte am Knoten 11

2.3.2 Die Erfassung des Membrantrageffektes im T-Stummel 11

2.3.3 Zur Ableitung von Duktilitätskriterien für die Zugzone 13

2.3.4 Nutzung der Tragreserven unter dem Gesichtspunkt der Robustheit 13

3 STAND DER TECHNIK AUF DEM ARBEITSGEBIET **15**

3.1 Die Komponentenmethode **15**

3.2 Das Modell des äquivalenten T-Stummels **17**

3.3 Bestimmung der Tragfähigkeit des Knotens **19**

3.4 Bestimmung der Rotationsfähigkeit des Knotens **20**

3.5 Indirekte Entwurfskriterien **22**

3.6 Redundanz durch Duktilität **23**

3.7 Tragreserven des Knotens und seiner Komponenten **24**

4 ÜBERSICHT BISHERIGER ARBEITEN UND MODELLE **26**

4.1 Trag- und Verformungsverhalten T-Stummel **26**

4.1.1 Allgemeines 26

4.1.2 McGuire 26

4.1.3 Nair, Birkemoe & Munse 27

4.1.4 Zoetemeijer 27

4.1.5 Agerskov 28

4.1.6 AISC Design Guide von Kulak et al. 28

4.2 Trag- und Verformungsverhalten Schraube **29**

4.2.1 Allgemeines 29

4.2.2 DIN EN 1993-1-8 und Hintergrundbericht zu EC3 29

4.2.3 Steurer 30

4.2.4 AISC Design Guide von Kulak et al. 31

4.3 Trag- und Verformungsverhalten Stahlknoten **31**

4.3.1 Allgemeines 31
4.3.2 Sherbourne 32
4.3.3 Surtees & Mann 32
4.3.4 Packer & Morris und Horne & Morris 32
4.3.5 Krishnamurthy 33
4.3.6 Zoetemeijer 33
4.3.7 Hendrick et al. 34
4.3.8 Jenkins et al. 35
4.3.9 Bernuzzi, Zandonini & Zanon 35
4.3.10 Steurer 36
4.3.11 Steenhuis et al. 36
4.3.12 Adegoke 37
4.4 Trag- und Verformungsverhalten Verbundknoten 38
4.4.1 Allgemeines 38
4.4.2 Bode & Kronenberger 39
4.4.3 Anderson et al. 39
4.4.4 Brown & Anderson 39
4.4.5 Kemp & Nethercot 39
4.4.6 ECCS Document 109 40
4.4.7 Schäfer 40
4.4.8 Odenbreit et al. 41
4.5 Übersicht bisheriger Duktilitätskriterien 41
4.5.1 Allgemeines 41
4.5.2 Zoetemeijer 41
4.5.3 Jaspart 42
4.5.4 Sonstige 43
4.6 Übersicht zu „robuste“ Knoten 43
4.6.1 Allgemeines 43
4.6.2 Empfehlungen GSA 44
4.6.3 Empfehlungen UFC 44
4.6.4 Schlussfolgerung 44
5 EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN ZUM TRAG- UND VERFORMUNGSVERHALTEN AN STAHL- UND VERBUNDKNOTEN 46
5.1 Allgemeines 46
5.2 Versuche an Stahlknoten unter reiner Biegebeanspruchung 47
5.2.1 Allgemeines 47
5.2.2 Geometrie der geschraubten Stahlknoten 48
5.2.3 Materialkennwerte 49
5.2.4 Versuchsstand 51
5.2.5 Messeinrichtung 53
5.2.6 Versuchsablauf 54
5.2.7 Versuchsergebnisse 55
5.2.8 Zusammenfassung 68

5.3 Versuche an Verbundknoten unter gleichzeitiger Biege-und Zugkraftbeanspruchung 69
5.3.1 Allgemeines 69
5.3.2 Geometrie der Verbundknoten 70
5.3.3 Materialkennwerte 73
5.3.4 Versuchsstand 74
5.3.5 Messeinrichtung 76
5.3.6 Versuchsablauf 77
5.3.7 Versuchsergebnisse 78
5.3.8 Zusammenfassung 84
5.4 Versuche an T-Stummeln (Universität Trento) 85
5.4.1 Allgemeines 85
5.4.2 Geometrie der T-Stummelversuche 85
5.4.3 Materialkennwerte 87
5.4.4 Versuchsstand Messeinrichtung 88
5.4.5 Versuchsergebnisse 89
5.4.6 Zusammenfassung 98
6 NUMERISCHE UNTERSUCHUNGEN AN STAHLKNOTEN 99
6.1 Allgemeines 99
6.2 Verifizierung des FE-Modells 100
6.2.1 Allgemeines 100
6.2.2 Nachrechnung der Serie „S“ 100
6.2.3 Nachrechnung der Serie „Z“ 101
6.3 Untersuchung bündiger Stirnplatten 103
6.3.1 Allgemeines 103
6.3.2 Einfluss des t_{EP}/d_B-Verhältnisses auf das Trag- und Verformungsverhalten 103
6.3.3 Einfluss des horizontalen Schraubenabstandes m auf das Trag-und Verformungsverhalten 106
6.3.4 Einfluss des vertikalen Abstandes m_2 auf das Trag- und Verformungsverhalten 110
6.3.5 Einfluss gleichzeitiger Veränderung der Abstände m und m_2 auf das Trag- und Verformungsverhalten 114
6.3.6 Einfluss der Stahlgüte auf das Trag-und Verformungsverhalten 116
6.3.7 Einfluss weiterer Parameter 119
6.4 Untersuchung überstehender Stirnplatten 119
6.4.1 Allgemeines 119
6.4.2 Einfluss des t_{EP}/d_B-Verhältnisses auf das Trag-und Verformungsverhalten 120
6.4.3 Einfluss des horizontalen Schraubenabstandes m auf das Trag-und Verformungsverhalten 125
6.4.4 Einfluss des vertikalen Abstandes m_2 bzw.m_x auf das Trag-und Verformungsverhalten 128
6.4.5 Einfluss gleichzeitiger Änderung der Abstände m und m_2 (m_x) auf das Trag- und Verformungsverhalten 130
6.4.6 Einfluss der Stahlgüte auf das Trag- und Verformungsverhalten 132
6.5 Vergleich bündiger und überstehender Stirnplatten 134
6.6 Schlussfolgerung und Zusammenfassung 136
7 ABLEITUNG EINES VEREINFACHTEN MODELLS ZUR BESTIMMUNG DER KNOTENTRAGFÄHIGKEIT 138

7.1 Allgemeines 138
7.2 Modell 139
7.3 Knotenkorrekturfaktor für bündige Stirnplatten 141
7.3.1 Allgemeines 141
7.3.2 Parameter t_{EP}/d_B 142
7.3.3 Parameter t_{fc}/d_B 143
7.3.4 Parameter m - horizontaler Schraubenabstand 144
7.3.5 Parameter m_2 bzw. m_x - vertikaler Schraubenabstand 145
7.3.6 Parameter f_y/f_{uB} - Festigkeitsverhältnis 145
7.3.7 Zusammensetzung des Knotenkorrekturfaktors 147
7.4 Knotenkorrekturfaktor für überstehende Stirnplatten 149
7.5 Tragfähigkeit T-Stummel isoliert 152
7.6 Überprüfung der Knotenkorrekturfaktoren auf plastischem Bemessungsniveau 152
7.7 Statistische Auswertung nach DIN EN 1990 155
7.7.1 Allgemeines 155
7.7.2 Auswertung bündiger Stirnplatten 156
7.7.3 Auswertung überstehender Stirnplatten 158
7.7.4 Auswertung T-Stummelversuche 160
7.7.5 Auswertung Verbundknotenversuche 162
7.7.6 Zusammenfassung 164
8 ANWENDUNGS- UND GÜLTIGKEITSBEREICH DES MODELLS 167
8.1 Allgemeines 167
8.2 Kriterien für Riegelprofil und Anschluss 167
8.3 Kriterien für das Stützenprofil 168
8.3.1 Stützenprofil auf Druck 168
8.3.2 Stützenprofil auf Zug 174
8.3.3 Stützenprofil auf Schub 176
8.4 Schlussfolgerung und Zusammenfassung 179
9 ABLEITUNG VON DUKTILITÄTSKRITERIEN 180
9.1 Allgemeines 180
9.2 Durchstanzkriterium 181
9.3 Duktilitätskriterium für den nicht ausgesteiften T-Stummel 182
9.4 Duktilitätskriterium für den ausgesteiften T-Stummel 186
9.5 Erforderliche Rotationskapazitäten 193
9.6 Absicherung der Duktilitätskriterien 195
10 VEREINFACHTES BEMESSUNGSVERFAHREN GESCHRAUBTER STIRNPLATTENANSCHLÜSSE 198
10.1 Allgemeines 198
10.2 Anwendung bei bündigen Stirnplatten 199
10.3 Anwendung bei überstehenden Stirnplatten 200
10.4 Anwendung bei Verbundknoten 201
10.5 Bestimmung der Sekantensteifigkeit des Anschlusses 202
10.5.1 Allgemeines 202

10.5.2 Steifigkeit bündiger Stirnplatten 202
10.5.3 Steifigkeit überstehender Stirnplatten 203
11 ROBUSTE ANSCHLÜSSE FÜR REDUNDANTE TRAGWERKE 204
11.1 Allgemeines 204
11.2 Anforderungen an die Knoten 205
11.3 Grenzmomententragfähigkeit des Knotens 208
11.3.1 Allgemeines 208
11.3.2 Negative Momententragfähigkeit 209
11.3.3 Positive Momententragfähigkeit 210
11.4 Grenzzugtragfähigkeit des Knotens 212
11.5 Kriterien für hochduktile Knoten 215
11.5.1 Allgemeines 215
11.5.2 Ausbildung des Stahlanschluss 216
11.5.3 Ausbildung der Betonplatte unter Zug 217
11.6 Zusammenfassung 219
12 ZUSAMMENFASSUNG UND AUSBLICK 220
12.1 Zusammenfassung 220
12.2 Ausblick 221
13 LITERATUR 223
ANHANG A 229
A.1: Übersicht zu numerischen Untersuchungen an bündigen Stirnplatten 229
A.2: Parameter t_{EP}/d_B 233
A.3: Parameter m 238
A.4: Parameter m_2 bzw. m_x 249
A.5: Parameter m und m_2 gleichzeitig 254
A.6: Parameter f_y/f_{uB} 255
A.7: Parameter Schraubengröße 256
ANHANG B 259
B.1: Übersicht zu numerischen Untersuchungen an überstehenden Stirnplatten 259
B.2: Parameter t_{EP}/d_B 261
B.3: Parameter m 262
B.4: Parameter m_2 bzw. m_x 266
B.5: Parameter m und m_2 gleichzeitig 270
B.6: Parameter f_y/f_{uB} 271
B.7: Parameter Schraubengröße 272
ANHANG C 273
C.1: Abstützkräfte bündiger Stirnplatten 273
ANHANG D 281
D.1: Abstützkräfte überstehender Stirnplatten 281

Nomenklatur

Lateinische Kleinbuchstaben

a_{KB} Abstand des ersten Kopfbolzendübels zum Stützenflansch

b Mittelwertkorrekturfaktor

d_B Nennwert des Schraubendurchmessers

d_m Mittelwert aus Eckmaß und Schlüsselweite des Schraubenkopfes oder der Schraubenmutter (maßgebend ist der kleinere Wert)

e_1 Randabstand in Kraftrichtung, gemessen von der Lochachse zum Blechrand, siehe Bild 3.1 in DIN EN 1993-1-8

f_{cd} Druckfestigkeit des Betons (Bemessungswert)

$f_{y,k}$ charakteristische Streckgrenze Baustahl

f_u Zugfestigkeit Baustahl

f_{uB} Zugfestigkeit Schraube

h_b Riegelprofilhöhe ohne Betonplatte

h_c Profilhöhe der Stütze

k_j Knotenkorrekturfaktor

k_n Fraktilenfaktor für den charakteristischen Wert aus Tabelle D.1 für den Fall „V_X unbekannt“

$k_{d,n}$ Fraktilenfaktor für den Bemessungswert aus Tabelle D.2 für den Fall „V_X unbekannt“

l_{eff} wirksame Länge des T-Stummelflansches

m horizontaler Schraubenabstand zwischen Steg und Schraube

m_2 vertikaler Schraubenabstand zwischen Schraube und Riegelflansch

n horizontaler Überstand der Stirnplatte zwischen Schraube und VK Stirnplatte

p_1 Lochabstand von Verbindungsmitteln in Kraftrichtung, gemessen von Achse zu Achse der Verbindungsmittel, siehe Bild 3.1 in DIN EN 1993-1-8

s^2_Δ Schätzwert für die Varianz

t_{fc} Blechdicke des Stützenflansches

t_{EP} Blechdicke der Stirnplatte

t_w Blechdicke des Steges;

t_{wc} Blechdicke des Stützensteges

z Hebelarm

Lateinische Großbuchstaben

A_b Stahlquerschnitt des Riegels

A_{vc} effektiver Stegquerschnitt für die Schubbeanspruchung nach DIN EN 1993-1-1

A_s Spannungsquerschnittsfläche einer Schraube

$B_{p,Rd}$ Bemessungswert des Durchstanzwiderstandes des Schraubenkopfes & der Schraubenmutter

E Elastizitätsmodul

E_a Elastizitätsmodul des Baustahles

E_s Elastizitätsmodul des Betonstahles

$F_{c,wc,u}$ Komponententragfähigkeit des Stützensteges auf Druck

$F_{c,fb,Rd}$ Komponententragfähigkeit des Trägerflansches auf Druck

$F_{t,wc,Rd}$ Komponententragfähigkeit des Stützensteges auf Zug

$F_{t,wb,Rd}$ Komponententragfähigkeit des Trägerflansches auf Zug

$F_{t,Rd}$ Bemessungswert der Zugtragfähigkeit einer Schraube;

$F_{t,u}$ Bruch-Zugtragfähigkeit einer Schraube

$F_{T,Rd}$ Bemessungswert der Zugtragfähigkeit des Flansches eines äquivalenten T-Stummels

L_0 freie Dehnlänge der Bewehrung (Zugbandlänge)

$L_{0,eff}$ effektive Dehnlänge des Zugbandes

$M_{j,pl}$ Plastische Momententragfähigkeit eines Anschlusses;

$M_{j,u}$ Bruchmomententragfähigkeit eines Anschlusses

$M_{j,u,test}$ im Versuch erreichte Knotentragfähigkeit

$M_{j,u,FE}$ mittels FE berechnete Knotentragfähigkeit

P_{Rk} charakteristischer Wert der Widerstandsfunktion

P_{Rd} Bemessungswert der Widerstandsfunktion

P_{tRk} charakteristischer Wert der Widerstandsfunktion basierend auf Nennwerten der Festigkeit

V_{rt} Variationskoeffizient der Widerstandfunktion

V_δ Schätzwert für den Variationskoeffizienten für das Streumaß δ

V_r der Größtwert des Variationskoeffizienten aus den vorausgegangenen Versuchen

S_j Rotationssteifigkeit eines Anschlusses

Griechische Buchstaben

α Reduktionsfaktor

α_{rt} Wichtungsfaktor für Q_{rt}

α_δ Wichtungsfaktor für Q_δ

Δ Schätzwert (in Kapitel 7.7)

δ_i Streumaß für die Probe i

Φ_j Knotenrotation

$\Phi_{j,avail}$ vorhandene Rotationskapazität

$\Phi_{j,req}$ erforderliche Knotenrotation

$\Phi_{j,u,test}$ Knotenrotation bei Erreichen des maximalen Knotenmomentes $M_{j,u,test}$ im Versuch

$\Phi_{j,u,FE}$ Knotenrotation bei Erreichen des maximalen Knotenmomentes $M_{j,u,FE}$ in der FE-Rechnung

γ_c Teilsicherheitsbeiwert für die Betondruckfestigkeit

γ_M Materialsicherheitsbeiwert (allgemein)

γ_s Teilsicherheitsbeiwert für Betonstahl

γ_R erforderlicher Sicherheitsfaktor

ε_s Stahldehnung des reinen Betonstahles,

ε_{smu} mittl. Stahldehnung des Betonstahles bei Erreichen der Höchstlast eines Stahlbeton-dehnkörpers

ε_{sy} Dehnung bei Erreichen der Streckgrenze

ρ Bewehrungsgrad des Betongurtes

σ Standardabweichung

σ_{sr1} Bewehrungsspannung bei Beginn der Erstrissbildung

1 Einleitung

1.1 Allgemeines

Rahmenkonstruktionen in der Stahl- und Verbundbauweise konkurrieren im Hochbau (z.B. Parkhausbau, Hochhausbau) mit der Massivbauweise. Typisches und entscheidendes Element der Rahmenkonstruktionen, bestehend aus Stützen und Riegeln, ist die Stützen-Riegel-Verbindung, der Anschluss. Die Wahl des Anschlusses entscheidet hierbei nicht nur über die Anwendbarkeit der zur Verfügung stehenden Berechnungsverfahren und im weiteren über Herstellkosten und Montagefreundlichkeit, also über die Wirtschaftlichkeit der gesamten Verbundkonstruktion, sondern auch über die Redundanz der globalen Tragstruktur. Die Ausbildung der Anschlüsse in Stahl-Verbundtragwerken stellt demnach eine Schlüsselposition dar und ist ein entscheidender Faktor, der den architektonischen Anspruch, die Wirtschaftlichkeit aber auch die Robustheit als Eigenschaft der Tragstruktur beeinflusst. Dabei wird der Anschluss nicht mehr nur als Schnittstelle zwischen zwei Bauteilen begriffen, sondern wird zu einem „eigenständigen Bauteil“ im statischen System. Diese Vorgehensweise bietet dem Tragwerksplaner größere Einflussmöglichkeiten für eine wirtschaftliche und zuverlässigere Bemessung des Tragwerks, aber auch die Möglichkeit zur Erhöhung der Strukturredundanz.

Mit zuverlässigerer Berechnung ist hier die Idealisierung der Knotenpunkte in der statischen Berechnung und die zugehörige spätere konstruktive Umsetzung gemeint. Der oft verwendete idealisiert gelenkige Schraubanschluss hat tatsächlich meist ungewollte Einspanneffekte. Zur Vermeidung einer Überlastung müssen deshalb ausreichend Umlagerungsmöglichkeiten und Verdrehbarkeit gewährleistet sein. Dabei kann das Potenzial teiltragfähiger Anschlüsse von zwei unterschiedlichen Seiten beleuchtet werden, die tendenziell in einem gewissen Widerspruch zueinander stehen. Zum einen die Systemoptimierung, die darauf abzielt, die einzelnen Bauteilwiderstände noch effektiver auszunutzen, und zum anderen ein Tragsystem mit ausreichend Tragreserven auszubilden, das möglichst unempfindlich auf lokale Schädigungen reagiert. Die Herausforderung wird sein, einen ausgewogenen Mittelweg zu finden, der beiden genannten Aspekten gerecht wird. Hier liegt die große Chance der teiltragfähigen duktilen Knoten.

Eine wirtschaftlich optimierte Berechnung versucht die Einspanneffekte, also die Anschlussmomententragfähigkeit bei der Auslegung der Tragstruktur zu berücksichtigen. Mit minimalem Mehraufwand lässt sich im Grunde ein „idealisiert gelenkiger“ Anschluss so ausbilden, dass die

Momententragfähigkeit bei 15-40 % der Riegeltragfähigkeit liegt. Somit wird die Tragfähigkeit des Systems = Riegel + Knoten entsprechend gesteigert. Dies führt zur Aufnahme höherer Lasten oder bei gleicher Last zu kleineren Riegelprofilen.

Andererseits erlaubt die Ausbildung von teiltragfähigen duktilen Knoten, die im System vorhandenen Tragreserven durch eine Umlagerung der Schnittgrößen zu mobilisieren. Verformbare, teiltragfähige Anschlüsse in der Stahl- oder auch Verbundrahmenbauweise führen somit gegenüber gelenkigen Anschlüssen, bei entsprechend duktiler Ausbildung, zu einer deutlich redundanteren globalen Tragstruktur [62], [64], [65]. Die Forderungen in DIN EN 1990 [4] und DIN EN 1991-1-7 [5] hinsichtlich der Zuverlässigkeit von Tragwerken führen dazu, dass zukünftig bei Gebäuden entsprechend hoher Schadensfolgeklassen ein statisch bestimmtes Tragsystem nicht mehr genügt. Da die statische Bestimmtheit oder Unbestimmtheit maßgeblich durch die bauliche Durchbildung der Knotenpunkte beeinflusst wird, sind teiltragfähige Knoten gegenüber gelenkigen Knoten deutlich im Vorteil. Indirekte Entwurfskriterien, die die Ausbildung teiltragfähiger „robuster“ Knoten erleichtern, wären für die tägliche praktische Anwendung hilfreich, sind aber bisher nicht vorhanden.

Bisher ist die Anwendung teiltragfähiger Stahl- und Verbundknoten in der Praxis noch relativ selten, was dem Mehraufwand in der Planungsphase sowie der Unkenntnis der Herangehensweise bei Verwendung solcher Anschlüsse geschuldet sein dürfte. Das Werkzeug zur Bemessung und Konstruktion dieser Knoten, die Komponentenmethode, ist nach dem „Baukastenprinzip“ logisch aufgebaut, d.h. eine Vielzahl an Stahl- und Verbundkomponenten sind verfügbar, um das Tragverhalten der gängigen geschraubten und geschweißten Stützen-Riegel-Verbindungen zu bemessen. Abschreckend für den erstmaligen Anwender mag die Ausführlichkeit der Komponentenmethode sein. Ein paralleles einfaches Bemessungsverfahren, das einen Großteil der Anschlussvariationen abdeckt, würde sicherlich auch für mehr Akzeptanz der teiltragfähigen Anschlüsse in der Praxis sorgen.

1.2 Begriffe

Zur nachfolgenden Abgrenzung und zum besseren Verständnis sind in Bild 1-1 die Begriffe am Knoten definiert. Die Definitionen sind in Anlehnung an DIN EN 1993-1-8 gehalten.

Anschluss bzw. Knoten: Bereich, in dem zwei oder mehrere Bauteile miteinander verbunden sind; für die Berechnung und Bemessung besteht der Anschluss/Knoten aus der Anordnung aller Grundkomponenten, die für die Bestimmung der Kennwerte des Anschlusses/Knotens bei der Übertragung der Schnittgrößen zwischen den angeschlossenen Bauteilen notwendig sind.

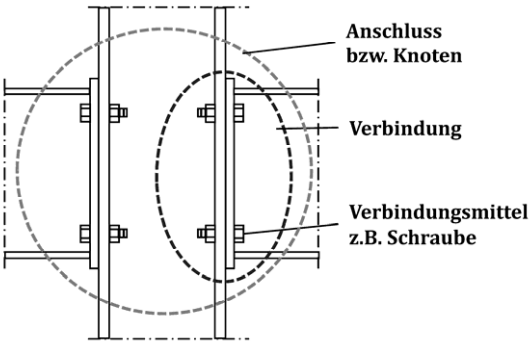


Bild 1-1: Begriffe einer Knotenkonstruktion

Verbindung: konstruktiver Punkt, an dem sich zwei oder mehrere Bauteile treffen; für die Berechnung und Bemessung besteht die Verbindung aus einer Anordnung von Grundkomponenten, die für die Bestimmung der Kennwerte der Verbindung für die Übertragung der Schnittgrößen notwendig sind

Verbindungsmittel: ist das statische Element am Anschluss, das Zug- und Querkräfte übertragen kann, wie z.B eine Schraube oder Schweißnaht

1.3 Fragestellung der Arbeit

Die Fragestellung der Arbeit konzentriert sich auf eine optimierte Abstimmung der Knotenkomponenten, um die Knotenduktilität zu erhöhen und gleichzeitig lokale Tragreserven des Knotens zu aktivieren. Dabei ist bezüglich der Anforderungen an die Knoten zu unterscheiden, ob es sich um eine „normale“ Bemessungssituation oder eine außergewöhnliche Beanspruchungssituation handelt. In diesem Zuge soll auch ein einfaches Nachweisformat zur Bemessung teiltragfähiger Anschlüsse erarbeitet werden. Für eine effektive praktische Anwendung sollen im Zuge des vereinfachten Verfahrens auch geometrische Kriterien abgeprüft werden bzw. Schranken vorgegeben werden und damit der gewünschte Versagensmodus am Knoten sichergestellt werden. Damit erfolgt die geometrische Auslegung der Anschlusskomponenten im Zuge des Nachweisformates und muss nicht iterativ erfolgen. Das einfache Bemessungsverfahren ist für die „normale“ Bemessungssituation gedacht, soll aber in modifizierter Form auch für die außergewöhnliche Bemessungssituation anwendbar sein.

Im Rahmen der Arbeit werden Anforderungen an teiltragfähige Knoten in der „normalen“ Nutzung (GZT) untersucht sowie die Ableitung geometrischer Kriterien zur Sicherstellung ausreichender Duktilität bzw. Rotationsfähigkeit hierfür erarbeitet. Anhand experimenteller und

numerischer Untersuchungen sollen maßgebende Parameter am Knoten identifiziert werden, mit deren Hilfe sich die Rotationsfähigkeit positiv beeinflussen lässt. Anschließend gilt es sogenannte Duktilitätskriterien abzuleiten, deren Einhaltung eine vollplastische Bemessung erlaubt und dem Tragwerksplaner einen zusätzlichen Rotationsnachweis des Knotens erspart.

Durch Festlegung gewisser Randbedingungen am Knoten soll ein Versagen der Zugzone durch letztendliches Schraubenversagen „erzwungen“ werden. Ist Schraubenversagen für die Momententragfähigkeit des Knotens maßgebend, kann die Knotentragfähigkeit relativ einfach über die Schraubenzugtragfähigkeit und den inneren Hebelarm ermittelt werden. Es ist dann zu überprüfen, ob die Nachgiebigkeit des Stirnbleches oder des Stützenflansches sich negativ auf die ungestörte Zugtragfähigkeit der Schraube auswirkt. Bei duktilen Knoten ist für die Schraube in diesem Fall ein Reduktionsfaktor auf die Zugtragfähigkeit anzuwenden.

Des Weiteren zielt die Arbeit darauf ab, hinsichtlich der Anforderungen an die Knoten noch einen Schritt weiterzugehen, um sicherzustellen, dass die Funktionalität der Knoten auch unter außergewöhnlichen Beanspruchungssituationen noch gegeben ist. Konkret bedeutet das, dass die Anforderungen an die Rotationskapazität ein Vielfaches derer unter „normalen“ Bemessungssituationen ist. Desweiteren bedingt z.B. ein Stützenausfall eine Momentenumkehr am direkt betroffenen Knoten, so dass hier die Momentenbeanspruchung von negativem ins positive Moment wechselt und eigentlich planmäßige Druckkomponenten zu Zugkomponenten werden.

Zur Umlagerung der Lasten in unbeschädigte Bereiche müssen sich anschließend alternative Lastpfade im System ausbilden können. Hier ist die Aktivierung einer Spannbandwirkung eine effiziente Lösung, die aber große globale Verformungen erfordert, die wiederum hohe lokale Anforderungen an die Verformungsfähigkeit des Knotens stellen. Zudem wird der Knoten bei Aktivierung der Spannbandwirkung neben der Momenten- und Querkraftbeanspruchung auch durch zusätzliche Zug-Normalkraft beansprucht.

Die die maßgebenden Knotenkomponenten beeinflussenden Parameter müssen also so abgestimmt werden, dass sowohl für reine Momenten- wie auch gemischte Momenten-Normalkraftbeanspruchung des Knotens ein durchgängig duktiles Verformungsverhalten erreicht wird und das Tragverhalten des Knotens den Anforderungen gerecht wird.

Von den Knotentypen oder Knotenkonfigurationen untersucht die Arbeit schwerpunktmäßig das Trag- und Verformungsverhalten geschraubter bündiger Stirnplatten mit zwei Schrauben in einer Reihe und einer Schraubenreihe auf Zug, überstehenden Stirnplatten mit zwei Schrauben in einer Reihe sowie Verbundknoten mit einer Schraubenreihe auf Zug.

1.4 Motivation

1.4.1 *Unter dem Gesichtspunkt eines Nachweisformates für ausreichend Duktilität*

In vielen Fällen sind die in der statischen Berechnung angenommenen Randbedingungen nur idealisiert. So sind z.B. idealisierte Anschlussgelenke i.d.R. nie ideal-gelenkig, erhalten also immer eine gewisse Momentenbeanspruchung und müssen deshalb planmäßig duktil (meist durch Spaltausbildung) ausgebildet werden, um sich zu großer, nicht vorgesehener Momentenbeanspruchung zu entziehen [34], [45]. Ohne großen Mehraufwand lässt sich die Teiltragfähigkeit der Anschlüsse aber auch gezielt ausbilden und nutzen. Im Unterschied zu einem gelenkigen Knoten wird beim verformbaren teiltragfähigen Knoten (vgl. Bild 1-3) ein Biegemoment übertragen, obwohl anders als beim biegesteifen Knoten (vgl. Bild 1-2) auch eine Relativverdrehung Φ_j des Knotens auftritt. Der Knoten muss daher so ausgebildet werden, dass sich die erforderliche Relativverdrehung einstellen kann, sonst ist die geometrische Verträglichkeit nicht gewährleistet und ein vorzeitiges Versagen wegen „zu geringer Rotationskapazität“ würde eintreten.

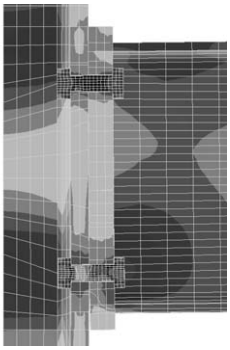


Bild 1-2: Verformungsarmer teiltragfähiger Knoten

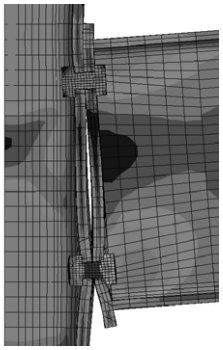


Bild 1-3: Duktiler teiltragfähiger Knoten

Der Tragwerksplaner steht nun vor der Schwierigkeit, dass für die Sicherstellung ausreichender Rotationskapazität kein standardisiertes Nachweisformat zur Verfügung steht. Dies ist auch relativ schwierig, da hierzu die maximalen Verformungskapazitäten der relevanten Komponenten am Knoten bekannt sein müssten. Diese variieren aber je nach vorherrschenden Randbedingungen am Knoten. Für solch einen Rotationsnachweis fehlt also die „praxistaugliche“ Aufbereitung der nötigen Eingangs- bzw. Vorwerte.

Anstelle eines direkten Nachweisformates bietet sich als anwenderfreundlichere Alternative ein indirekter Nachweis der Rotationskapazität an. So kann die Duktilität des Knotens auch über die Einhaltung gewisser geometrischer Kriterien sichergestellt werden. In DIN EN 1993-1-8 [8],

Kapitel 6.4 ist solch ein indirekter Nachweis, ein sogenanntes Duktilitätskriterium, bereits enthalten. Allerdings beruht dieses Kriterium, das ein Modus 1 - Versagen am T-Stummel sicherstellen soll, auf bestimmten Annahmen. Dazu mehr in Kapitel 4.5.

Ziel und Motivation ist es, dieses Kriterium auf ausgesteifte Stirnbleche mit plattenartigem Verhalten zu übertragen und die Schraubenlage als wichtigen Parameter zu integrieren.

1.4.2 *Unter dem Gesichtspunkt eines vereinfachten Vorgehens*

Dem berechnenden Ingenieur steht mit der Komponentenmethode in DIN EN 1993-1-8 [8] ein Berechnungsverfahren zur Bestimmung der Tragfähigkeit und Steifigkeit nachgiebiger, teiltragfähiger Anschlüsse zur Verfügung. Ein Nachteil ist allerdings, dass dieses Verfahren relativ aufwändig und zeitintensiv ist. Denn bei der Methode werden alle einzelnen Tragelemente des Knotens, wie z.B. Stirnplattenanschluss auf Zug, der nicht ausgesteifte Stützensteg auf Druck oder der anschließende Riegelflansch auf Druck als Wegfedern charakterisiert und ihre Eigenschaften wie Tragfähigkeit und Steifigkeit sind einzeln zu berechnen. Dieses Verfahren ist von seinem Wesen her eher als „Programmiercode“, denn als Verfahren zur „handschriftlichen Anwendung“ gedacht. Bei der meist sehr knappen Bearbeitungszeit der Projekte neigt der Aufsteller der Genehmigungsplanung deshalb i.d.R. dazu auf gelenkige oder biegesteife Anschlüsse zurückzugreifen, da diese „konventionellen Verbindungen“ für ihn deutlich weniger Arbeitsaufwand bedeuten, auch wenn diese von den Fertigungs- und Materialkosten etwas kostenträchtiger sind. Des Weiteren kommt hinzu, dass die Anschlussstatik, also die Bemessung der Anschlüsse oftmals den ausführenden Stahlbaufirmen im Zuge der Ausführungsplanung überlassen wird.

Eine Trennung von Stabstatik und Anschlussstatik ist bei gelenkigen oder biegesteifen Verbindungen problemlos möglich, vgl. Bild 1-4 oben. Bei der Wahl verformbarer teiltragfähiger Anschlüsse lassen sich die „Stabstatik“ und „Anschlussstatik“ aber nicht mehr einfach entkoppeln, da das Anschlussverhalten direkt die Schnittgrößen im System beeinflusst [84].

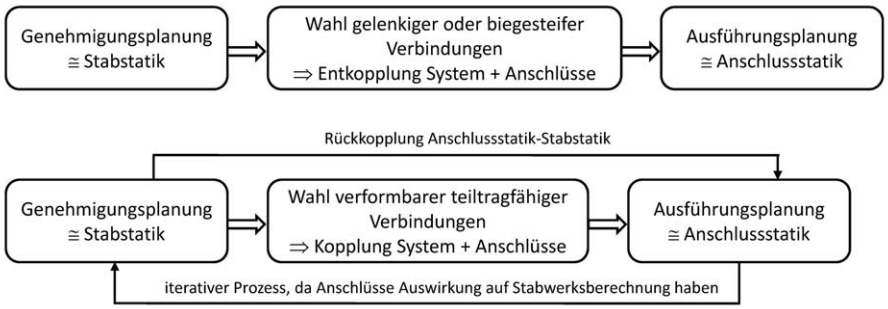


Bild 1-4: Ablauf der Genehmigungs- und Ausführungsplanung in Abhängigkeit des Knotentyps

Ziel ist es, ein Verfahren basierend auf Konstruktionsregeln zu entwickeln, das eine einfache und schnelle Bestimmung der Anschlusstragfähigkeit ermöglicht. Hierzu soll das Duktilitätskriterium in Kapitel 6.4 der DIN EN 1993-1-8 [8] modifiziert werden und als „oberer Grenzwert“ für die Stirnplattendicke dienen, um ausreichend Rotationsfähigkeit (auch bei Überfestigkeitseffekten) für eine Bemessung „Plastisch-Plastisch“ sicherzustellen. Ergänzend wird noch ein „unterer Grenzwert“ als zweites Kriterium entwickelt, um ein Versagen des Grundmaterials (Durchstanzen) auszuschließen. Zudem sollen indirekte Konstruktionskriterien hergeleitet werden, die einen Anwendungsbereich definieren und das ungewollte Versagen anderer Komponenten ausschließen. Mit diesem Verfahren kann dann schon bei der Entwurfsplanung eine schnelle unkomplizierte Auslegung der Anschlüsse erfolgen, die zugleich „harte geometrische Randbedingungen“ für ausreichend Duktilität des Knotens definiert. Diese Randbedingungen dienen dann auch als Vorgabe für die Stahlbaufirma zur fertigungstechnischen Umsetzung der Anschlüsse.

Das vereinfachte Bemessungsverfahren soll die Komponentenmethode für einen vorgegebenen Anwendungsbereich ergänzen (für verformungsunempfindliche Tragwerke, wie Parkhäuser oder Bürogeschossbau mit massivem Aussteifungskern) und ausreichend Duktilität am Anschluss für eine vollplastische Bemessung sicherstellen. Die Bestimmung der plastischen Momententragfähigkeit des Anschlusses kann mit Hilfe des vereinfachten Verfahrens innerhalb weniger Rechenschritte ermittelt werden und erfordert nur die Kenntnis der ansetzbaren Schraubenkraft und des zugehörigen Hebelarms.

Der Anschluss kann anschließend als starr-plastische Momentenfeder oder bei Kenntnis der Steifigkeit als bilineare Momentenfeder im Stabwerkprogramm implementiert werden.

1.4.3 *Unter dem Gesichtspunkt der Verbesserung der Robustheit der Rahmenstruktur*

Die konstruktive Ausbildung der Anschlüsse hat entscheidenden Einfluss auf die Redundanz der Tragstruktur. Die bauliche Durchbildung der Verbindungen (Knotenpunkte) beeinflusst die Robustheit der Tragstruktur, das bedeutet, je höher die statische Unbestimmheit des Tragwerkes, desto größer die Redundanz und die Umlagerungsmöglichkeiten der Tragstruktur gegenüber unvorhergesehenen außergewöhnlichen Einwirkungen, vgl. Bild 1-5. Für diesen Fall, unter einer außergewöhnlichen Beanspruchungssituation, sind die Duktilitätsanforderungen an die Knoten um einiges größer als für die normale Nutzung.

Die am Institut durchgeführten Forschungsprojekte [62], [63] haben gezeigt, dass die Ausbildung hochduktiler Stahl- und Verbundknoten ohne großen Zusatzaufwand möglich ist und dukti-

le teiltragfähige Knoten sich auch für den Einsatz zur Ausbildung von robusten Rahmentragwerken eignen.

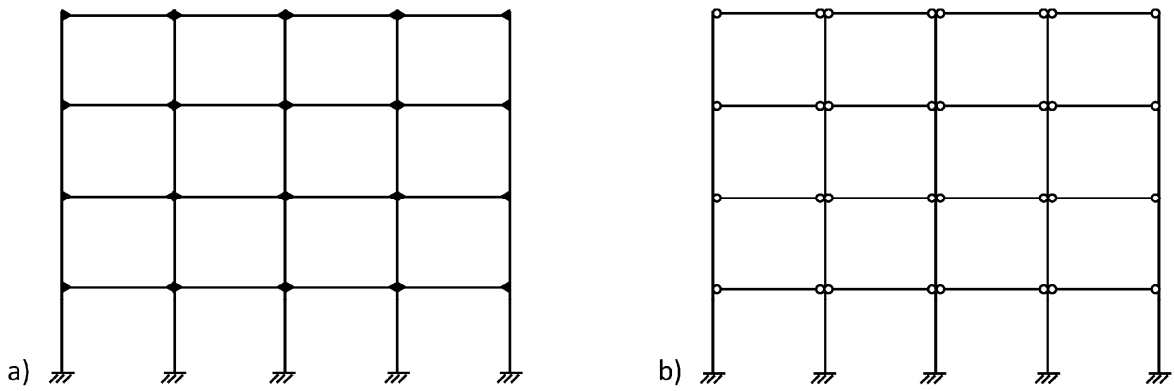


Bild 1-5: Einfluss der statischen Unbestimmtheit auf die Systemredundanz a) hoch, b) niedrig [74]

An dieser Stelle zielt die Arbeit darauf ab, unter Berücksichtigung der zukünftig relevanten Anforderung der Robustheit in außergewöhnlichen Bemessungssituationen nach DIN EN 1990 [4] und DIN EN 1991-1-7 [5], die Konkurrenzfähigkeit von Stahl- und Stahlverbundrahmenkonstruktionen gegenüber der Massivbauweise durch die Entwicklung adäquater intelligenter Konstruktions- und Bemessungsstrategien zu verbessern.

Ziel ist die Ausarbeitung eines ersten Entwurfs zur Ergänzung der bisher vorhandenen Hinweise zu Stahl- und Verbundrahmentragwerken unter außergewöhnlichen Beanspruchungen in Anhang A.5 in DIN EN 1991-1-7 [5]. Die vorgeschlagenen *Konstruktionsregeln* für Anschlüsse sollen primär für ausreichende Duktilität sorgen. Außerdem werden *Widerstandsmodelle* zur Bestimmung der Grenzmomenten- und Normalkrafttragfähigkeit erarbeitet. Mit den neu erarbeiteten Konstruktionskriterien und den Widerstandsmodellen auf „Bruchniveau“ können Anschlüsse in Rahmentragwerken zur Anwendbarkeit der Entwurfsstrategie „Alternative Lastpfade“ für außergewöhnliche Bemessungssituationen nach Kapitel 3 in DIN EN 1991-1-7 [5] zukünftig dimensioniert werden.

2 Zielsetzung der Arbeit

2.1 Ziel

Das Ziel der Arbeit ist ein zur Komponentenmethode in DIN EN 1993-1-8 kompatibles vereinfachtes Bemessungsverfahren für geschraubte Stirnplattenverbindungen zu entwickeln. Mit Hilfe des neuentwickelten vereinfachten Verfahrens soll die Anschlussmomententragfähigkeit des teiltragfähigen Knotens in wenigen Schritten bestimmt werden können. Zugleich sollen geometrische Kriterien entwickelt werden, die den gewünschten Versagenmodus am Anschluss sicherstellen und für ausreichend Duktilität des Anschlusses sorgen. Für eine Untersuchung der Anschlusstragfähigkeit in einer außergewöhnlichen Bemessungssituation soll das vereinfachte Verfahren auch für die Grenzmomenten- und Grenzzugtragfähikeit einer geschraubten Stirnplattenverbindung adaptierbar sein.

2.2 Methodik

Zunächst gilt es, das Trag- und Verformungsverhalten bündiger Stirnplatten, speziell für dünnere Stirnbleche aufzuarbeiten. Hierzu werden bestehende Arbeiten auf diesem Themengebiet anaylsiert, bewertet und es wird versucht, brauchbare Erkenntnisse weiterzuverfolgen. Anschließend werden eigene Versuche an Stahl- und Verbundknoten vorgestellt und ausgewertet. Ergänzend zu den eigenen Versuchen werden Ergebnisse von T-Stummelversuchen aus Trento [31] aufbereitet, um Besonderheiten und Unzulänglichkeiten, die das aktuell gültige Verfahren zur Berechnung der T-Stummeltragfähigkeit in DIN EN 1993-1-8 [8] betreffen, herauszuarbeiten. Anhand einer umfangreichen numerischen Parameterstudie an bündigen und überstehenden Stirnplatten wird versucht, die Erkenntnisse der experimentellen Untersuchungen zu untermauern und zudem die Grundlage für den Hauptgegenstand der Arbeit zu legen; die Entwicklung eines vereinfachten Bemessungsverfahrens geschraubter Stahl- und Verbundknoten, sowie Kriterien und Widerstandsmodell für die Auslegung „robuster“ teiltragfähiger Knoten zur Aktivierung von Spannbandwirkung bei Stützenausfall.

Etwas konkreter kann das Vorgehen wie folgt beschrieben werden:

Anhand eines Vergleiches mit dem in DIN EN 1993-1-8 [8] verankerten Modell der Komponentenmethode (Erläuterung siehe Kapitel 3.1) lassen sich Besonderheiten, Abweichungen aber speziell auch Auswirkungen gegebener Randbedingungen auf das Tragverhalten und das Ver-

formungsverhalten, also auf die Duktilität aufzeigen. Anhand der eigenen Versuche an Stahl- und Verbundknoten stehen Ergebnisse für reine Biegung sowie Ergebnisse für Interaktion zwischen Biegung und Zugnormalkraft zur Verfügung. Auf Komponentenebene am Knoten ist vor allem das Trag- und Verformungsverhalten des T-Stummels von Bedeutung für die Arbeit. Hierzu werden die schon angesprochenen T-Stummelversuche, die im Rahmen eines RFCS-Vorhabens an der Universität Trento durchgeführt wurden, genauer analysiert und maßgebende Parameter für nicht ausgesteifte und ausgesteifte T-Stummel abgeleitet und mit den Erkenntnissen der Knotenversuche verglichen.

Mit der vorliegenden Datenbasis an Versuchswerten für Knoten und T-Stummel können eigene numerische Modelle für bündige und überstehende Stirnplatten entwickelt und verifiziert werden. Anschließend erfolgt eine umfangreiche Parameterstudie. Damit lassen sich die für besonders duktiles Verformungsverhalten verantwortlichen Parameter gezielt bestimmen und ihre Einflussgrößen genauer untersuchen. Die experimentellen und numerischen Versuchsergebnisse dienen als Grundlage zur Ableitung eines anwendungsfreundlichen Widerstandsmodells zur Bestimmung der Momenten- und Normalkrafttragfähigkeit des Knotens und zur Ableitung geometrischer Kriterien zur Sicherstellung eines duktilen Tragverhaltens des Knotens.

Grundgedanke des mechanischen Widerstandsmodells ist es die Knotentragfähigkeit basierend auf der Schraubenzugtragfähigkeit zu bestimmen. Hierzu muss der Knoten planmäßig durch letztendlichen Schraubenbruch versagen. Zur Sicherstellung des gewünschten Knotenversagens sollen ein Gültigkeitsbereich sowie Duktilitätskriterien für Stirnblech bzw. Stützenflansch beitragen. Dabei soll die Stirnplattendicke in einem Bereich liegen, der nach unten über die Durchstanztragfähigkeit des Bleches begrenzt wird und nach oben über die Forderung ausreichender Blechverformung zur Umlagerung von Schnittgrößen.

Damit gewährleistet ist, dass die abgeleiteten Duktilitätskriterien ausreichend Sicherheit gegen Versagen mangels eingeschränkter Verformungsfähigkeit bieten, werden diese anhand zuverlässigkeitstheoretischer Untersuchungen abgesichert.

Das für die plastische Bemessung entwickelte Widerstandsmodell wird zuletzt dann so modifiziert, dass es für die Bestimmung der Grenzmomenten- und Grenznormalkrafttragfähigkeit in außergewöhnlichen Beanspruchungssituationen genutzt werden kann. Die abgeleiteten Duktilitätskriterien des Knotens zur Ermöglichung einer vollplastischen Bemessung werden in diesem Zug weiter „verschärft“, damit sie eine ausreichende globale Verformung zur Aktivierung von Spannbandwirkung erlauben.

2.3 Theoretischer Ansatz der Arbeit

2.3.1 *Das Trag- und Verformungsverhalten der Stirnplatte am Knoten*

Die europäischen Stahl- und Verbundbaunormen DIN EN 1993-1-8 [8] bzw. DIN EN 1994-1-1 [9] erlauben heute die Auslegung von Riegel-/Stützenverbindungen von Stahl- und Verbundrahmen als nachgiebige oder teiltragfähige Knoten, die im Grenzzustand der Tragfähigkeit durch lokales Plastizieren zu Schnittgrößenumlagerungen im System führen. Ihre Bemessung erfolgt nach dem sogenannten Komponentenverfahren, das die einzelnen Tragelemente des Knotens, wie Stirnplattenanschluss auf Zug, der unausgesteifte Stützensteg auf Druck, oder der anschließende Riegelflansch auf Druck als Wegfedern charakterisiert. Das Bemessungsverfahren, das eine solche Schnittgrößenumlagerung im System erlaubt, setzt voraus, dass die Anschlüsse eine ausreichende Verformungsfähigkeit bzw. Duktilität besitzen, um die Anforderungen des Systems zu erfüllen. Die Duktilität des Anschlusses wird üblicherweise durch die Verformbarkeit der Komponente „Stirnplatte auf Biegung“, d.h. über die Verformung des Stirnbleches generiert. Beginnt das Stirnblech zu plastizieren und es entstehen plastische Verformungen wird innerhalb des Stirnbleches ein zusätzlicher Trageffekt, die sogenannte Membrantragwirkung, aktiviert. Durch kombinierte Biege- und Membrantragwirkung hat das Grundmaterial (Stirnblech) einen deutlich größeren Tragwiderstand als nach dem derzeitigen Ansatz für die Komponententragfähigkeit in Abschnitt 6.2.6.5 in DIN EN 1993-1-8 [8]. Die Kombination von Materialüberfestigkeitseffekten und Membrantragwirkung des Grundmaterials kann dann zu ungewolltem, vorzeitigem Schraubenversagen führen, das für den Anschluss i.d.R. eine relativ beschränkte Duktilität bzw. Rotationsfähigkeit bedeutet.

2.3.2 *Die Erfassung des Membrantrageffektes im T-Stummel*

Das Modell des T-Stummels (Erläuterung siehe Kapitel 3.2) berücksichtigt bisher nur reine Biegung des Grundmaterials. Bei duktiler Ausbildung (im Versagensmodus 1 oder Modus 2 nahe Modus 1) trägt der T-Stummel bei zunehmender Verformung nicht mehr über reine Biegung, sondern auch über Membranwirkung ab, vgl. Bild 2-2. Daher muss für duktile T-Stummel zunächst der Einfluss der Membranwirkung auf die T-Stummel-Tragfähigkeit und Verformbarkeit untersucht werden. Die Membrantragwirkung ist an die Verformung des T-Stummels gekoppelt. Sie kommt zum Tragen, wenn sich die Stirnplatte deutlich verformt, also das Verhalten des T-Stummels hochgradig nichtlinear wird. Dadurch ist die Erarbeitung eines gesonderten Terms zur

Berücksichtigung des Traganteils der Membrantragwirkung zusätzlich zur Biegetragwirkung unpraktikabel.

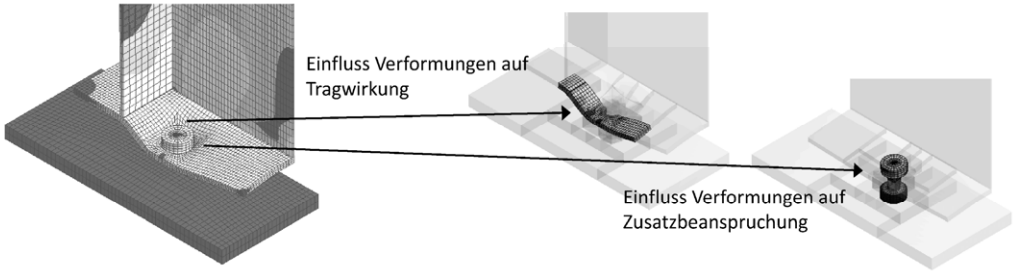


Bild 2-1: Trageffekte am T-Stummel bedingt durch große Verformungen

Bei den die Membrantragwirkung beeinflussenden Parametern handelt es sich um geometrische Randbedingungen am T-Stummel, bzw. um Abhängigkeiten der unterschiedlichen Festigkeiten zwischen Grundmaterial und Schrauben. Der Membrantrageffekt hat dabei zur Folge, dass sich im Grundmaterial Tragreserven aktivieren lassen, die Schrauben aber einer Zusatzbeanspruchung ausgesetzt werden, siehe Bild 2-1. Je größer die Verformung des Grundmaterials, desto stärker ausgeprägt ist i.d.R. der Membraneffekt, siehe Bild 2-2 a). Gleichzeitig erhöht sich bei zunehmender Verformbarkeit des Grundmaterials auch der negative Einfluss auf die ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit durch Schraubenbiegung, Scherbeanspruchung oder Abstützkräfte, siehe Bild 2-2 b) und c). Hierauf baut das zu erarbeitende mechanische Widerstandsmodell für die Zugzone des Knotens in Kapitel 7. Ziel ist es, den T-Stummel des Knotens planmäßig auf Versagensmodus 2 nahe Versagensmodus 1 zu dimensionieren. Damit ist sichergestellt, dass am Ende die Tragfähigkeit durch Schraubenversagen, also durch die Schraubentragfähigkeit bestimmt wird.

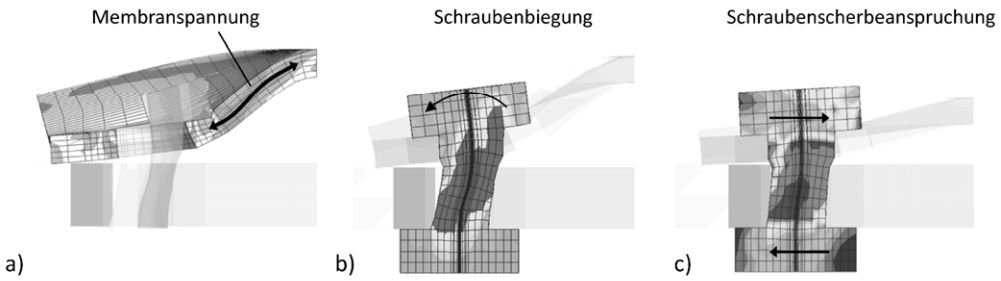


Bild 2-2: Der Membraneffekt im Stirnblech und sein Einfluss auf die Schraube

Es gilt nun zu untersuchen, welche Parameter am Knoten die Schraubenzugtragfähigkeit abmindernd beeinflussen und einen handhabbaren Abminderungsfaktor auf die ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit zu entwickeln. Wird die Knotentragfähigkeit mit diesem Vorgehen

bestimmt, kann automatisch auch die Membrantragwirkung duktiler Stirnbleche mit berücksichtigt werden. Das bietet die Möglichkeit für die Bestimmung der Grenztragfähigkeiten $M_{j,u}$ und $N_{j,u}$ zusätzliche Tragreserven des Knotens zu mobilisieren, die mit dem Verfahren der Komponentenmethode bisher nicht erfasst werden können. Das Verfahren der Komponentenmethode in DIN EN 1993-1-8 [8], Kapitel 6.2.6.5 wurde entwickelt, um anhand eines Fließmechanismus der Stirnplatte, die maximale plastische Momententragfähigkeit des Blechs zu bestimmen. Alle Effekte, die auf Theorie II. oder III. Ordnung beruhen, wie der Membrantrageffekt, liegen außerhalb dieses Anwendungsbereiches.

2.3.3 *Zur Ableitung von Duktilitätskriterien für die Zugzone*

Das System bestehend aus Knoten und Riegel kann entweder durch Überschreiten des Tragwiderstandes versagen oder durch unzureichende Rotationskapazität des Knotens. Um bei verformbaren teiltragfähigen Knoten nun einen Rotationsnachweis des Knotens zu umgehen, können Duktilitätskriterien eingeführt werden, die ausreichend Duktilität des Knotens sicherstellen. Die Ergebnisse der numerischen, als auch der bisherigen experimentellen Untersuchungen dienen als Grundlage für die Entwicklung eines neuen Duktilitätskriteriums als Grenzwerte zur Sicherstellung des duktilen Versagensmodus 2 des T-Stummels. Dabei soll der bisherige Ansatz hinsichtlich der Fließlinien und der Schraubenposition überdacht und modifiziert werden. Das neue Kriterium soll das bisherige „Duktilitätskriterium“ in DIN EN 1993-1-8 [8] dann auch zuverlässig auf ausgesteifte T-Stummel anwendbar machen und um die Berücksichtigung der Schraubenposition erweitern. Mit Hilfe zuverlässigkeitstheoretischer Untersuchungen in Kapitel 9.6 wird das Kriterium zur Sicherstellung ausreichender Knotenduktilität mit Systemanforderungen verglichen und abgesichert. Damit lässt sich für unterschiedliche Stirnplattenkonfigurationen der Versagensmodus 2 in geometrische Abhängigkeiten fassen, aus denen sich Konstruktionskriterien als indirektes Nachweisverfahren ableiten lassen. Dem praktischen Anwender bleibt somit ein zusätzlicher expliziter Rotationsnachweis des Knotens erspart.

2.3.4 *Nutzung der Tragreserven unter dem Gesichtspunkt der Robustheit*

Die Abstimmung und Dimensionierung der einzelnen Komponenten am Anschluss entscheidet nicht nur alleine darüber, ob vollplastische Bemessungsverfahren zur Erzielung wirtschaftlicher Rahmensysteme angewendet werden können, sondern gleichzeitig verbessert sich, wie bereits in Kapitel 1.4.3 und Kapitel 2.3.4 angesprochen, die Strukturredundanz, also die Möglichkeit alternative Lastpfade zu aktivieren. Unter alternativen Lastpfaden versteht sich z.B. der Übergang

von reiner Biegetragwirkung zur Zugtragwirkung. Die Spannband- oder Zugbandwirkung nutzt durch die überwiegende Aktivierung von Membrankräften im System die Querschnitte optimaler als die reine Biegetragwirkung. Damit lassen sich nicht nur plastische Tragreserven, sondern in gewisser Weise auch „Tragreserven“ durch eine optimierte Querschnittsbeanspruchung aktivieren. Die Spannbandwirkung kann nur bei ausreichender Festigkeit gepaart mit hoher Duktilität aktiviert werden. Unter Anforderungen an Duktilität sind hier nicht nur Anforderungen an die Rotationskapazität der Anschlüsse oder Stahlprofile gemeint, sondern auch Anforderungen an die Verformungskapazität unter Normalkraftbeanspruchung. Ausreichend Duktilität der Stahlprofile kann i.d.R. über die Wahl duktiler Querschnittsklassen (Klasse 1) gesteuert werden. Ausreichend Verformungskapazität der Betonplatte, speziell in den Bereichen negativer Momentenbeanspruchung, kann über die Anordnung der Verbindungsmittel, die Wahl duktiler Bewehrung und den Bewehrungsgehalt erreicht werden. Bei Verwendung nachgiebiger teiltragfähiger Anschlüsse ist die Abstimmung der am Anschluss beteiligten Komponenten entscheidend, es muss sichergestellt werden, dass zu jedem Zeitpunkt der Belastung eine duktile Komponente maßgebend ist. Die spröden Komponenten des Anschluss, hauptsächlich die Schrauben, bzw. auch die Schweißnähte gilt es ausreichend überzudimensionieren. Nur so kann am Ende der Transfer und die Verankerung der Spannbandkraft über die Knotenpunkte gewährleistet werden. Kapitel 11 gibt zur konstruktiven Umsetzung und Bemessung der Knoten Empfehlungen.

3 Stand der Technik auf dem Arbeitsgebiet

3.1 Die Komponentenmethode

Grundgedanke der Komponentenmethode ist es, einen Knoten in seine statisch wirksamen Einzelkomponenten zu zerlegen, diese isoliert zu berechnen und anschließend wieder zum Gesamtanschluss zusammenzufügen, wie es das Schema in Bild 3-1 veranschaulicht. Ausgangspunkt ist dabei die reale Ausbildung eines Knotens. Die Vordimensionierung der Knotengeometrie, die Wahl der Anschlussart und der Materialgüten erfolgt dabei vor der eigentlichen Systemberechnung. Damit wird der Knoten als eigenständiges Bauteil von Beginn an in die Bemessung integriert. Die Diskretisierung des Knotens im Rahmen der Komponentenmethode erfolgt durch ein Federmodell, vgl. Bild 3-2. Eine einzelne Feder repräsentiert dabei eine am Knoten identifizierte Komponente. Die einzelnen Komponenten werden je nach Lage im Knoten und Art der Lastabtragung in verschiedenen Gruppen zusammengefasst und verschiedenen Zonen zugewiesen. Hierbei wird zwischen der Zug-, der Druck- und der Schubzone im Knoten unterschieden. Eine Gruppe schließt alle Komponenten mit ein, die unmittelbar von derselben Kraft beansprucht werden. So schließt z.B. die Gruppe Druck (BFC und CWC in Bild 3-2) alle Komponenten mit ein, die von der Druckkraft, resultierend aus dem Anschlussmoment, beansprucht werden. Das Zusammenspiel aller Komponenten beschreibt das Momenten-Rotationsverhalten des gesamten Knotens, vgl. Bild 3-4.

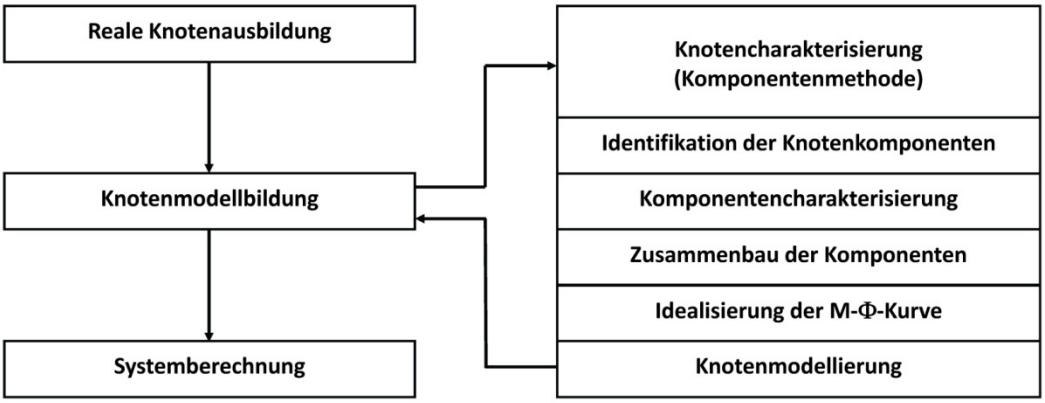
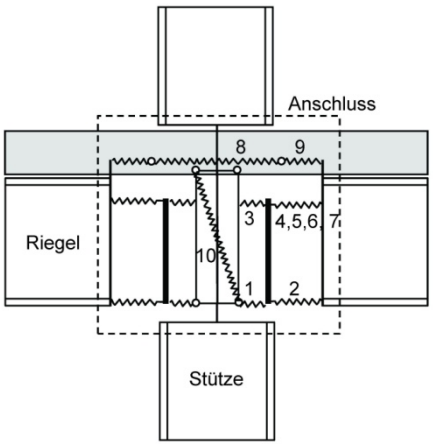


Bild 3-1: Knotenmodellbildung [64]

Um zu einem Knotenmodell zu kommen, also den Knoten zu charakterisieren, werden im ersten Schritt die Knotenkomponenten identifiziert, ihre Eigenschaften wie Steifigkeit, Tragfähigkeit und Verformungsfähigkeit bestimmt und klassifiziert und dann die einzelnen Komponenten zu

dem Gesamtknotenmodell zusammengeführt, dessen Tragverhalten letztendlich durch die Momenten-Rotationskurve (M-Φ-Kurve) idealisiert wird, vgl. Bild 3-1.

Das Verfahren nach der Komponentenmethode zur Modellierung und Berechnung von verformbaren bzw. teiltragfähigen Stahl- und Verbundknoten ist in DIN EN 1993-1-8 [8] bzw. DIN EN 1994-1-1 [8] implementiert. Hiermit lässt sich jede Komponente als nichtlineare Feder mit eigener Tragfähigkeit und Steifigkeit idealisieren. Durch Zusammenbau der einzelnen Komponenten-Federn entsprechend ihrer Anordnung im Anschluss ergibt sich jeweils eine Reihenschaltung der Druck- und Zugkomponenten.



1	Stützensteg auf Druck	**CWC**
2	Riegelflansch auf Druck	**BFC**
3	Stützensteg auf Zug	**CWT**
4	Stützenflansch auf Biegung	**CFB**
5	Stirnplatte auf Biegung	**EPB**
6	Riegelsteg auf Zug	**BWT**
7	Schrauben auf Zug	**BT**
8	Bewehrung auf Zug	**RFT**
9	Schlupf der Verbundfuge	**KB**
10	Stützensteg auf Schub	**CWS**

Bild 3-2: Federmodell des Verbundknotens, reduziert auf die wichtigsten Komponenten [64]

Ein geschraubter Riegel-Stützenanschluss setzt sich aus verschiedenen Grundkomponenten zusammen. Für die üblichen Anschlussgeometrien einer Stützen-Riegel Verbindung aus H- oder I-profilen, sind die relevanten Komponenten in Bild 3-2 benannt.

Zunächst einmal sind die Komponenten dahingehend zu unterscheiden, ob und wie sie die Tragfähigkeit, Steifigkeit und die Rotationskapazität des Anschlusses beeinflussen. Da am Knoten, eine Reihenschaltung der Einzelfedern vorliegt, kann theoretisch jede Komponente maßgebend für die Tragfähigkeit des Anschlusses sein [8], [63], [87], [89]. Die Steifigkeit und die Verformungsfähigkeit des Anschlusses hängen nun entscheidend von der Abstimmung der einzelnen Federn ab, das heißt vom Zusammenspiel der Komponenten, die die Rotationsfähigkeit günstig beeinflussen (duktile Komponenten) und den Komponenten, die bei frühzeitigem Versagen die Rotationsfähigkeit ungünstig beeinflussen (spröde Komponenten).

In Tabelle 3-1 ist eine Übersicht der Komponenten aus Bild 3-2 gegeben und eine qualitative Bewertung ihres Einfluss auf Tragfähigkeit, Steifigkeit und Rotationsfähigkeit des Anschlusses. Die Erkenntnisse beziehen sich dabei auf folgende Quellen [62], [63], [91].

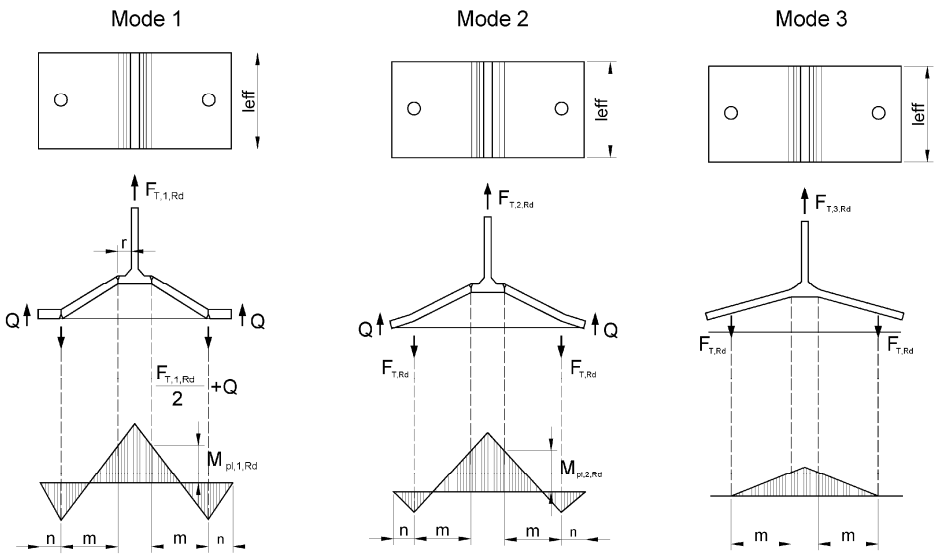
Tabelle 3-1 : Komponenten und ihr Einfluss

Nr.	Komponente	beeinflusst		
		Tragfähigkeit	Steifigkeit	Rotationsfähigkeit
1	Stützensteg auf Schub	x	✓	++
2	Stützensteg auf Druck	xx	✓✓	+
3	Stützensteg auf Zug	x	✓	+
4	Stützenflansch auf Biegung	xx	✓✓	++
5	Stirnplatte auf Biegung	xx	✓✓	++
6	Trägerflansch auf Druck	x		
7	Trägersteg auf Zug			
8	Schrauben auf Zug	xx	✓	-
9	Bewehrung auf Zug	xx	✓✓	++
x	kann maßgebend für die Tragfähigkeit sein			
✓	Verformbarkeit ist für das Anschlussverhalten relevant			
+	entsprechende Dimensionierung der Komponente steigert die Rotationsfähigkeit des Anschlusses			
-	bei Unterdimensionierung kann Rotationsfähigkeit ungünstig beeinflusst werden			

3.2 Das Modell des äquivalenten T-Stummels

Für ausgesteifte und nicht ausgesteifte Stützenflansche, Stirnplatten oder auch Gurtwinkel auf Biegung wird die Tragfähigkeit und Steifigkeit dieser Grundkomponenten mit Hilfe des Modells des „äquivalenten T-Stummels“ berechnet. Der ausgesteifte T-Stummel entspricht der Stirnplatte und der nicht ausgesteifte T-Stummel dem Stützenflansch. Dabei definiert sich die Tragfähigkeit eines T-Stummels über das Minimum der wirksamen Länge l_{eff} der möglichen Fließlinienmuster, die in Abhängigkeit vom Auftreten von möglichen Abstützkräften zu bestimmen sind. Diese Fließlinienmuster sind in DIN EN 1993-1-8 [8] für ausgesteifte (in Tabelle 6.5) und nicht ausgesteifte Stützenflansche (in Tabelle 6.4) sowie für Stirnplatten (in Tabelle 6.6) tabellarisch aufbereitet. Es wird zwischen kreisförmigen und nicht kreisförmigen Mustern unterschieden. Die Fließlinienlänge muss dabei nicht mit der tatsächlichen Breite eines T-Stummels übereinstimmen. Für einen T-Stummel gibt es die in Bild 3-3 aufgezeigten drei unterschiedlichen Versagensarten. Die zugehörigen Beanspruchbarkeiten $F_{T,Rd,i}$ können nach den dort aufgeführten Gleichungen berechnet werden. Die Modi sind dabei wie folgt zu charakterisieren.

Versagen im Modus 1: Ein T-Stummel versagt entsprechend Modus 1, wenn sich eine vollständige Fließgelenkkette im T-Stummelflansch ausbildet, ohne dass ein Versagen der Schraube eintritt. Der einfach statisch unbestimmte halbe T-Stummel versagt unter zwei sich einstellenden Fließgelenken am Übergang vom Flansch zum Steg und in Höhe der Schraubenachse. Die zugehörige Momentenfläche auf Bemessungsniveau zeigt Bild 3-3. Dieser Mechanismus tritt bei entsprechend dünnen Stirnplatten oder Stützenflanschen ein und schließt auch eine Art „Durchstanzen“ der Platte, bei dem die Schrauben nicht voll ausgenutzt sind, mit ein.



Method 1: $F_{T,1,Rd} = \frac{4\,M_{pl,1,Rd}}{m_x}$ $\qquad F_{T,2,Rd} = \frac{2\,M_{pl,2,Rd} + n \sum F_{t,Rd}}{m_x + n}$ $\qquad F_{T,3,Rd} = \sum F_{t,Rd}$

Method 2: $F_{T,1,Rd} = \frac{(8n - 2e_w)\,M_{pl,1,Rd}}{2m_x n - e_w(m_x + n)}$

e_w $\quad d_w/4$

d_w $\quad$ diameter of the washer, or the width across points of the bolt head or nut

Bild 3-3: Versagensmodi des Modells des äquivalenten T-Stummels [31]

Versagen im Modus 2: Ein T-Stummel versagt entsprechend Modus 2, wenn nach Ausbildung eines Fließgelenks im T-Stummelflansch die Schraube versagt. Auf Grund der höheren Beanspruchung erreicht der Flansch zunächst am Übergang Steg - Flansch sein Fließgelenk M_{pl}; dadurch stellt sich bei Versagen die in Bild 3-3 dargestellte Momentenfläche auf Bemessungsniveau ein. Man spricht auch von einem gemischten Versagen aus Fließmechanismus des Grundmaterials und Schraubenversagen.

Versagen im Modus 3: Ein T-Stummel versagt entsprechend Modus 3, wenn die Schraube versagt, ohne dass es zu einer Fließgelenkbildung im T-Stummelflansch kommt. Der T-Stummelflansch verhält sich bei Versagen größtenteils elastisch. Bild 3-3 zeigt die Momentenfläche auf Bemessungsniveau des T-Stummelflansches für diesen Fall. Versagensmodus 3 stellt sich bei entsprechend dicken Stirnplatten bzw. Stützenflanschen ein, es kommt zu einem spröden Versagen der Schrauben.

Ist mehr als eine vertikale oder horizontale Schraubenreihe vorhanden, die nicht durch den Riegelflansch oder den Riegelsteg voneinander getrennt ist, ist auch eine Gruppenbetrachtung der Tragfähigkeit notwendig.

Der Einfluss des Schraubenkopfes auf die Tragfähigkeit des T-Stummels kann mit dem alternativen Verfahren nach DIN EN 1993-1-8 [8], Tabelle 6.2 berücksichtigt werden, das gegenüber dem normalen Verfahren eine bessere Übereinstimmung mit gemessenen Versuchswerten liefert, vgl. Jaspart [53].

3.3 Bestimmung der Tragfähigkeit des Knotens

Die Bestimmung der Momententragfähigkeit des teiltragfähigen Stahlanschlusses bei bündigen Stirnplattenverbindungen erfolgt über das Produkt der schwächsten Komponente und des inneren Hebelarms. Die Tragfähigkeiten aller Einzelkomponenten sind dabei nach DIN EN 1993-1-8 [8], Kapitel 6.2 zu ermitteln.

Für teiltragfähige Verbundknoten unter Verwendung von Stirnplatten ist bei der Bestimmung der Tragfähigkeit sinnvollerweise auch der Bauablauf zu berücksichtigen. Die Momententragfähigkeit ist dabei sowohl für den reinen Stahlanschluss als auch für den Verbundanschluss zu bestimmen, da im Bauzustand der reine Stahlanschluss trägt und im Endzustand der Verbundanschluss. Ausreichend Duktilität am Anschluss vorausgesetzt, kann die Belastungshistorie bei der Berechnung nach der Fließgelenktheorie vernachlässigt werden (DIN EN 1994-1-1 Abs. 5.2.4.2 [9]). Der Stahlanschluss darf also im Bauzustand bereits seine plastische Momententragfähigkeit erreichen, durch ausreichende Verformungskapazität entziehen sich die dort bereits hoch ausgenutzten Komponenten einer Überbeanspruchung und damit vorzeitigem Versagen im Endzustand. Um im Endzustand die Bewehrung voll aktivieren zu können, sollte somit die maximale Verformungskapazität in der Schraubenreihe auf Zug im Bauzustand noch nicht erreicht sein.

Die Tragfähigkeit wird ermittelt, indem zunächst der Anschluss in die Zug-, Druck- sowie Schubkomponenten nach Bild 3-2 unterteilt wird. Das Minimum der Tragfähigkeiten der Zugkomponenten wird anschließend mit der Beanspruchbarkeit der maßgebenden Druckkomponente bzw. Schubkomponente verglichen. Sollte die Druck-, oder Schubkomponente die Tragfähigkeit des Anschlusses beschränken, ist bei der Ermittlung der Momententragfähigkeit die Zugkraft $F_{t,min}$ aus Gründen des horizontalen Kräftegleichgewichts entsprechend zu reduzieren.

Die Schubkomponente entfällt bei beidseitigen Anschlüssen mit beidseitig im Gleichgewicht stehenden Momenten (Durchlaufwirkung).

Für den Stahlanschluss mit einer Schraubenreihe auf Zug bestimmt sich die plastische Momententragfähigkeit des Anschlusses nach Gleichung (3.1):

$$M_{j,pl,Rd} = F_{T,min} \cdot z_1 \qquad (3.1)$$

Sind mehrere Schraubenreihen auf Zug vorhanden, muss neben der Einzelbetrachtung auch eine Gruppenbetrachtung der Schraubenreihen durchgeführt werden, da sich die Fließlinien in der Stirnplatte und im Stützenflansch der einzelnen Schraubenreihen gegenseitig beeinflussen können. In diesem Fall kann die Gruppentragfähigkeit unter Umständen deutlich kleiner sein als die Summe der Einzeltragfähigkeiten [89]. Bei mehreren Schraubenreihen ist i.d.R. oft auch der Stützensteg auf Druck die maßgebende Komponente, außer bei Verwendung äußerst kräftiger Stützenprofile bzw-. Verbundstützen oder Aussteifungen im Stegbereich.

Die Momententragfähigkeit eines Verbundanschlusses lässt sich aus dem Summenprodukt der Schraubenreihe auf Zug und der Bewehrung auf Zug, entsprechend Gleichung (3.2) ermitteln. Regelungen für die Bestimmung der Tragfähigkeit der Komponente Bewehrung auf Zug finden sich in DIN EN 1994-1-1 [9], Kapitel 8.4.

$$M_{j,pl,Rd} = F_{T,min} \cdot z_1 + F_{RFT} \cdot z_2 \qquad (3.2)$$

Der Querkraftabtrag wird den unteren Schrauben zugewiesen, damit entfällt für die Zugschrauben eine Interaktion.

3.4 Bestimmung der Rotationsfähigkeit des Knotens

Weder für Stahlknoten noch für Verbundknoten halten die normativen Regelungen ein Vorgehen zur Bestimmung der Rotationsfähigkeit bereit. Sowohl Eurocode 3 als auch Eurocode 4 verlangen aber vom praktischen Anwender den Nachweis ausreichender Rotationskapazität bei Verwendung nachgiebiger Knoten und plastischer Bemessungsansätze. Insofern ist diese Situation für die Praxis unbefriedigend. Nachfolgend wird deshalb das prinzipielle Vorgehen der Bestimmung der Rotationskapazität vorgestellt. Die Verfahren basieren teilweise auf Arbeiten, die in Kapitel 4.3 und 4.4 noch genauer vorgestellt werden.

Zur Bestimmung der maximalen Rotationsfähigkeit, der Rotationskapazität, eines Stahl- oder Verbundknotens ist die Kenntnis der maßgebenden Komponenten und im nächsten Schritt deren individuelle Verformungskapazität von entscheidender Bedeutung. Für den reinen Stahlknoten mit einer Schraubenreihe auf Zug, bei dem das Versagen durch die Zugzone definiert ist, wird

die Rotationskapazität hauptsächlich durch die Verformungskapazität des T-Stummels der Stirnplatte oder des Stützenflansches beeinflusst. Bei biegeweichem Flansch des T-Stummels und entsprechend großer Tragfähigkeit der Druckkomponenten des Knotens ergibt sich für die qualitative Zusammensetzung der Verformungsanteile der Einzelkomponenten am Knoten eine Verteilung wie in Bild 3-4 (nach [91]). Der Beitrag der Schrauben sowie der Druckkomponenten ist dabei von untergeordneter Bedeutung und könnte vereinfachend auch vernachlässigt werden. Mehr als 90-95% der aktivierten Verformung resultiert in diesem Fall aus der Flanschbiegung des T-Stummels der Stirnplatte.

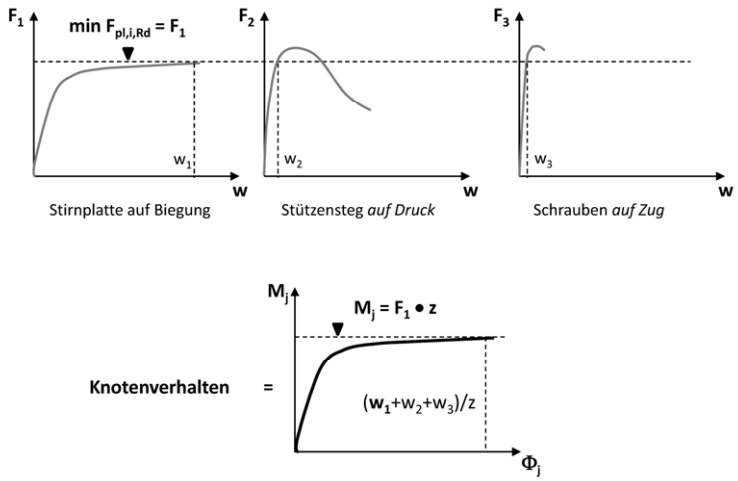


Bild 3-4: Qualitative Zusammensetzung der Rotationskapazität am Stahlknoten bei weicher Stirnplatte

Für den reinen Stahlknoten kann die Rotationskapazität nach Gleichung (3.3) berechnet werden, wenn die maximale Verformungsfähigkeit der T-Stummel von Stirnplatte und Stützenflansch bekannt sind.

$$\Phi_{\mathrm{avai,SJ}} = \frac{\sum \mathrm{w_i}}{\mathrm{z}} \sim \frac{w_{EPB} + w_{CFB}}{z} \qquad (3.3)$$

Für die Rotationskapazität von Verbundknoten ist es entscheidend, ob die Duktilität durch die Bewehrungskomponente auf Zug oder den Zugbereich des Stahlknotens begrenzt wird. Ist der Zugbereich des Stahlknotens maßgebend, verhält sich die Rotationskapazität analog dem zuvor beschriebenen reinen Stahlknoten. Begrenzt das Zugband der Bewehrung die Rotationsfähigkeit und damit auch die Tragfähigkeit des Knotens, ist die Verformungskapazität der Bewehrung, bzw. die maximale mittlere Dehnung der Betonplatte im „Stützbereich“ relevant. Ergänzend zu dem in ECCS Document 109 [44] bestehenden Verfahren zur Bestimmung der Bruchdehnung der Bewehrung sowie der Bezugslänge L_T für die Dehnung der Bewehrung hat Schäfer [77] ein

einfacheres und flexibleres Verfahren entwickelt. Die freie Dehnlänge der Bewehrung $L_{eff,RFT}$ berücksichtigt hier auch den Abstand zwischen Stützenflansch und ersten Kopfbolzen. Für die Berechnung der maximalen mittleren Dehnung der Bewehrung ε_{smu} spielt die Duktilitätsklasse der Bewehrung eine wichtige Rolle. Die Verformungskapazität des Zugbandes in der Betonplatte kann somit als Produkt der maximalen mittleren Dehnung und der freien Dehnlänge bestimmt werden und findet sich in Gleichung (3.4) im Zähler wieder. Der Hebelarm z des Verbundknotens ist der Abstand zwischen dem Schwerpunkt der Bewehrung und dem Druckflansch des Riegels.

$$\Phi_{\mathrm{avai,CJ}} = \frac{\mathrm{w_{RFT}}}{\mathrm{z}} = \frac{\varepsilon_{smu} \cdot L_{eff,RFT}}{z} \qquad (3.4)$$

3.5 Indirekte Entwurfskriterien

Neben der direkten Bestimmung der vorhandenen Rotationskapazität und deren Abgleich mit der erforderlichen Rotationskapazität des Knotens besteht auch die Möglichkeit ausreichend Duktilität über indirekte Konstruktionskriterien sicherzustellen. Solch ein indirekter Nachweis erfolgt über die Einhaltung bestimmter geometrischer Kriterien, die über ein mechanisches Modell und/oder Versuche abgeleitet wurden. Neben geometrischen Kriterien können auch Verhältniswerte von Materialkennwerten ergänzend mit einfließen.

Der Vorteil indirekter Entwurfskriterien zur Sicherstellung ausreichender Duktilität der Knoten liegt in der Ersparnis eines zusätzlichen Rotationsnachweises für den praktischen Anwender. Der Nachteil ist, dass die durch die Konstruktionskriterien zu erreichende Rotationsfähigkeit quantitativ nicht bewertet werden kann.

Für geschraubte Stirnplattenstöße befassten sich innerhalb der letzten 30 Jahre eine überschaubare Anzahl von Arbeiten mit der Ableitung indirekter Kriterien, hierzu aber mehr in Kapitel 4. Für den in der Praxis tätigen Ingenieur wird durch den Eurocode ein Kriterium zur Verfügung gestellt. Für geschraubte Stahlknoten mit Stirnblech ist in DIN EN 1993-1-8 [8], Kapitel 6.4 ein sogenanntes Duktilitätskriterium implementiert, das ausreichend Duktilität für eine vollplastische Bemessung garantieren soll:

$$t_{EP} \leq 0{,}36 \cdot d_B \cdot \sqrt{\frac{f_{uB}}{f_y}} \qquad (3.5)$$

Dieses Kriterium umfasst als Anwendungsbereich aber nur reine Stahlknoten mit 2 Schrauben in einer Reihe. Die Anwendbarkeit für Verbundknoten ist bisher noch nicht ausreichend überprüft. Auch die Position der Schrauben am Knoten bleibt bei diesem Kriterium unberücksichtigt. Gerade der Abstand von Schraube zu Riegelsteg und –flansch hat aber einen erheblichen Einfluss auf die Verformbarkeit des Stirnbleches.

3.6 Redundanz durch Duktilität

Dass die Redundanz des Tragwerks entscheidend von der Anschlussausbildung beeinflusst wird, ist in Bild 3-5 veranschaulicht. Die dicke Stirnplatte des Anschlusstyps 3 in Bild 3-5 ermöglicht keinerlei Umlagerung der Schnittgrößen in den Feldbereich, da der Knoten ein absolut verformungsarmes Verhalten aufweist und sich durch sprödes Schraubenversagen auszeichnet. Bei elastischer Schnittgrößenverteilung fällt das Stützmoment betragsmäßig größer aus als das Feldmoment, vgl. System 3. Infolgedessen kann die Riegeltragfähigkeit nur teilweise ausgenutzt werden. Damit bedingt System 3, mit verformungsarmen teiltragfähigen Knoten, deutlich kleinere Systemtragfähigkeiten als System 2 mit duktilen teiltragfähigen Knoten und auch sogar kleinere Systemtragfähigkeiten als System 1 mit gelenkigen Knoten. Durch die Ausbildung einer duktilen Stirnplatte in System 2 verfügt der Anschluss über die Eigenschaft, lokal große Verformungen bereitzustellen, dadurch kann er hohe Rotationskapazitäten vorhalten und damit neben der Knotentragfähigkeit auch die volle Riegeltragfähigkeit aktivieren, vgl. Bild 3-5. Durch das Zusammenspiel zwischen Knoten, Riegel und Stütze beeinflusst das Knotentragverhalten das globale Systemverhalten. Zur gleichmäßigen Aktivierung aller Bauteile ist eine Umlagerung der Schnittgrößen nötig und diese lässt sich nur durch duktiles Verhalten, vor allem ein duktiles Knotenverhalten, erreichen.

Wie schon in Kapitel 1.4.3 und Kapitel 2.3.4 angedeutet, lassen sich die positiven Eigenschaften duktiler Anschlusskonfigurationen auch nutzen, um ein globales Versagen des Tragwerkes bei außergewöhnlichen Beanspruchungen, wie z.B. Stützenausfall, zu verhindern. Durch Duktilität kann auch hier der Knoten das Umlagern von Schnittgrößen ermöglichen. Mit der Umlagerung ist hier der Wechsel von einem reinen Biegezustand in einen Membranzustand - Ausbildung Alternativer Lastpfade - gemeint, der neben einer Aktivierung von plastischen Reserven

auch eine effizientere Ausnutzung der Bauteile erlaubt. Damit können die vorhandenen Lasten, trotz doppelter Spannweite (nach einem Stützenausfall) noch aufgenommen werden.

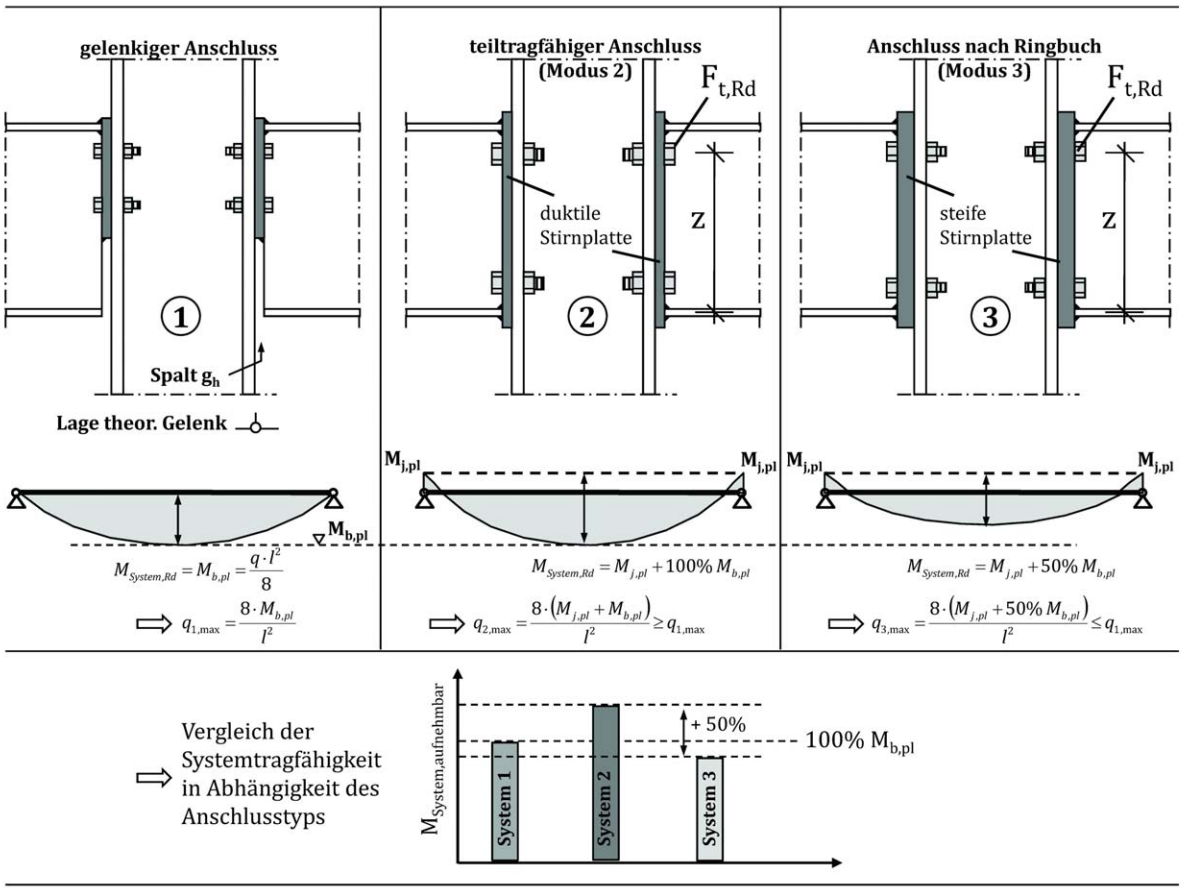


Bild 3-5: Veranschaulichung der Systemtragfähigkeit in Abhängigkeit des Knotentyps

3.7 Tragreserven des Knotens und seiner Komponenten

Unter Tragreserven werden hier die Unterschiede zwischen nomineller Tragfähigkeit und tatsächlicher Tragfähigkeit der jeweiligen Einzelkomponenten verstanden. Ein gewisser Anteil der Tragreserven entfällt auf das Material selbst, wenn anstelle der Nennwerte der Festigkeit (Normwert) die tatsächliche Festigkeit angesetzt wird. Zusätzlich können die Verfestigungseffekte berücksichtigt werden, dass heißt, anstelle der Streckgrenze wird die Zugfestigkeit ausgenutzt, siehe Bild 3-6. Für dünne Bleche kann zudem ein weiterer Effekt am T-Stummel beobachtet werden, der bei Vernachlässigung zu einer deutlichen Unterschätzung der tatsächlichen T-Stummeltragfähigkeit führt. Hierbei handelt es sich um den bereits in Kapitel 2.3.2 vorgestellten Membraneffekt, der unter größeren plastischen Verformungen auftritt, siehe Bild 3-7. Das Blech trägt dann nicht mehr über reine Biegung ab, sondern über einen gemischten Biege - Membran - Zustand, bis hin zur reinen Membranwirkung. Für reine Membrantragwirkung kann die T-

Stummeltragfähigkeit, im Vergleich zur reinen Biegetragwirkung, um den Faktor 2 bis 3 höher liegen.

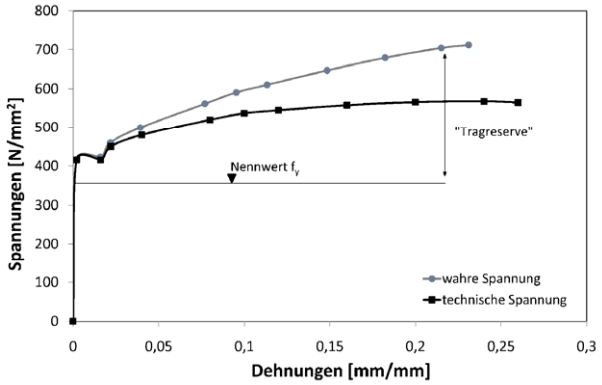


Bild 3-6: Unterschiede zwischen Nennwerten und tatsächlichen Festigkeitswerten

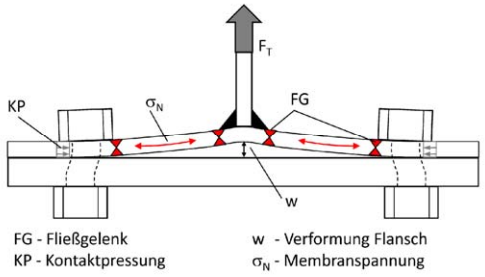


Bild 3-7: Membrantrageffekt im dünnen Blech des T-Stummels

Diese in Bild 3-6 und Bild 3-7 aufgezeigten Tragreserven betreffen ausschließlich die duktilen Komponenten der Zugzone, also die Stirnplatte auf Biegung und den Stützenflansch auf Biegung. Die verformungsarmen Schrauben, meist als hochfest in der Güte 8.8 oder 10.9 ausgeführt, werden zum einen bereits gegen die Zugfestigkeit bemessen und zum anderen ist der Unterschied zwischen Nennwert der Festigkeit und tatsächlicher Zugfestigkeit weitaus geringer als für normalfesten Baustahl. Für die Schrauben liegen demnach meist weniger Reserven vor, auch wenn der Teilsicherheitsbeiwert hier höher ist. Deshalb ist bei der Anschlussdimensionierung auf ausreichende „Überdimensionierung“ der Schrauben zu achten, um ein vorzeitiges sprödes Versagen (Schraubenbruch) des Knotens zu unterbinden.

4 Übersicht bisheriger Arbeiten und Modelle

4.1 Trag- und Verformungsverhalten T-Stummel

4.1.1 *Allgemeines*

Das mechanische Modell zur Idealisierung der Zugzone geschraubter Verbindungen, der T-Stummel, wird schon seit gut 50 Jahren angewendet. Zum Trag- und Verformungsverhalten des T-Stummels gab es in der letzten Jahrzehnten viele Untersuchungen und nachfolgend soll ein Auszug der vorhandenen Literatur zu diesem Thema vorgestellt werden. Die Mehrheit der hier vorgestellten Arbeiten beschäftigten sich im Besonderen mit dem nicht ausgesteiften T-Stummel. Eine relative neue Arbeit zu T-Stummeluntersuchungen, die sich sowohl mit nicht ausgesteiften als auch mit ausgesteiften T-Stummeln beschäftigt, wird ausführlich in Kapitel 5.4 vorgestellt.

4.1.2 *McGuire*

In seinem Buch *Steel Structures* [70] stellt McGuire (1968) Untersuchungen an T-Hängern vor. Hauptaugenmerk lag hier auf der Bestimmung der Abstützkräfte Q, vgl. Bild 4-1, die sich am T-Stummel entwickeln können und die T-Stummeltragfähigkeit, im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit reduzieren. Zusammen mit Douty entwickelt McGuire [43] ein eindimensionales Stabmodell mit dessen Hilfe sich die Abstützkräfte am T-Stummel berechnen lassen, siehe Bild 4-1.

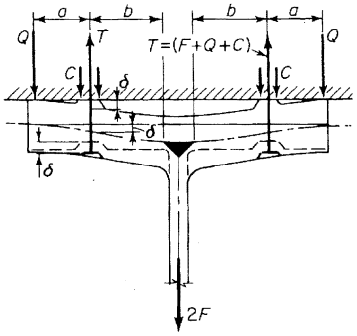


Bild 4-1:Einfaches Stabmodell zur Bestimmung der Abstützkräfte des T-Stummels [43]

Douty & McGuire [43] (1965) legten in ihrer Formulierung damals fest, dass der Randabstand a der Schrauben auf a ≤ 1,25 b begrenzt ist. Diese Randbedingung findet sich im heutigen Modell der T-Stummelformulierung mit n ≤ 1,25 m wieder. Douty & McGuire [43] unterschieden

zwischen „dicken“ und „dünnen“ Flanschen, dem daraus resultierenden unterschiedlichen Klaffungsverhalten und damit unterschiedlichen Abstützkräften. Desweiteren analysierten sie auch den Einfluss der Materialverfestigung. Ihrer Meinung nach können die Momente im Flansch, sowohl am Übergang zum Steg als auch in der Schraubenachse, bis zum Erreichen der Zugfestigkeit des Materials gesteigert werden.

Die bei McGuire [70] vorgestellte Formulierung zur Bestimmung der Abstützkräfte beruht auf einem elastischen Ansatz, wurden dann aber auch für plastische Anwendung übertragen.

4.1.3 *Nair, Birkemoe & Munse*

In ihrem Artikel zu „Hochfesten Schrauben beansprucht durch Zug- und Abstützkräfte“ [71] von 1976 entwickelten die drei genannten Autoren, auf Basis experimenteller und analytischer Untersuchungen, eine neue Formulierung zur Bestimmung der Abstützkräfte am T-Stummel. Allerdings ist der von ihnen untersuchte Anwendungsbereich der T-Stummelflansche deutlich steifer als bei McGuire, was sich in sehr verformungsarmem Flanschverhalten und dem hieraus resultierenden Klaffungsverhalten äußerte. Naire, Birkemoe & Munse [71] analysierten zudem das Ermüdungsverhalten der Schrauben in T-Stummelverbindungen und erarbeiteten Abminderungsbeiwerte auf die Schraubenzugtragfähigkeit in Abhängigkeit der Lastspielzahl.

4.1.4 *Zoetemeijer*

Zoetemeijer [92] (1974) entwickelte die Grundlage der heutigen Regelungen für die Zugzone geschraubter Stützen-Riegel-Verbindung, die auf einem mechanischen Modell nach der Fließlinientheorie beruhen. Dabei bestimmte er die Lage der Fließlinien mit Hilfe des Prinzips der virtuellen Arbeit. Zoetemeijer unterschied dabei zwei unterschiedliche Versagensmechanismen für statisch belastete T-Stummel, wobei sich Mechanismus A nochmals aufteilt. Mechanismus A beinhaltet reines Schraubenversagen ohne Fließen des Flansches und gemischtes Versagen bei dem sich zwei Fließgelenke im Flansch ausbilden können, bevor Schraubenversagen eintritt. Der Mechanismus B wird durch reines Versagen des Bleches und Ausbilden von vier Fließgelenken charakterisiert.

Hauptbestandteil seiner Arbeit war die Ableitung von effektiven Längen der Fließlinien am Stützenflansch für nicht kreisförmiges Versagen des Bleches. Die Herleitung der Formulierungen für die effektiven Längen des nicht ausgesteiften Flansches basiert dabei auf der Unterscheidung der beiden in Bild 4-2 aufgezeigten Mechanismen A und B.

Sein eindimensionales mechanisches Modell des T-Stummels wird, wie auch schon bei den Vorgängerarbeiten, durch ein Stabmodell idealisiert. Dieses kann im Bereich des Übergangs zum Steg und in der Schraubenachse Fließgelenke ausbilden. Die „effektive Breite“ des Stabes wird durch die effektive Länge widergespiegelt.

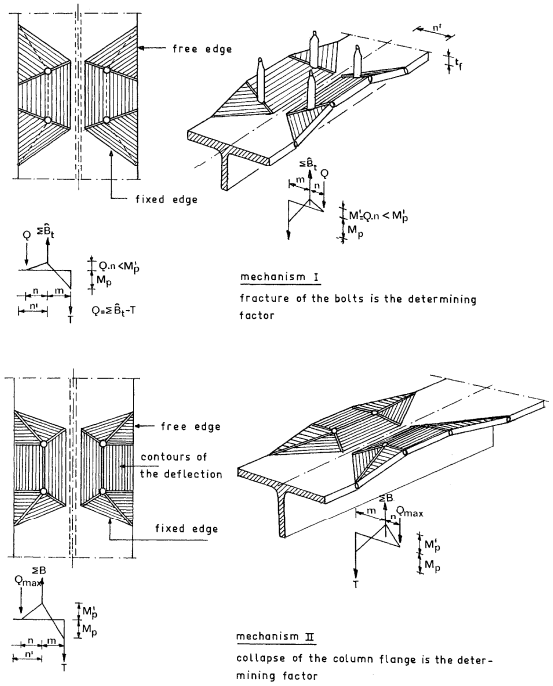


Bild 4-2:Fließlinien auf Basis des Prinzip der virtuellen Arbeit [92]

4.1.5 *Agerskov*

Agerskov [28] (1976) stellte in seinen Untersuchungen fest, dass das Moment im Blech am Übergang zum Steg, nach dem Beginn des Plastizierens im Blech, durch Verfestigungseffekte weiter zunahm. Abweichend zu Douty & McGuire [43] diagnostizierte er für das Moment in der Schraubenachse dagegen eher eine Abnahme. Er begründet das mit einem Rückgang der Abstützkräfte durch Steifigkeitsverluste des Bleches, bedingt durch das Fließen. Er erkannte hierin ein Überschätzen der Abstützkräfte der Vorgängerarbeiten nach Beginn des Fließens. Seiner Meinung sind Abstützkräfte nur relevant solange sich der Flansch elastisch verhält.

4.1.6 *AISC Design Guide von Kulak et al.*

In dem Handbuch mit Bemessungskriterien geschraubter und genieteter Verbindungen des *American Institut of Steel Construction, Inc.* von Kulak et al. [61] (1987) werden, unter anderem alle relevanten Erkenntnisse auf dem Gebiet der T-Stummel Forschung sehr übersichtlich aufbereitet. Hier wird hinsichtlich der Abstützkräfte in zwei unterschiedliche Phänomene, die in Bild

4-3 und Bild 4-4 aufgezeigt sind, unterschieden. Der in Bild 4-3 angesprochene Fall, als „globale Abstützkräfte“ bezeichnet, ist die bisher berücksichtigte Variante der Abstützkräfte der Kapitel 4.1.2 bis Kapitel 4.1.5. Kulak et al. [61] stellen für dünne Flansche ein weiteres Phänomen vor, das die Schraubenzugtragfähigkeit negativ beeinflusst, und bezeichnen dies als „lokale Abstützkräfte unter dem Schraubenkopf“, siehe Bild 4-4. Der stark verformte Flansch stützt sich am Schraubenkopf ab und verursacht dabei neben einer Zug- auch eine Biegebeanspruchung der Schraube.

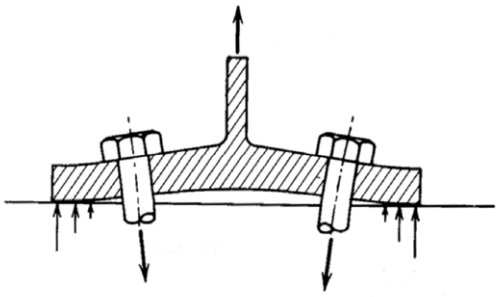


Bild 4-3: Globale aber axial gerichtete Abstützkräfte nach Kulak [61]

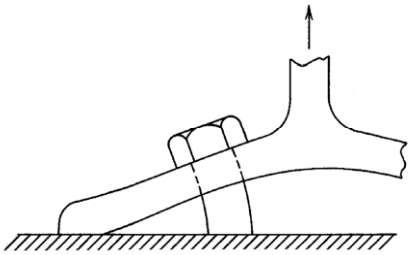


Bild 4-4: Lokale Abstützkräfte am Schraubenkopf mit Zug & Biegebeanspruchung der Schraube [61]

Dass der Einfluss aus Schraubenbiegung bei dünnen Blechen deutlich größer ist, als Effekte aus „globalen Abstützkräften“ ist für die Untersuchungen in Kapitel 5 bis 9 noch von Relevanz.

4.2 Trag- und Verformungsverhalten Schraube

4.2.1 *Allgemeines*

Für geschraubte Stirnplattenverbindungen, deren Traglast letztendlich durch Schraubenversagen begrenzt wird, spielt das tatsächliche Trag- und Verformungsverhalten der Schraube die entscheidende Rolle. In der vorliegenden Arbeit soll die Duktilität des Knotens ausschließlich über die Verformungskapazität der Komponenten Stirnplatte auf Biegung und Stützenflansch auf Biegung bereitgestellt werden. Deshalb wird hier die Annahme getroffen, dass die ohnehin sehr beschränkte Verformungskapazität der Schraube keinen nennenswerten Einfluss auf die Gesamtduktilität des Knotens hat. Darum wird nur das Tragverhalten der Schraube genauer betrachtet.

4.2.2 *DIN EN 1993-1-8 und Hintergrundbericht zu EC3*

Die Schraubentragfähigkeit auf Bemessungsniveau bestimmt sich in DIN EN 1993-1-8 [8], Tabelle 3.4 nach Gleichung (4.1). Im Bruchzustand, ohne Teilsicherheitsbeiwert γ_{M2}, sollte für

die Traglast des Zugstabes, vom mechanischen Verständnis her, Querschnittsfläche mal Zugfestigkeit gelten.

$$F_{t,Rd} = \frac{0{,}9 \cdot f_{uB} \cdot A_s}{\gamma_{M2}} \qquad (4.1)$$

Im Entwurf zum Hintergrundbericht des Eurocode 3 von 1984 [81], [82] wurde die charakteristische Widerstandsfunktion für Schrauben auf Zug noch nach Gleichung (4.2) angegeben.

$$F_t = f_{uB} \cdot A_s \text{ (Stand Draft Document 1984)} \qquad (4.2)$$

Allerdings führten weitere Auswertung im Hintergrundbericht des Eurocode 3 von 1988 [82] dazu, dass die Widerstandsfunktion nach Gleichung (4.1) den zusätzlichen Faktor 0,9 erhielt. Dies war für den dort vorliegenden Stichprobenumfang notwendig, um auf Bemessungsniveau dem Teilsicherheitsbeiwert γ_{M2} zu genügen. Es muss an dieser Stelle darauf hingewiesen werden, dass für einen Teil des dort ausgewerteten Stichprobenumfanges die Schraubenzugfestigkeiten als unbekannt ausgewiesen wurden. Für diese Schrauben wurde vermutlich die Zugehörigkeit zu einer Güte unterstellt, ohne das chargenweise mechanische Prüfzeugnisse vorlagen. Ob damit alle Schrauben dieser Auswertung die Mindestanforderungen der jeweiligen Güte erfüllten, ist nicht geklärt.

Eigene Auswertungen [63] haben gezeigt, dass die Qualitätskontrollen der Schraubenhersteller greifen und mittlerweile die charakteristischen Werte (5%-Fraktilwerte) immer größer als die nominellen Zugfestigkeitswerte, bzw. die geforderten Mindestwerte der Schrauben nach DIN EN ISO 898-1 Tabelle 3 [15] sind. Laut Hintergrundbericht [81], [82] war dies nicht immer der Fall.

Für die Schraubenzugtragfähigkeit im Bruchzustand und damit zur Bestimmung der Grenzmomententragfähigkeit wird in dieser Arbeit die Gleichung (4.2) angewendet. Versuchs- wie auch FE-Ergebnisse haben gezeigt, dass bei bekanntem f_{uB} der Schraube, dieses Modell die Wirklichkeit sehr gut widerspiegelt.

4.2.3 *Steurer*

Steurer [85] (1999) hat sich in seiner Arbeit vor allem mit dem Verformungsverhalten der Schrauben beschäftigt. Dabei stellt er auch das Tragverhalten sehr detailliert dar und erläutert alle beeinflussenden geometrischen wie auch äußeren Kenngrößen.

Hinsichtlich des Tragverhaltens der Schraube als Verbindungsmittel benennt Steurer den Faktor 0,9 im Schraubenmodell des Eurocodes 3 als zusätzlichen Sicherheitsfaktor zur Berücksichtigung von Überfestigkeiten des Grundmaterials am Knoten. Das mechanische Modell der isolierten Zugschraube kommt seiner Meinung nach ohne diesen Faktor aus.

4.2.4 *AISC Design Guide von Kulak et al.*

Nach Kulak et al. [61] bestimmt sich die maximale Zugtragfähigkeit der einzelnen Schraube aus dem Produkt der Zugfestigkeit und des Nettoquerschnitts. Interessant sind die hier festgestellten Streugrößen der Schrauben für die Zugfestigkeit. Die angegebenen Standardabweichungen bewegen sich zwischen 3,5%...4,5% und damit ergeben sich für die Variationskoeffizienten Werte in ähnlicher Größenordnung, siehe Bild 4-5.

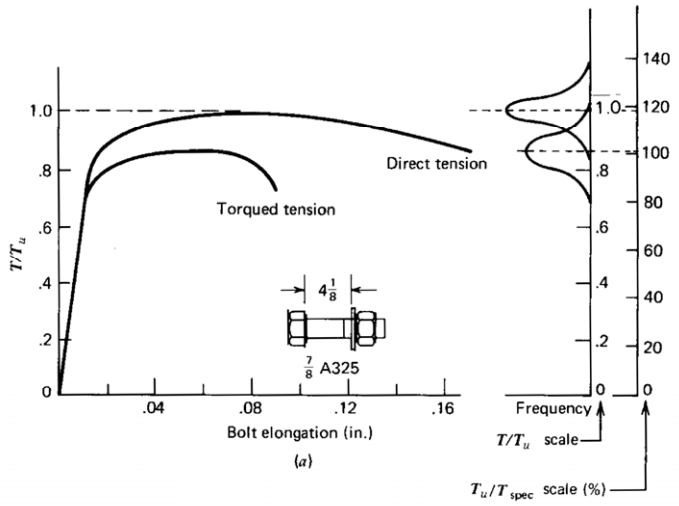


Bild 4-5: Last-Verformungs-Diagramm für Schrauben A325 mit relativer Häufigkeit von f_u

Da es für Schraubenmaterial keinen *Probabilistic Model Code* [54] gibt, sind die hier vorgestellten Variationskoeffizienten der Schraubenzugfestigkeit für die statistische Auswertung in Kapitel 7.7 noch von Relevanz.

4.3 Trag- und Verformungsverhalten Stahlknoten

4.3.1 *Allgemeines*

Unter der Rubrik des Trag- und Verformungsverhalten des Stahlknotens sind im Folgenden ausgewählte Arbeiten, die sich speziell mit der Zugzone des Knotens beschäftigen, aufgeführt. Dabei gehen die Autoren im Vergleich zu Kapitel 4.1 vor allem auf das Trag- und Verformungsverhalten der Stirnplatte oder des ausgesteiften Stützenflansches ein. Hier handelt es sich bei der

Idealisierung als T-Stummel, um den ausgesteiften T-Stummel, der sich hinsichtlich des Fließlinienmusters vom nicht ausgesteiften T-Stummel unterscheidet, siehe hierzu auch Kapitel 3.2.

4.3.2 *Sherbourne*

Sherbourne [80] (1961) hatte zum Ziel volltragfähige ($M_j = M_b$) aber gleichzeitig duktile Knoten zu entwickeln. Seine Absicht war, das Fließgelenk im Knoten zu platzieren, um eine vollplastische Bemessung zu ermöglichen. Hierfür wählte er überstehende Stirnplattenverbindungen aus und analysierte die Komponentenabstimmung, um ein plastisches Verhalten des Stirnbleches zu erzielen. Er kam zu der Schlussfolgerung, dass eine dünnere Stirnplatte entscheidend für ausreichend Rotationskapazität ist und zu dicke Stirnplatten sogar zu geringeren Knotentragfähigkeiten führen können, da sich eine elastische Spannungsverteilung über die Schraubenreihen einstellt und die einzelnen Schraubenreihen nicht gleichmäßig ausgenutzt werden können.

4.3.3 *Surtees & Mann*

Surtees & Mann [86] (1970) entwickelten aufbauend auf der Arbeit von Mann (1968) und Sherbourne [80] Fließlinienkonfigurationen für überstehende Stirnplatten. Zudem erarbeiteten sie eine Formulierung zur Bestimmung einer maximalen Stirnplattendicke, bei der ein plastisches Verhalten noch sichergestellt ist. Im Weiteren berücksichtigten sie, im Gegensatz zu Sherbourne, Abstützkräfte und zwar über einen pauschalen Faktor, der die Schraubenkraft um 30% vergrößerte. Diese Größenordnung der Abstützkräfte taucht auch bei heutigen Modellen noch auf, z.B. werden für überstehenden Stirnplatten nach SIA [19] die äußeren Schrauben nur zu 70% berücksichtigt. Der tatsächliche Einfluss der Abstützkräfte überstehender Stirnplatten wird in Kapitel 6.4 und Kapitel 7.4 noch untersucht, um die Frage zu klären, ob ein pauschaler Faktor tatsächlich gerechtfertigt ist.

4.3.4 *Packer & Morris und Horne & Morris*

Packer und Morris [73] verfeinerten die Fließlinienverläufe von Zoetemeijer [92] für nicht ausgesteifte T-Stummel, indem sie ausgerundete Übergänge der Teilfließlinien modellierten. Dies beruht auf Beobachtungen und Auswertungen ihrer Versuche. Zudem erarbeitetem sie auch ein Fließlinienmodell für den ausgesteiften T-Stummel des Stützenflansches. In Horne & Morris [51] wird das von Packer und Morris [73] entwickelten Fließlinienmuster, angewandt auf die überstehende Stirnplatte, vorgestellt. Das Muster der Fließlinien (Bild 4-6) im Bereich innerhalb des Riegels, reichte bis zur Hälfte der Trägerhöhe. Allerdings konnten ihre Versuche diese Annahme nicht ganz bestätigen.

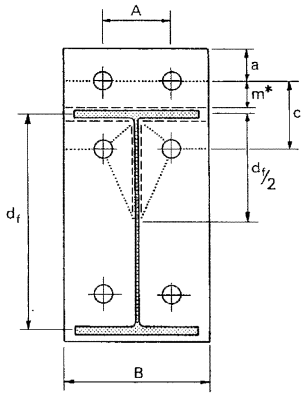


Bild 4-6: Fließlinienmuster der Stirnplatte nach Packer & Morris [73]

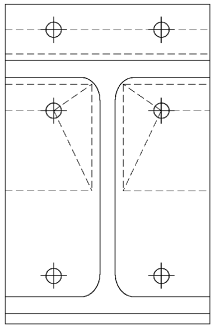


Bild 4-7: Fließlinienmuster der Stirnplatte nach Horne & Morris [73] aus [85]

Das Modell von Horne & Morris [51] ist vergleichbar mit dem Modell von Packer & Morris [73], wobei hier noch eine untere horizontale Fließlinie eingeführt wurde, siehe Bild 4-7. Für die Erarbeitung eines Duktilitätskriteriums des Stirnbleches in Kapitel 9.4 werden diese Ansätze der Fließlinien nochmals benötigt.

4.3.5 *Krishnamurthy*

Krishnamurthy [60] (1978) war einer der Ersten, der mit Hilfe numerischer Methoden eine empirische Formulierung der zulässigen Stirnplattendicke für die plastische Bemessung des Knotens erarbeitet hat. Als Ergebnis kamen deutlich dünnere Stirnplattenkonfigurationen zum Tragen als das bei den Vorgängerarbeiten der Fall war. Er wählte auch einen anderen Ansatz zur Behandlung der Abstützkräfte, indem er diese mit den Kontaktkräften unter dem Schraubenkopf, resultierend aus der Schraubenvorspannung verglich. Unter Gebrauchslasten lokalisierte er die Resultierende der Abstützkräfte eher schraubennah als am Plattenrand. Damit spielten für ihn die Abstützkräfte eine untergeordnete Rolle und er vernachlässigte sie in seinem Ansatz der Berechnung der Schraubenkräfte. Diese Theorie gilt es für bündige und überstehende Stirnplatten genauer zu untersuchen. Hierzu sollen in dieser Arbeit die Möglichkeiten, die das „Postprocessing“ moderner FE-Software bietet, in Kapitel 6 genutzt werden. Mit Hilfe der computergestützten Auswerteverfahren können gewisse Phänomäne am Knoten zielgerichteter belegt werden als über Messtechnik am realen Versuchskörper.

4.3.6 *Zoetemeijer*

In der Zeit von 1978-1983 entwickelte Zoetemeijer (1983) [93] für ausgesteifte Stützenflansche und Stirnplatten die Grundlage für das heutige Verfahren in DIN EN 1993-1-8 [8]. Er erar-

beitete das Bemessungsdiagramm für die α - Werte in Bild 4-8, die für ausgesteifte T-Stummel die Schraubenposition berücksichtigen. Die α - Werte dienen zur Berechnung der effektiven Längen für ein kreisförmiges Fließmuster.

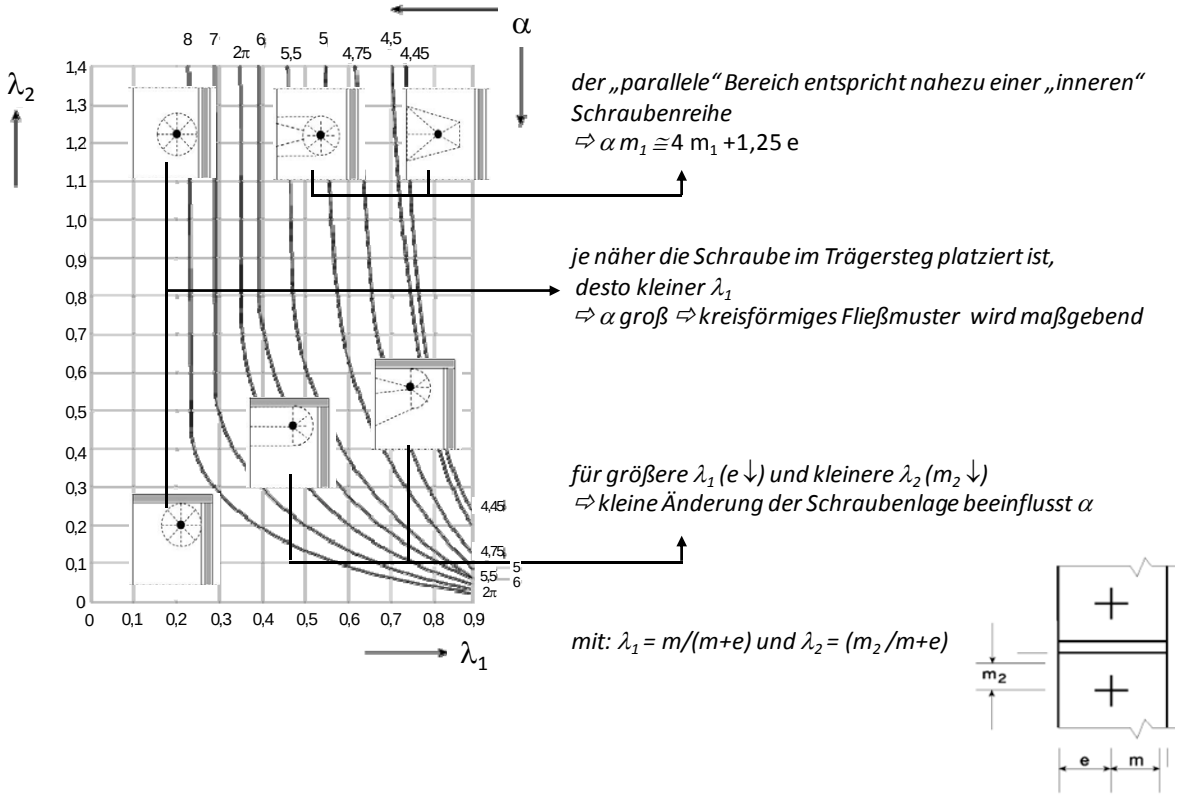


Bild 4-8: Diagramm der α - Werte zur Bestimmung von l_{eff} für ausgesteifte T-Stummel [93]

4.3.7 *Hendrick et al.*

Hendrick et al. [50] (1985) führten experimentelle Untersuchungen an bündigen Stirnplatten durch. Sie schlagen für bündige Stirnplatten das Fließmuster in Bild 4-9 vor, wobei sich die unbekannte Größe s anhand dem Minimum der virtuellen Arbeit ermittelt. p_f in Bild 4-9 entspricht dabei dem vertikalen Schraubenabstand m_2 und für die Kenngröße s ergeben sich laut [50]. i.d.R. Werte in der Größenordnung von 1,5 …2,0- fachen des Abstandes m_2. Damit reicht das Muster der Fließlinien in diesem Modell nicht so tief, in Bezug auf die Trägerhöhe, wie bei Packer & Morris [73] in Bild 4-6.

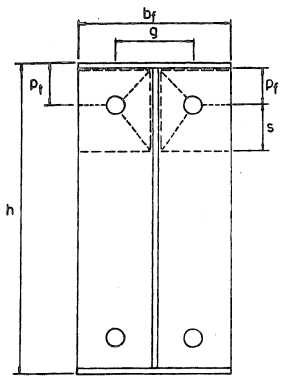


Bild 4-9: Fließlinienmuster der Stirnplatte nach Hendrick [50]

4.3.8 *Jenkins et al.*

Jenkins et al. [56] (1986) entwickelten Momenten-Rotationskurven auf Basis elastisch-plastischer FE-Berechnungen und bereiteten diese zu Bemessungsdiagrammen auf. Sie versuchten diese zu standardisieren, um dem praktischen Anwender eine Orientierung und Erleichterung zu bieten. Die Bemessungsdiagramme berücksichtigen neben der Widerstandsseite auch die Einwirkungsseite, wo mit Hilfe der „Beamlinemethode“ auch erforderliche Rotationskapazitäten abzulesen sind. Jenkins et al. [56] geben, im Vergleich zu Vorgängerarbeiten, in ihrem vorgeschlagenen Bemessungsverfahren neben der Überprüfung der Knotentragfähigkeit auch eine Anleitung für die Überprüfung der Rotationskapazität an.

4.3.9 *Bernuzzi, Zandonini & Zanon*

Bernuzzi et al. [32] (1991) analysierten mit Photogrammmetrie die plastischen Verformungen dünner Stirnplatten, um den Verlauf der tatsächlichen Fließlinien im Bereich des Kragarmes (bei überstehenden Stirnplatten) und im Bereich der bündigen Platte zu erfassen. Da es sich bei ihren experimentellen Versuchen, um relativ dünne Stirnplatten handelte, analog den in dieser Arbeit untersuchten Stirnplatten, passen die dort gewonnenen Erkenntnisse relativ gut, um Parallelen zu ziehen. Da es für die zur erarbeitenden Ansätze in Kapitel 9.4 vom Grundsatz her um dünne Stirnplatten geht, sollte das Fließmuster auch mit dem von dünneren Stirnplatten korrespondieren. Bernuzzi et al. [32] beobachteten in ihren Versuchen, dass sich die Fließlinien nach Bild 4-10 einstellten. Dabei spiegelt dieses Muster die Entstehung der Fließlinien wider, also den Beginn des Plastizierens des Stirnbleches. Sie berücksichtigten dabei, dass um die Schraube im Steg zugewandten Bereich sich in der Platte auch Fließlinien einstellen.

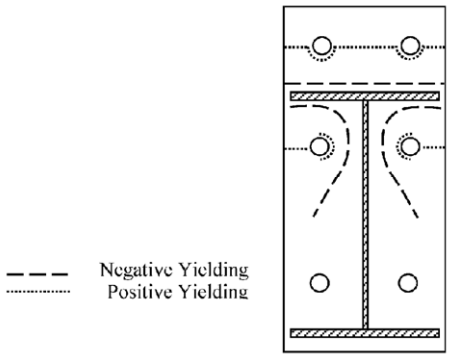


Bild 4-10: Fließlinienmuster der Stirnplatte nach Bernuzzi et al. [32]

4.3.10 *Steurer*

Steurer [85] (1999) untersuchte neben dem Tragverhalten der Schraube auch das Tragverhalten der Stirnplattenverbindung. Demnach dient die Fließlinienkonfigurationen des Stirnbleches, die als Grundlage für das Modell des Eurocodes nach Bijlaard et al [33] erarbeitet wurden, hauptsächlich zur Veranschaulichung des Verhaltens der Platte im Versagenszustand und zur Vereinfachung des T-Stummel Modells. Zur Ermittlung des tatsächlichen Tragwiderstands der Platte oder zu Verformungsberechnungen ist das Modell eher ungeeignet. Diese Erkenntnis ist für die Erarbeitung eines Duktilitätskriteriums für den ausgesteiften T-Stummel insofern relevant, da die hierfür benötigten Fließlinien aus DIN EN 1993-1-8 [8] noch einmal überdacht werden sollten. Das steifere Verhalten des ausgesteiften T-Stummels sollte sich im Vergleich zum nicht ausgesteiften T-Stummel auch in deutlich längeren effektiven Fließlinienlängen widerspiegeln. Hierzu mehr in Kapitel 9.4.

4.3.11 *Steenhuis et al.*

Steenhuis et al. [83] (2000) führten Untersuchungen zur Rotationskapazität nachgiebiger Stahlknoten durch und untersuchten die Größe eines Teilsicherheitsbeiwertes, der auf die vorhandene Rotationskapazität anzuwenden ist. Die Grundidee basiert auf der Analyse eines Einfeldträgers mit nachgiebig eingespannten Enden, an dem Versagen durch Überschreiten der Systemtragfähigkeit und Versagen bedingt durch Unterschreiten der Rotationskapazität des Knotens gegenübergestellt wurde. Ab einem Teilsicherheitsbeiwert der Rotation von $\gamma_{rot} = 2{,}0$ war durchweg die Tragfähigkeit für das Systemversagen relevant wie die Grafik in Bild 4-11 zeigt. Diese Erkenntnisse werden später für die Überprüfung der Duktilitätskriterien in Kapitel 9.6 herangezogen.

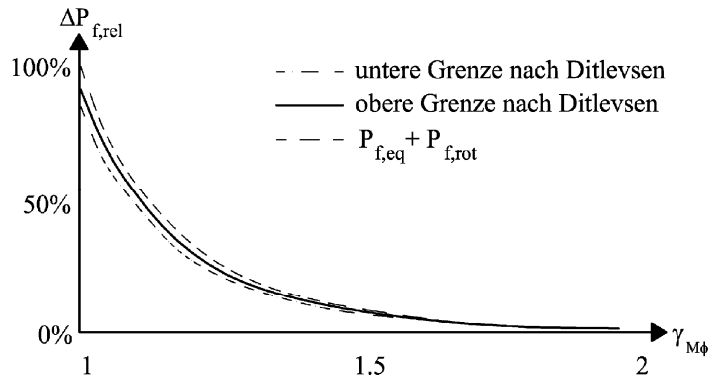


Bild 4-11: Erhöhung der Versagenswahrscheinlichkeit eines nachgiebig eingespannten Trägers in Abhängigkeit des Sicherheitsbeiwerts der vorhandenen Rotationskapazität nach Steenhuis et al. (2000b) [entnommen aus Kühnemund [69]]

4.3.12 *Adegoke*

In seiner Dissertation hat Adegoke [27] (2007) experimentelle und numerische Untersuchungen an überstehenden Stirnplattenverbindungen mit relativ dünnen Stirnblechen durchgeführt. Er beobachtete, dass der bündige Bereich der Stirnplatte sich zunächst deutlich steifer verhält als der kragarmähnliche Bereich. Damit sind die oberen innenliegende Schrauben anfangs auch deutlich stärker ausgenutzt als die außenliegenden. Wenn der bündige Teil der Platte zunehmend plastiziert, befindet sich der Kragarm schon im Verfestigungsbereich. Im weiteren Verlauf verfestigte sich auch der bündige Plattenbereich und unter Zunahme weiterer Verformungen konnte Adegoke die Entwicklung von Membrantragwirkung in beiden Plattenbereichen feststellen. Für große Verformungen der Stirnplatte konnte er signifikante Biegebeanspruchungen der Schrauben ausmachen.

Hinsichtlich des Fließmuster stellte Adegoke fest, dass sich im bündigen Bereich der Stirnplatte zunächst ein kreisförmiges Muster ausbildet und mit fortschreitendem Plastizieren sich ein Fließmuster ähnlich zu den Beobachtungen von Bernuzzi et al. [32] ausbilden kann. Adegoke verfeinerte den Ansatz der Fließlinien von Bernuzzi et al. [32] (siehe Bild 4-10) und erarbeitete aus seinen gewonnenen Erkenntnissen der Versuche und FE-Berechnungen das Fließmuster in Bild 4-12. Diese, von Adegoke vorgeschlagen positiven und negativen Fließlinien, stellen den abgeschlossenen Fließmechanismus am Stirnblech für dünne Platten dar. Adegoke berücksichtigte in seinem Modell, in Erweiterung zu Bernuzzi et al. [32], dass sich für das Fließmuster rund um die Schrauben noch eine zusätzliche kreisförmige Fließlinie einstellt. Allerdings vertritt Adegoke den Standpunkt, die Schrauben so nah wie möglich an Steg und Flansch anzuordnen, um eine hohe Anfangssteifigkeit zu erreichen.

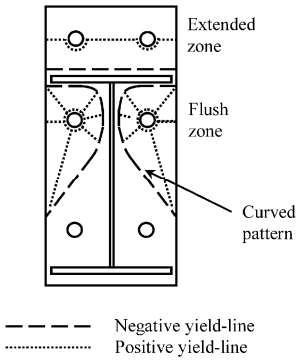


Bild 4-12: Fließlinienmuster der Stirnplatte nach Adegoke [27]

Dieser Ansatz ist für duktile Knoten aber kontraproduktiv und wird in den Untersuchungen zum Duktilitätskriteriums in Kapitel 9.4 noch diskutiert.

4.4 Trag- und Verformungsverhalten Verbundknoten

4.4.1 *Allgemeines*

Für Verbundknoten spielt die Abstimmung der Duktilität der Zugzone des Stahlknotens mit der Duktilität der Bewehrung auf Zug, nicht nur für das Verformungsverhalten, sondern auch für das Tragverhalten eine entscheidende Rolle. Liegt im Bereich des Stahlanschlusses ein beschränktes Verformungsvermögen vor, kann die maximal mögliche Zugkraft der Bewehrung nicht aktiviert werden, da ein vorzeitiges sprödes Schraubenversagen zum Versagen des Verbundknotens führt. Ist dagegen die Stirnplatte bzw. der Stützenflansch sehr duktil konzipiert, aber das Zugband der Betonplatte weist ein verformungsarmes Verhalten auf, kann ein Versagen der Bewehrung zu einem Zeitpunkt eintreten, wo die T-Stummeltragfähigkeit des Stahlknotens noch beträchtliche Reserven aufweist.

Hinsichtlich der Rotationskapazität sind die Anforderungen der Verformungsfähigkeit der Bewehrung auf Zug betragsmäßig größer als für den T-Stummel. Dies resultiert aus der Tatsache, dass sich der Drehpunkt im Bereich des Druckflansches befindet und der steife Riegelsteg für eine lineare Verformungsverteilung über die Träger- bzw. Knotenhöhe sorgt. Nachfolgend wird ein Auszug an Arbeiten vorgestellt, die sich speziell mit dem Verformungsverhalten des Zugbandes in der Betonplatte beschäftigt haben. Neben diesen hier explizit ausgewiesenen Arbeiten, wurde im Rahmen von COST C1 [39], [87] die Komponentenmethode für die Verbundanschlüsse erarbeitet und eine Vielzahl weiterer Ergebnisse zu Verbundanschlüssen veröffentlicht.

4.4.2 *Bode & Kronenberger*

Bode & Kronenberger [35], [36] (1998) untersuchten unter anderem, wie sich die Rotationskapazität von Verbundknoten steigern lässt. In einem ihrer Versuche vergrößerten sie die freie Dehnlänge der Bewehrung, indem sie den Abstand des ersten Kopfbolzens zur Stütze erhöhten. Mit der Veränderung dieses Parameters erreichten sie nahezu eine Verdoppelung der Rotationskapazität, im Vergleich zu konventioneller Dübelanordnung. Dieser Ansatz wurde später von Schäfer [68], [77] weiterverfolgt, mehr dazu in Kapitel 4.4.7.

4.4.3 *Anderson et al.*

Anderson et al. [29] (2000) stellten ein Modell zur Bestimmung der Rotationsfähigkeit von Verbundknoten vor, das im Besonderen die Verformungsfähigkeit der Bewehrung und den Schlupf der Kopfbolzen berücksichtigt. Für die Anwendbarkeit des Modells muss letztendlich immer die Bewehrung maßgebend für das Knotenversagen sein. Da die Bewehrung in der Betonplatte durch das Mitwirken des Betons zwischen den Rissen sich weniger duktil verhält als isolierte Bewehrung im Zugversuch, ist die mittlere Bruchdehnung der Betonplatte relevant für die Verformungskapazität der einbetonierten Bewehrung. Anderson et al. [29] verwenden hierfür die Spannungs-Dehnungs-Beziehung des CEB-FIB Model Codes [18]. Zudem geben sie eine Formulierung zur Berücksichtigung des Schlupfes der Verbindungsmittel an.

4.4.4 *Brown & Anderson*

Brown & Anderson [37] (2001) definieren als maßgebende Parameter für die Rotationskapazität von Verbundanschlüssen, die Höhe des Anschlusses, den Bewehrungsgrad und den Verdübelungsgrad. Vom Grundsatz ist das Vorgehen der Arbeit analog zu Anderson et al. [29]. Sie führten experimentelle Versuche durch und überprüften das Modell zur Berechnung der Rotationskapazität von Anderson et al. Dabei stellten sie eine gute Übereinstimmung fest.

4.4.5 *Kemp & Nethercot*

Kemp & Nethercot [58] (2001) gehen in ihrem Beitrag neben der erforderlichen, auch auf die vorhandene Rotationsfähigkeit von Verbundknoten ein. Für die Verbesserung der vorhandenen Rotationskapazität bei Verbundknoten merkten sie nachfolgende Punkte an. Die Stirnplatte sollte in jedem Fall dünn ausgebildet werden, da sonst die Bewehrung nicht richtig aktiviert werden kann. Der Bewehrungsgrad darf nicht zu niedrig gewählt werden, da sonst ein vorzeitiges verformungsarmes Versagen, durch die Ausbildung einzelner großer Risse in der Betonplatte ein-

tritt. Mit höheren Bewehungsgraden lässt sich ein abgeschlossenes Rissbild, das für mehr Duktilität durch viele kleinere Risse sorgt, besser erzielen.

4.4.6 *ECCS Document 109*

Das ECCS Dokument N°109 „Design of Composite Joints in Buildings“ [44] stellt ein durchgängig aufbereitetes Verfahren zur Bestimmung der Tragfähigkeit, Steifigkeit und Rotationskapazität von Verbundknoten zur Verfügung. Dieses Dokument als eine Art „Richtlinie oder Bemessungsleitfaden“ ergänzt die in DIN EN 1994-1-1 [9] fehlenden Nachweisformeln der Rotationskapazität. Zudem werden indirekte Entwurfskriterien für eine duktile Ausbildung der Betonplatte auf Zug aufgeführt. Unter anderem wird der Bewehrungsgrad hier sogar nach oben limitiert, um ein Fließen der Bewehrung sicherzustellen.

4.4.7 *Schäfer*

Schäfer [68], [77] greift unter anderem die Erkenntnisse von Bode & Kronenberger [36] sowie Anderson et al. [29] auf und setzt den Schwerpunkt in seinem Versuchsprogramm auf die Untersuchung der Vergrößerung der freien Dehnlänge in der Betonplatte. Damit zielt er auf die Verbesserung der mittleren Bruchdehnung der Betonplatte auf Zug ab. Seine Versuche bestätigen die Idee von Bode [35], mit der Erhöhung des Abstandes des ersten Kopfbolzen zur Stütze die Verformungskapazität der Betonplatte auf Zug erheblich zu verbessern. Zudem stellt Schäfer fest, dass neben einer duktilen Bewehrungsklasse (Klasse C) [6], auch ein konstanter Bewehrungsquerschnitt im Bereich der freien Dehnlänge wichtig ist. Hinsichtlich des Bewehrungsgrades kann Schäfer auch für Grade nahe der geforderten Mindestbewehrung noch beachtliche Rotationskapazitäten erreichen. Das widerlegt die Feststellungen von Kemp & Nethercot [58].

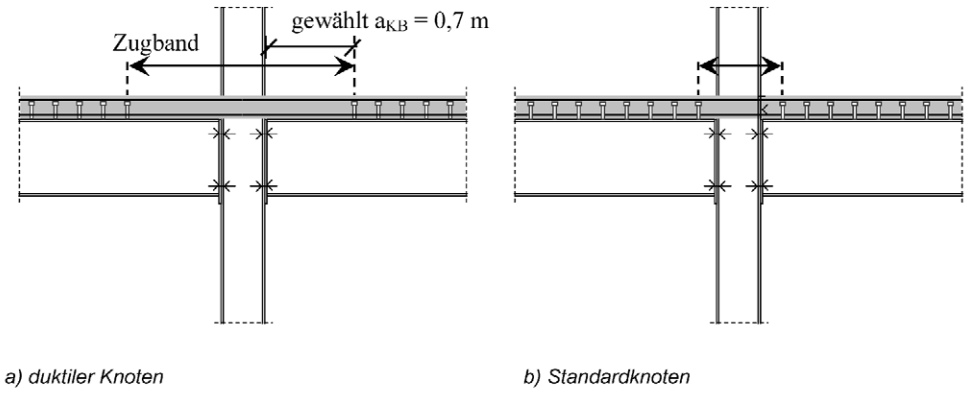


Bild 4-13: Modifikation der freien Dehnlänge der Bewehrung nach Schäfer [77]

Schäfer erarbeitet desweiteren eine Alternative zum Ansatz des CEB-FIB Model Code [18] hinsichtlich der Bestimmung der mittleren Betonbruchdehnung ε_{smu}. Dabei integriert er auch sein vergrößertes Zugband im Betongurt. Die Schlussfolgerungen von Schäfer werden in Kapitel 11.5.3 nochmals aufgegriffen.

4.4.8 *Odenbreit et al.*

Odenbreit et al. [72] (2009) haben unter anderem Einflüsse der Betonplatte auf die Rotationskapazität des Verbundknotens untersucht. Die Versuche haben gezeigt, dass sich Mattenbewehrung bei gleichem Bewehrungsgrad deutlich ungünstiger hinsichtlich der Verformungskapazität verhält als Stabstahl. Auch gemischte Bewehrung sollte vermieden werden. Dies wird mit der kurzen Verankerungslänge der Längsstäbe durch die angeschweißten Querstäbe und damit der kurzen freien Dehnlänge begründet. Diese Erkenntnis ergänzt die Ergebnisse von Bode [35] und Schäfer [77], wonach lange freie Dehnlängen einen positiven Einfluss auf die Duktilität haben.

Alle anderen Parameter und Erkenntnisse sind für diese Arbeit nicht übertragbar, da bei ihren Versuchen die Bewehrung auf Zug die einzige Zugkomponente darstellte, da es sich beim Stahlknoten um einen Knaggenanschluss handelte.

4.5 Übersicht bisheriger Duktilitätskriterien

4.5.1 *Allgemeines*

Indirekte Entwurfskriterien zur Sicherstellung ausreichender Rotationskapazität des Knotens, sogenannte Duktilitätskriterien sind, wie in Kapitel 3.5 vorgestellt, nur für den geschraubten Stahlanschluss mit Stirnplatte normativ verfügbar. In diesem Kapitel soll ein kurzer Überblick den Hintergrund des erwähnten Duktilitätskriteriums beleuchten und weitere ausgewählte Kriterien für Stahl- bzw. Verbundknoten, die allerdings nur in der Literatur, nicht aber normativ geregelt sind, kurz vorstellen.

4.5.2 *Zoetemeijer*

Zoetemeijer [92] definierte eine Bedingung, die den Übergang zwischen Versagensmodus 1 und Versagensmodus 2 des T-Stummels abgrenzt. Seine Bedingung war, dass solange der T-Stummel im Modus 1 versagt, ausreichend Duktilität vorhanden ist, um eine vollplastische Systembemessung durchzuführen. Diese Aussage beruht auf Vergleichen mit erforderlichen Kno-

tenverdrehungen, die er im Rahmen seiner Arbeit auch untersucht hat. Bedingung ist, dass für den Riegel $l/h_b \leq 30$ gilt.

4.5.3 *Jaspart*

Jaspart [53] (1997) verfeinerte die Ansätze von Zoetemeijer und erarbeitete daraus das heute in DIN EN 1993-1-8 Kapitel 6.4 festgeschriebene Duktilitätskriterium.

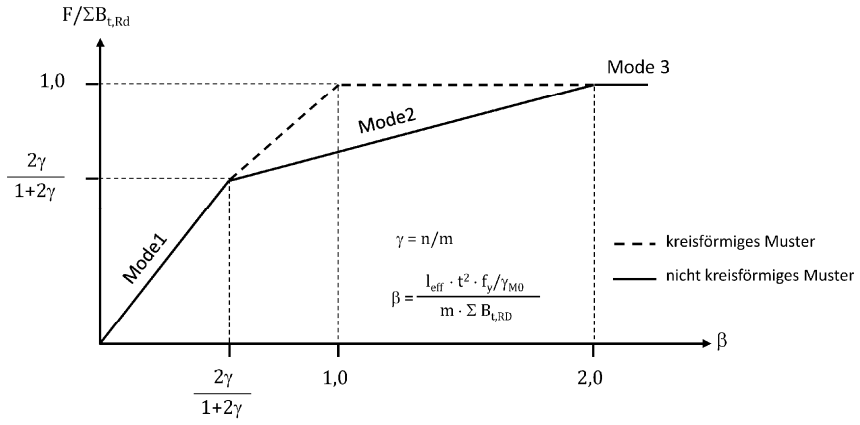


Bild 4-14: T-Stummel Tragfähigkeit nach dem überarbeiteten Annex J des Eurocode 3 [26]

Die Randbedingungen für dieses Duktilitätskriterium entsprechen dem nicht ausgesteiften T-Stummel, also dem Stützenflansch. Jaspart traf für die Ableitung des Kriteriums nach Bild 4-14 folgende Annahmen:

- $n = 1{,}25m$ (Randabstand der Schraube)
- $l_{eff} = 2\Pi m$ (kreisförmiges Muster)
- $B_{t,RD} = 0{,}9 \cdot A_s \cdot f_{uB}/\gamma_{M2} = 0{,}51 \cdot d^2 \cdot f_{uB}/\gamma_{M2}$ (Schraubentragfähigkeit)

In Bild 4-14 ist auf der vertikalen Achse das Verhältnis der T-Stummeltragfähigkeit zur Schraubentragfähigkeit gegeben und auf der horizontalen Achse der Verhältniswert β zur Berücksichtigung der Fließlinienlänge des T-Stummels. Damit lässt sich die Interaktion zwischen Versagensmodus und T-Stummeltragfähigkeit veranschaulichen.

Die in Bild 4-14 angegebenen Substitutionen für γ und β wurden, unter Berücksichtigung der oben getroffenen Annahmen, in Gleichung (4.3) eingesetzt:

$$\beta \leq \frac{2\gamma}{1 + 2\gamma} \qquad (4.3)$$

Das Auflösen der Gleichung nach t, ergibt das bereits in Gleichung (3.3) vorgestellte Duktilitätskriterium.

Wie bereits erwähnt, ist dieses Kriterium eigentlich nur für Stützenflansche korrekt. Für Stirnplatten, die über den ausgesteiften T-Stummel idealisiert werden, ist es in DIN EN 1993-1-8 [8] aber auch ausgewiesen. Für die eigenen Untersuchungen hinsichtlich eines Duktilitätskriteriums in Kapitel 9.3 und Kapitel 9.4, werden deshalb gewisse Annahmen noch einmal neu überdacht.

4.5.4 *Sonstige*

Packer & Morris [73] empfehlen als Erkenntnis ihrer Versuche eine Stirnplattendicke minimal größer als der Schraubendurchmesser, um einen Fließmechanismus der Stirnplatte zu ermöglichen. Einige andere frühere Arbeiten bewegen sich in ähnlicher Größenordnung des Verhältnisses Stirnplattendicke zu Schraubendurchmesser.

Um ausreichend Verformungskapazität der Stirnplatte für eine vollplastische Bemessung vorzuhalten, ist dieses Kriterium allerdings nicht ausreichend, wie die weiteren Untersuchungen dieser Arbeit zeigen werden.

Coelho & Bijlaard [49] haben für Untersuchungen an Stirnplatten aus höherfestem Stahl S690 das Kriterium von Jaspart mit Hilfe eine Trendlinienauswertung nach Gleichung (4.4) modifiziert.

$$t_{EP} \leq 0{,}358 \cdot d_B \cdot \left(\frac{f_{uB}}{f_y}\right)^{0{,}5268} \qquad (4.4)$$

Die Einhaltung dieses Kriterium gewährleistete in ihren Versuchen für Stahlgüte S690 eine vorhandene Rotationskapazität $\Phi_{avai} \geq 35$ mrad.

4.6 Übersicht zu „robuste“ Knoten

4.6.1 *Allgemeines*

Unter der Begrifflichkeit „robuster“ Knoten sei hier, entweder ein volltragfähiger biegesteifer Knoten, oder ein teiltragfähiger Knoten mit ausreichende Duktilität und Normalkrafttragfähigkeit, um die Forderungen nach einer entsprechenden baulichen Durchbildung des Tragsystems in DIN EN 1990 [4], Kapitel 2.1 (4) – (6) zu erfüllen, gemeint.

In Kapitel 3.6 und Kapitel 3.7 wurden grundlegende Punkte zur Ausbildung teiltragfähiger Knoten, die als „robust“ bezeichnet werden dürfen, bereits aufgeführt. Konstruktive Regelungen für eine bauliche Durchbildung der Knotenpunkte im Stahlbau, die ein „unempfindliches“ Verhalten des Tragwerks begünstigen, sind bisher normativ nicht vorhanden. Aus dem Bereich der Erdbebenforschung sind in den USA, nach den Ereignissen des 11. Septembers 2001, einige konstruktive Umsetzungen bei Knoten, auch für die Verhinderung eines Progressiven Kollapses, z.B: nach einem Stützenausfall, adaptiert worden.

4.6.2 *Empfehlungen GSA*

Als allgemeine Anforderungen für Stahlknoten definieren die „Progressive Collapse Analysis and Design Guidelines“ [24] (2003) der U.S. General Services Administration (GSA) ausreichend:

- Kontinuität
- Widerstandsfähigkeit
- Rotationskapazität

Konstruktiv werden hier allerdings nur Verstärkungsmaßnahmen für unterschiedliche Stahlknotentypen aufskizziert. Zur Sicherstellung ausreichender Duktilität des Knotens werden Versuche empfohlen. Für die einfache praktische Umsetzung sind die Angaben nicht sehr hilfreich.

4.6.3 *Empfehlungen UFC*

In der Veröffentlichung “Design of Buildings to Resist Progressive Collapse” als Teil der Unified Facilities Criteria (UFC) [23] (2009) des Department of Defense wird empfohlen die Widerstandsseite mit Mittelwerten der Materialkennwerten zu berücksichtigen. Das begründet sich mit dem Einfluss von Überfestigkeiten, speziell auf die Duktilität relevanter Bauteile.

Hinsichtlich der Auslegung teiltragfähiger Knoten wird hier auf die Normen zur Erdbebenbemessung von Stahlrahmenkonstruktionen, ANSI/AISC 341-05 [17], FEMA 350 [21] und FEMA 355 [22], verwiesen. Da in den angelsächsischen Ländern die bündige Stirnplatte nicht sehr geläufig ist, gibt es in den genannten Dokumenten zu diesem Knotentyp auch keine Angaben.

4.6.4 *Schlussfolgerung*

Bisher ist die Situation, was Empfehlungen zur Auslegung „robuster“ teiltragfähiger Stahl- und Verbundknoten betrifft, für die Praxis sehr unbefriedigend. Wenn also zukünftig die Rege-

lungen des Eurocodes gelten und die Forderungen in DIN EN 1990 [4] und DIN EN 1991-1-7 [5] nach redundanteren Rahmentragsystemen umgesetzt werden sollen, ist der praktische Anwender, Stand jetzt, relativ allein gelassen.

Im Rahmen des RFCS-Forschungsprojektes „Robust structures by joint ductility“ [62] wurde ein erster Schritt zur Erarbeitung von Konstruktionskriterien für „robuste“ Knoten gemacht. Hierzu mehr in Kapitel 5. Am Ende, in Kapitel 11, werden aus den gewonnenen eigenen Erkenntnissen erste einfach umsetzbare Kriterien aufbereitet.

5 Experimentelle Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten an Stahl- und Verbundknoten

5.1 Allgemeines

Im Rahmen von zwei am Institut durchgeführten Forschungsvorhaben wurden sowohl reine Stahlknoten, als auch Verbundknoten experimentell untersucht. Die Versuche an Stahlknoten unter reiner Biegebeanspruchungen erfolgten zum einen im Rahmen eines europäischen RFCS-Vorhaben namens „Robustness“ [62] und zum anderen innerhalb eines DASt-AiF Forschungsvorhabens „Duktilitätskriterien für typisierte Stirnplattenverbindungen“ [63].

Ziel der Stahlknotenversuche war die Untersuchung diverser Parameter zur Verbesserung des Rotationsvermögens des Anschlusses. Die Untersuchungen dienen als Grundlage zur Ableitung sogenannter Duktilitätskriterien. Mit Hilfe von Duktilitätskriterien soll sichergestellt werden, dass der Anschluss ausreichend duktil ist, um Schnittgrößenumlagerungen, die für eine plastische Bemessung erforderlich sind, zuzulassen. Neben der Untersuchung von wirkungsvollen Kriterien für den Grenzzustand der Tragfähigkeit wurden auch Kriterien für hochduktile Knoten analysiert. Diese kommen zum Tragen, wenn der Anschluss im Falle außergewöhnlicher Beanspruchungen sehr hohe Rotationsanforderungen zu erfüllen hat. Die Untersuchungen der Stahlknoten werden in Kapitel 5.2 vorgestellt.

Die experimentelle Untersuchung von Verbundknoten unter gleichzeitiger Momenten-Normalkraftbeanspruchung, z.B. bei Stützenausfall in einem Rahmentragwerk, war Teil des RFCS-Vorhabens Robustness [62]. Die Verwendung nachgiebiger teiltragfähiger Knoten zielte darauf ab, das Fließgelenk im Anschluss anzuordnen und die Verformbarkeit, die notwendig ist, um alternative Lastpfade mittels Spannbandwirkung zu aktivieren, hauptsächlich über die Knotenduktilität zu erreichen. Die Duktilitätsanforderungen an die Knoten sind in diesem Fall besonders hoch. Die Herausforderung bei der Anschlussdimensionierung lag in der Abstimmung aller Einzelkomponenten, um so sicherzustellen, dass beim Durchlaufen der angenommenen M-N Interaktion keine spröde Komponente maßgebend wurde und kein vorzeitiges Anschlussversagen eintrat. Zur Untersuchung des Anschlussverhaltens unter M-N Beanspruchung wurden Knotenversuche für positive und negative Momentenbeanspruchung durchgeführt, hierzu mehr in Kapitel 5.3.

Zur Aktivierung großer Verformungskapazitäten am Knoten haben sich die Komponenten „Stirnplatte auf Biegung“ und zum Teil auch der „Stützenflansch auf Biegung“ als besonderes geeignet herauskristallisiert. Diese Komponenten werden mit Hilfe des sogenannten T-Stummels idealisiert. Umfangreiche experimentelle Untersuchungen zum Modell des T-Stummels waren ebenfalls Teil des RFCS-Vorhabens Robustness und wurden an der Universität Trento durchgeführt. Da die Erkenntnisse aus den isolierten T-Stummelversuchen mit den Knotenversuchen zu vergleichen sind und auch in weiteren Punkten relevant für diese Arbeit sind, wird ein Auszug der T-Stummelversuche in Kapitel 5.4 gegeben.

5.2 Versuche an Stahlknoten unter reiner Biegebeanspruchung

5.2.1 *Allgemeines*

Insgesamt wurden elf Versuche an geschraubten Stahlknoten mit bündiger Stirnplatte durchgeführt. Die erste Versuchsserie mit dem Index „S“ war Bestandteil des RFCS-Forschungsprojektes Robustness [62] und erfolgte Ende 2006. Der Versuchsumfang betrug hier sechs Versuche und das Hauptaugenmerk dieser Serie lag auf der Untersuchung des Einflusses der Stirnplattendicke und der Schraubenanordung. Die zweite Versuchsserie mit dem Index „Z“ wurde im Zusammenhang mit dem AiF-Forschungsprojekts „Duktilitätskriterien für typisierte Stirnplattenverbindungen“ [63] durchgeführt. Hier wurden weitere fünf Versuche getestet und diesmal lag der Schwerpunkt auf dem Einfluss der Materialfestigkeit von Stirnplatten und Stützenflansch sowie dem Verhältnis der Stirnplattendicke zur Stützenflanschdicke. Im Nachfolgenden werden die wichtigsten Eckdaten, Ergebnisse und Erkenntnisse zusammengefasst.

Die geschraubten Stützen-Riegel-Verbindungen beider Versuchsserien „S“ und „Z“ setzten sich aus Riegelprofilen IPE500 und Stützenprofilen HE300B zusammen, wie in Bild 5-1 veranschaulicht. Bei allen Stirnplattenanschlüssen handelt es sich um bündige Stirnplatten mit zwei Schrauben in einer Reihe. Bei der Vordimensionierung wurde darauf geachtet, dass als schwächste Komponenten am Anschluss nur die „*Stirnplatte auf Biegung*“, der „*Stützenflansch auf Biegung*“ und die „*Schrauben auf Zug*“ in Frage kamen. Alle anderen Komponenten waren für das Trag- und Verformungsverhalten am Anschluss nicht maßgebend.

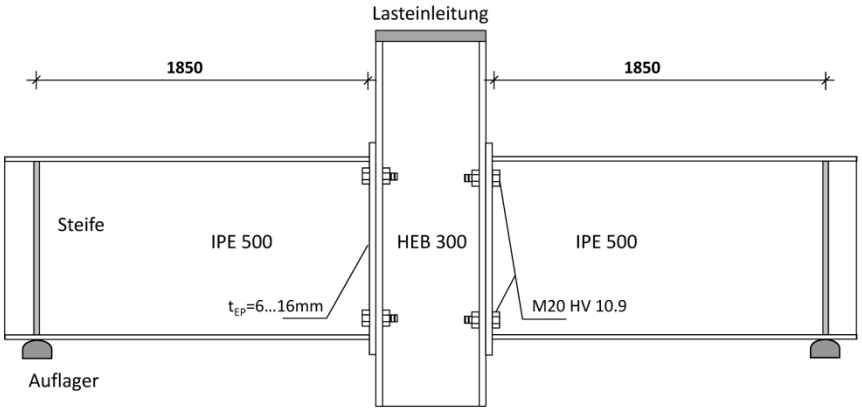


Bild 5-1: Grundgeometrie der Stahlknotenversuche für beide Versuchsserien

5.2.2 *Geometrie der geschraubten Stahlknoten*

5.2.2.1 Versuchsserie „S“

Bei den Versuchen S1-S4 wurde die Stirnplattendicke zwischen 6 mm und 16 mm variiert. Der Schraubendurchmesser betrug für alle Versuche M 20. Die genauen Zuordnungen sind in Tabelle 5-1 aufgelistet. Die Versuche S1-S5-S6 zielten auf die Untersuchungen des horizontalen Abstandes der Schrauben vom Riegelsteg (m) und des vertikalen Abstandes der Schrauben vom Riegelflansch (m_2) ab. Durch die Abstimmung der Parameter an der Stirnplatte sollten alle drei möglichen Versagensmechanismen (Modus 1 bis Modus 3) des T-Stummels erzwungen werden und zudem sollte deren Einfluss auf die Tragfähigkeit und Verformungsfähigkeit des Anschlusses in der Zugzone genauer untersucht werden.

Tabelle 5-1: Übersicht der unterschiedlichen Knotenausbildungen in Serie „S“

Versuch-Nr.	Stahlgüte Stütze + Stirnplatte	Stirnplattendicke	Schraubengüte	Schraubendurch-messer
S1	S 355	t_{EP} = 12 mm	HV 10.9	M 20
S2	S 355	t_{EP} = 8 mm	HV 10.9	M 20
S3	S 355	t_{EP} = 6 mm	HV 10.9	M 20
S4	S 355	t_{EP} = 16 mm	HV 10.9	M 20
S5	S 355	t_{EP} = 12 mm	HV 10.9	M 20
S6	S 355	t_{EP} = 12 mm	HV 10.9	M 20

5.2.2.2 Versuchsserie „Z“

Die Versuchsserie „Z“ wurde ergänzend zur Serie „S“ im Jahr 2007 durchgeführt und umfasste fünf Versuche, die sich zum einen mit dem Einfluss der Stahlgüte und zum anderen mit dem Einfluss des Verhältnisses von Stirnplattendicke t_{EP} zu Stützenflanschdicke t_{cf} beschäftigte. Die Geometrie der Versuchskörper wurde in Anlehnung an die Bemessungshilfe DSTV Ringbuch „Typisierte Verbindungen im Stahlhochbau“ [79] gewählt, aber es wurden zwei grundlegende

Änderungen im Vergleich zu den Ringbuchanschlüssen vorgenommen. Die Stirnplattendicken wurden drastisch reduziert und die Stützenprofile mit deutlich kleineren Flanschdicken gewählt, um die Rotationsfähigkeit des Anschlusses positiv zu beeinflussen. Die Eckdaten der Versuchskörper aus der Serie „Z“ sind in Tabelle 5-2 aufgeführt.

Tabelle 5-2: Übersicht der unterschiedlichen Knotenausbildungen in Serie „Z“

Versuch-Nr.	Stahlgüte Stütze + Stirnplatte	Stirnplattendicke	Schraubengüte	Schraubendurchmesser
Z2	S 235	t_{EP} = 14 mm	HV 10.9	M 24
Z3	S 235	t_{EP} = 18 mm	HV 10.9	M 30
Z4	S 355/S 235	t_{EP} = 10 mm	HV 10.9	M 20
Z5	S 355	t_{EP} = 15 mm	HV 10.9	M 24
Z6	S 355	t_{EP} = 20 mm	HV 10.9	M 30

Für die HV-Schrauben wurden verzinkte Schrauben verwendet. Schrauben, Muttern und Scheiben wurden entsprechend DIN EN 14399-4 [13] und DIN EN 14399-6 [14], als eine zusammengehörende Garnitur gewählt. Die Mutterhöhe betrug $h_M = 0{,}8\ d_B$. Die Schrauben wurden nach VDI 2230 [25] auf ca. 0,75% F_v mit dem Drehmomentenverfahren vorgespannt.

5.2.3 *Materialkennwerte*

Da die tatsächlichen geometrischen Abmessungen sowie Materialkennwerte entscheidenden Einfluss auf das Trag-und Verformungsverhalten aber speziell auch auf die Versuchsnachrechnung haben, sind die Stirnplatten als auch die Stützenflansche mit einer digitalen Schieblehre vermessen worden und es wurden Zugproben zur Bestimmung der mechanischen Kennwerte angefertigt. Von den Schrauben liegen mechanische Kennwerte über ein Herstellerzeugnis vor. Eine Übersicht über die wichtigsten Geometriewerte liefert Tabelle 5-3. Die Materialkennwerte der Streckgrenze und Zugfestigkeit sind für die unterschiedlichen Stirnplatten in Tabelle 5-4 und für die Stützenflansche in Tabelle 5-5 aufgelistet.

Die Dickenabweichungen der Stirnplatte sind relativ gering, (ausgenommen S2) sie bewegen sich zwischen 2-4 % und streuen in beide Richtungen. Das Blech der Stirnplatte S2 entsprach weder bei der Dicke noch bei der Festigkeit den geplanten und bestellten Werten und muss als „Ausreißer“ betrachtet werden. Wobei die Dickenabweichung nach DIN EN 10029-1 [12] noch gerade im Toleranzbereich liegt, der Toleranzbereich der Zugfestigkeit nach DIN EN 10025-2 [11] Tab. 7 für einen S355J2 allerdings überschritten ist. Die Dicken der Stützenflansche des Walzprofiles HE 300B haben grundsätzlich negative Abweichungen, sprich kleinere Dicken als vertafelt. Das mag daran liegen, dass bei den Walzprofilen üblicherweise nach Metern und nicht nach Tonnage abgerechnet wird. Die festgestellten Abweichungen lagen aber auch hier bei maximal 4%.

Tabelle 5-3: Tatsächliche Geometrieabmessungen

Versuch-Nr.	Stirnplattendicke t_{EP} [mm]		Vergleich	Stützenflanschdicke t_{fc} [mm]		Vergleich
	nominal	tatsächlich	tat/nom	nominal	tatsächlich	tat/nom
S1	12	11,78	0,98	19	18,32	0,96
S2	8	9,11	1,14	19	18,32	0,96
S3	6	6,23	1,04	19	18,32	0,97
S4	16	16,13	1,01	19	18,32	0,96
S5	12	11,78	0,98	19	18,32	0,96
S6	12	11,78	0,98	19	18,32	0,96
Z2	14	14,04	1,00	19	18,8	0,99
Z3	18	18,06	1,00	19	18,5	0,97
Z4	10	10,35	1,04	19	18,6	0,98
Z5	15	15,06	1,01	19	18,8	0,99
Z6	20	19,66	0,98	19	18,6	0,98

Die tatsächlichen Festigkeitswerte liegen üblicherweise einiges über den Nennwerten, da die Nennwerte in etwa den 5%-Fraktil-Wert darstellen. Bei den Blechen der Stirnplatte wurde die Zugproben in Querrichtung entnommen und die Zugversuche nach DIN EN 10002-1 [10] durchgeführt.

Wie Tabelle 5-4 zeigt, wurden für die Versuchskörper S2 und S3 andere Stahlgüten als geplant geliefert. Bei der Stirnplatte von S2 liegt anstelle eines S355 eher die Güte S460 vor und bei S3 entspricht die gelieferte Güte einem S235.

Tabelle 5-4: Tatsächliche Festigkeitswerte der Stirnplatten

Versuch-Nr.	Stirnplatte Streckgrenze [N/mm²]		Vergleich	Stirnplatte Zugfestigkeit [N/mm²]		Vergleich
	$f_{y,nom}$	$f_{y,tat}$	tat/nom	$f_{u,nom}$	$f_{u,tat}$	tat/nom
S1	355	378,5	1,07	510	537,0	1,05
S2	355	569,3	1,60	510	663,4	1,30
S3	355	271,3	0,76	510	386,6	0,76
S4	355	515,9	1,45	510	584,0	1,15
S5	355	378,5	1,07	510	537,0	1,05
S6	355	378,5	1,07	510	537,0	1,05
Z2	235	291,8	1,24	360	393,9	1,10
Z3	235	290,6	1,24	360	392,1	1,09
Z4	235	291,4	1,24	360	431,2	1,20
Z5	355	416,4	1,17	510	567,9	1,13
Z6	355	348,9	0,98	510	478,7	0,94

Die Stützenprofile in Tabelle 5-5 kamen aus drei unterschiedlichen Chargen. Die Versuchskörper gleicher Charge wurden immer zusammengefasst und Mittelwerte angegeben.

Tabelle 5-5: Tatsächliche Festigkeitswerte der Stützenflansche

Versuch-Nr.	Stützenflansch Streckgrenze [N/mm²]		Vergleich tat/nom	Stützenflansch Zugfestigkeit [N/mm²]		Vergleich tat/nom
	$f_{y,nom}$	$f_{y,tat}$		$f_{u,nom}$	$f_{u,tat}$	
S1 S2 S3 S4 S5 S6	355	396,1	1,12	510	536,6	1,05
Z2 Z3	235	282,6	1,20	360	411,7	1,14
Z4 Z5 Z6	355	420,3	1,18	510	540,7	1,06

Die mechanischen und chemischen Eigenschaften der eingesetzten HV-Schrauben wurden der Prüfbescheinigung des Schraubenherstellers für die unterschiedlichen Schraubenchargen entnommen. Da hier, was die mechanischen Kennwerte betrifft, nur die Zugfestigkeit der Schraube ausgewiesen ist, wurde die Streckgrenze anhand des Faktors 0,9 zurückgerechnet.

Tabelle 5-6: Tatsächliche Festigkeitswerte der HV 10.9-Schrauben

Versuch-Nr.	Schraubenfestigkeit [N/mm²]		Schraubengröße	nach Norm
	$f_{u,min}$	$f_{u,tat}$		
S1 S2 S3 S4 S5 S6	1040	1133	M20	DIN 6914
Z2	1040	1081	M24	DIN EN 14399-4
Z3	1040	1132	M30	
Z4	1040	-	M20	
Z5	1040	1081	M24	
Z6	1040	1127	M30	

5.2.4 *Versuchsstand*

Die Versuche wurden an der Materialprüfanstalt der Universität Stuttgart (Otto-Graf Institut) in der Großversuchshalle durchgeführt. Der Versuchsstand ist in Bild 5-2 schematisch dargestellt und zeigt die Anordnung des vertikalen servohydraulischen Prüfzylinders mit einer maximalen Kraft von 2,5 MN an einer massiven Rahmenkonstruktion und den darunter liegenden Einbau des Versuchskörpers auf einfache vertikale Lager. Das Aufbringen der Belastung erfolgte über die weggesteuerte Lasteinleitung der Presse im Bereich des Stützenkopfes als eine Art Einzellast.

Der zusammengeschraubte Versuchskörper hatte an beiden Trägerenden eine vertikale Lagerung. Das statische System entsprach somit einem Einfeldträger mit Einzellast und durch die symmetrische Ausbildung wurden die Auflagerreaktionen auf beiden Seiten und somit auch die Momentenbeanspruchungen rechts und links des Stützenprofils gleich groß, siehe auch Bild 5-5.

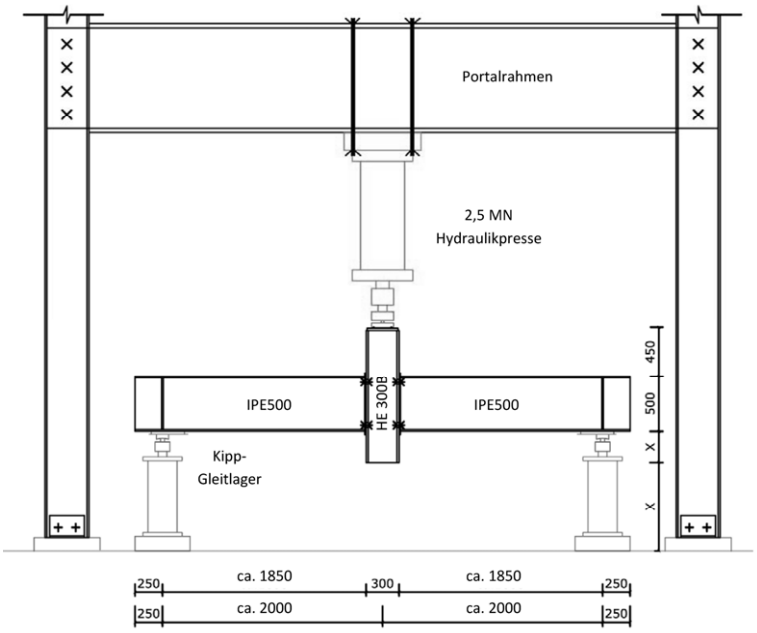


Bild 5-2: Versuchsstand der Stahlknotenversuche in der Großversuchshalle der MPA

Um sicherzustellen, dass das Auflager am Trägerende wirklich nur einen Freiheitsgrad hatte, also nur vertikale Kräfte aufnehmen konnte, aber horizontal verschieblich und frei verdrehbar war, wurde ein Gleit-Rollenlager gewählt. Die horizontale Verschieblichkeit wurde dabei über eine Teflonschicht realisiert, wie in Bild 5-3 veranschaulicht. Um ein mögliches seitliches Kippen des Versuchskörpers, vor allem im Versagensfall, zu verhindern wurden an beiden Trägerenden Kippsicherung (Bild 5-4) montiert, die aber lose am Träger anlagen.

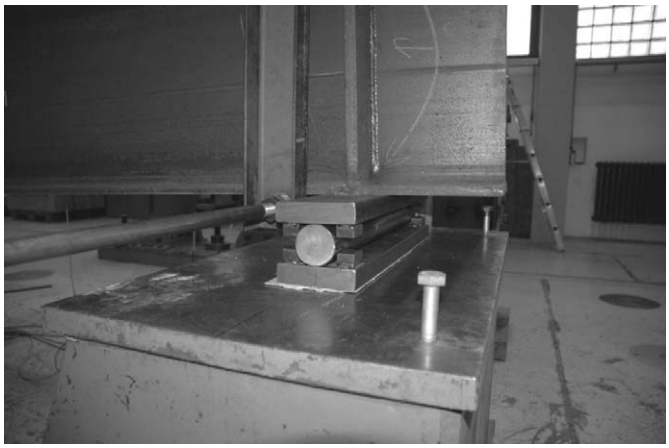


Bild 5-3: Konstruktive Umsetzung Gleit- Rollenlager

Bild 5-4: Kippsicherung

Die Schnittgrößen am Knoten bestanden aus einer gleichzeitigen Momenten-Querkraft-beanspruchung. Es wurde näherungsweise davon ausgegangen, dass das Moment als Kräftepaar über den Druckflansch und die unteren Schrauben der Zugzone übertragen wurde und die Querkraft über die oberen Schrauben sowie Reibung zwischen Stirnplatte und Stützenflansch. Eine Zug-Querkraft-Interaktion der Schrauben wurde deshalb vereinfachend ausgeschlossen.

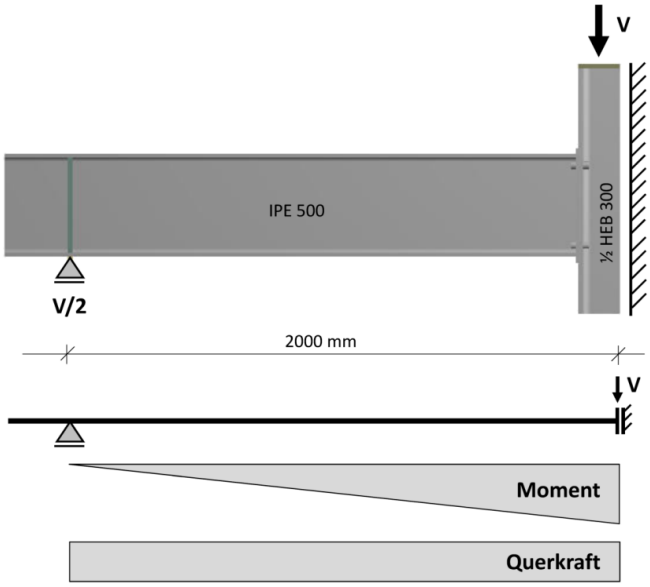


Bild 5-5: Statisches System der Stahlknotenversuche und Schnittgrößen am Versuchskörper

5.2.5 *Messeinrichtung*

Die Messeinrichtung der Stahlknotenversuche nach Bild 5-6, diente der Erfassung aller wesentlichen Einflüsse des Verformungsverhaltens.

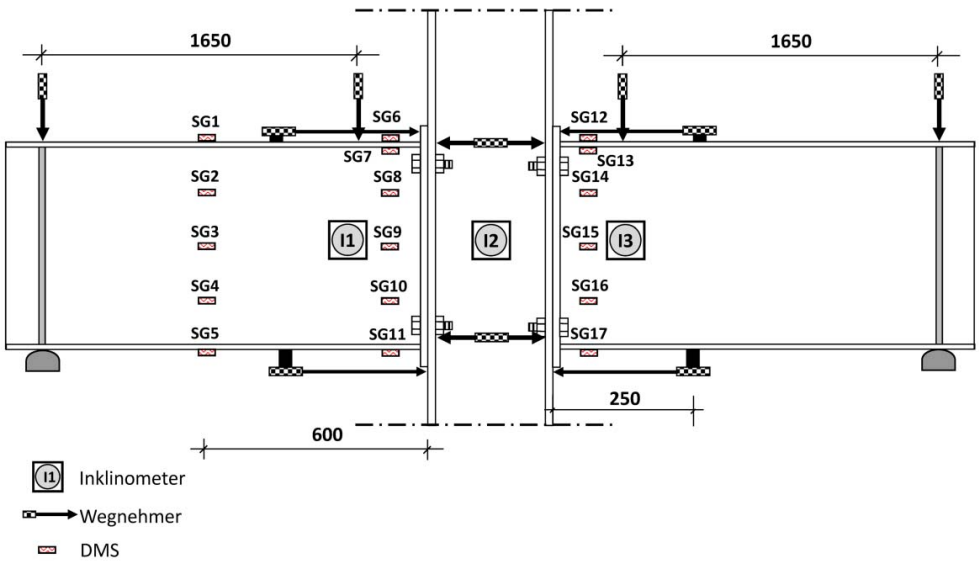


Bild 5-6: Messeinrichtung der Versuchskörper bestehend aus Wegnehmern und DMS

Die Inklinometer dienten zur Bestimmung der Knotenverdrehung, wobei auch die Stützenverdrehung zur Kontrolle erfasst wurde. Die Messung aller Einzelkomponenten wurde nicht angestrebt, mittels der Wegnehmer wurden lediglich ausgewählte Verformungen der Druck- und Zugbereiche an Träger und Stütze gemessen. Die Dehnmessstreifen direkt neben der Stirnplatte gaben Aufschluss über die Dehnungs-/Spannungsverteilung am Knoten, die DMS in Trägermitte dienten zur Kontrolle der Momentenverläufe im Träger.

5.2.6 *Versuchsablauf*

Die Belastungsgeschwindigkeit in allen Versuchen betrug 1mm/min. Zunächst wurde eine Vorbelastung auf ca. 40% der zu erwartenden Versagenslast aufgebracht und anschließend wieder komplett entlastet, um Schlupf und Spiel aus der Konstruktion und dem Versuchsstand zu nehmen. Dann wurde mit der eigentlichen Versuchsbelastung gestartet.

Diese erfolgte mit mehreren Stopps bis zum Erreichen der Traglast, um einerseits die Verformung für verschiedene Laststufen zu dokumentieren, aber auch um den Versuch jeweils für mehrere Minuten anzuhalten und Relaxieren zuzulassen. Somit liegt neben der „dynamischen“ Versuchskurve auch eine Art „statische“ Kurve vor. In Bild 5-7 ist eine typische Momenten-Rotationskurve eines duktilen Stirnplattenanschlusses mit „gemischten Versagensmodus“ abgebildet. Der Verlauf ist durch ein linear-elastisches Verhalten zu Versuchsbeginn und einen anschließenden nichtlinearen Übergangsbereich charakterisiert. Der Beginn des nichtlinearen Bereiches wird durch den Beginn des Fließen der Stirnplatte bzw. des Stützenflansches bestimmt. Als Kenngrößen stehen hierfür die plastische Momententragfähigkeit des Anschlusses und die zugehörige Rotation. Nach Überschreiten von M_{pl} nimmt die Knotenrotation deutlich zu, bedingt durch ein Anwachsen der Verformung von Stirnplatte und/oder Stützenflansch. Bei dem Großteil der hier durchgeführten Versuche war das Erreichen des maximalen Momentes M_u durch den Bruch der Schrauben bzw. durch Gewindeabstreifen charakterisiert, was zu einem abrupten Momentenabfall führte. Nur bei sehr dünner Stirnplatte konnte auch ein Durchstanzen der Stirnplatte an den Schrauben beobachtet werden, dies machte sich durch einen abfallenden

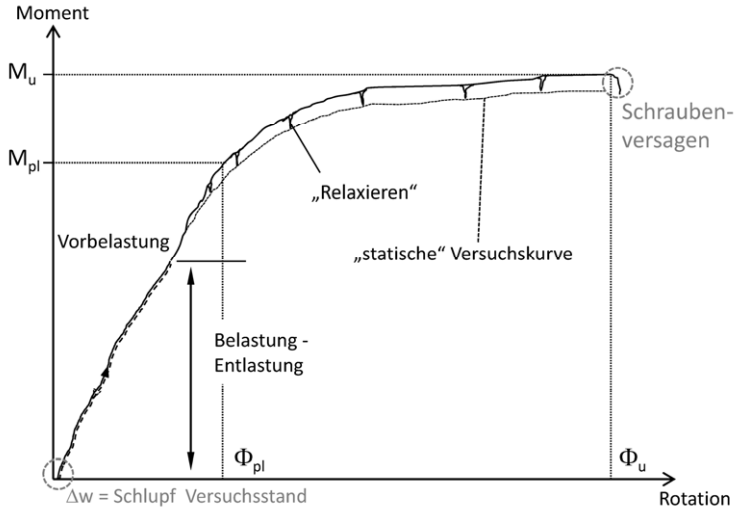


Bild 5-7: Versuchskurve der Stahlknoten

Ast der Momenten-Rotationskurve nach Erreichen von M_u bemerkbar. Nachfolgend werden die wichtigsten Versuchsergebnisse vorgestellt.

5.2.7 *Versuchsergebnisse*

5.2.7.1 Ergebnisse allgemein

Die Auslegung aller Stahlknotenversuchskörper zielte darauf ab, die Komponente „Stirnplatte auf Biegung“, als planmäßig schwächste Komponente am Knoten, für den Versagensmodus 1 oder 2 auszulegen. Die theoretische Tragfähigkeiten des entsprechenden Modus mit der zugehörigen kleinsten effektiven Länge l_{eff} sind in Tabelle 5-7 aufgeführt. Hier sind auch die nach DIN EN 1993-1-8 [8] maximal möglichen plastischen Knotentragfähigkeiten $M_{j,pl}$, unter Berücksichtigung der tatsächlichen Materialkennwerte, angegeben.

Tabelle 5-7: Effektive Längen und Tragfähigkeiten am Stahlknoten nach DIN EN 1993-1-8

Versuch-Nr.	maß-gebende Komponente	$l_{eff,1}$ [mm]	$l_{eff,2}$ [mm]	$F_{T,1}$ (M1) [kN]	$F_{T,1}$ (M2) [kN]	$F_{T,2}$ [kN]	$F_{T,3}$ [kN]	z [mm]	$M_{j,pl,EC3}$ [kNm]
S1	EPB	246,6	253,1	342,5	413,6	388,4	558,6	437	168,51
S2	EPB	246,6	253,1	228,9	276,5	362,5	558,6	437	156,35
S3	EPB	246,6	253,1	61,4	74,1	324,3	558,6	437	34,59
S4	EPB	246,6	253,1	829,8	1002,3	499,6	558,6	437	175,75
S5	EPB	403,7	343,7	291,6	332,9	375,1	558,6	412	132,16
S6	EPB	560,7	435,5	266,0	296,5	369,4	558,6	387	110,56
Z2	EPB	309,4	293,0	340,3	413,2	522,5	804,4	427	176,43
Z3	EPB	372,2	323,5	514,1	644,5	812,5	1256,8	417	268,74
Z4	EPB	246,6	253,1	183,1	221,1	352,1	558,6	437	96,64
Z5	EPB	309,4	293,0	557,5	676,8	570,7	804,4	427	233,39
Z6	EPB	372,2	323,5	762,0	955,3	867,6	1256,8	417	359,39

Die unterschiedlichen Tragfähigkeiten für Modus 1 in Tabelle 5-7 beruhen auf den zwei in DIN EN 1993-1-8 [8] zur Verfügung stehenden Berechnungsmethoden, Methode 1 (M1) und Methode 2 (M2). Methode 2 berücksichtigt dabei auch die Schraubengröße bzw. den Durchmesser der Unterlegscheibe und kann damit rechnerisch noch zusätzlich Tragkapazitäten des Flansches mobilisieren.

In Tabelle 5-8 sind zudem die rechnerischen Versagensmomente $M_{j,u,EC3}$ aufgeführt. Diese berücksichtigen im Vergleich zur plastischen Momententragfähigkeit $M_{j,pl,EC3}$ die Zugfestigkeit f_u, anstelle der Streckgrenze f_y. Desweiteren sind in Tabelle 5-8 die in den Versuchen aufgezeichneten Bruchmomente $M_{j,u,test}$ mit den theoretischen Werten gegenübergestellt.

Tabelle 5-8: Maximale Knotenmomente und Versagensmechanismen der Stahlknotenversuche

Versuch-Nr.	$M_{j,pl,EC3}$	$M_{j,u,EC3}$	$M_{j,u,test}$	$M_{j,u,test}/M_{j,pl,EC3}$	$M_{j,u,test}/M_{j,u,EC3}$	Versagen
S1	168,51	179,16	243,9	1,45	1,36	Schraube
S2	156,35	167,34	243,1	1,55	1,45	Schraube
S3	34,59	49,28	121,3	3,51	2,46	Stirnplatte
S4	175,75	224,43	229,7	1,31	1,02	Schraube
S5	132,16	187,50	208,4	1,58	1,11	Schraube
S6	110,56	156,86	199,7	1,81	1,27	Schraube
Z2	176,43	238,16	314,2	1,78	1,32	Schraube
Z3	268,74	362,61	375,2	1,40	1,03	Schraube
Z4	96,64	143,00	194,5	2,01	1,36	Stirnplatte
Z5	233,39	282,05	333,6	1,43	1,18	Schraube
Z6	359,39	469,50	425,4	1,18	0,91	Schraube

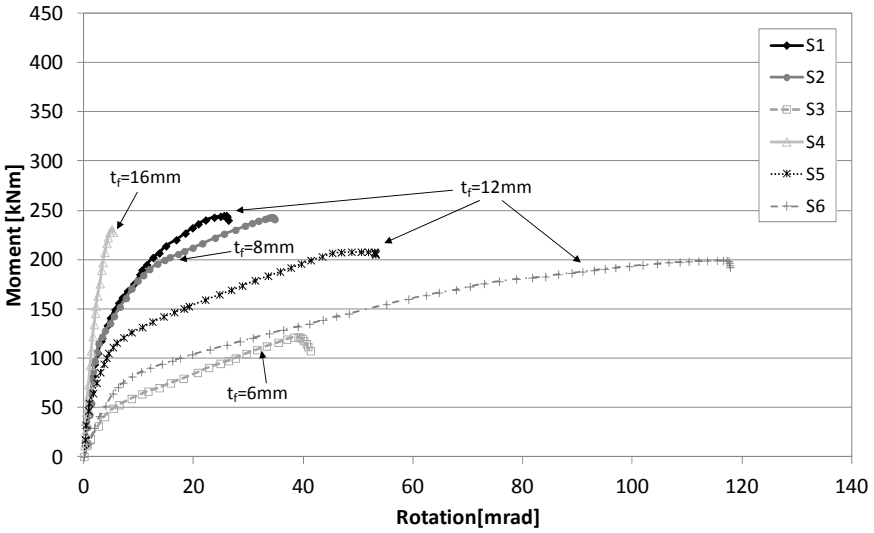
Versuchsserie „S“ war so konzipiert, dass die maximalen Knotentragfähigkeiten eine Größenordnung von ca. 25-30% der plastischen Momententragfähigkeit $M_{b,pl}$ des angeschlossenen Riegels IPE500 erreichten. Die Stirnplatte war hier im Vergleich zum Stützenflansch durchweg dünner ausgelegt, so dass das Verhältnis t_{EP}/t_{cf} immer kleiner/gleich 0,8 war.

Die Serie „Z“, bedingt durch Verwendung größerer Schrauben, erreichte Knotentragfähigkeiten, die 50% der Riegeltragfähigkeit erreichten oder sogar überschritten. Zudem erreichte hier das Verhältnis t_{EP}/t_{cf} Werte größer/gleich eins. Somit konnten hier neben der „Stirnplatte auf Biegung“ noch weitere Komponenten zur Rotationsfähigkeit beitragen.

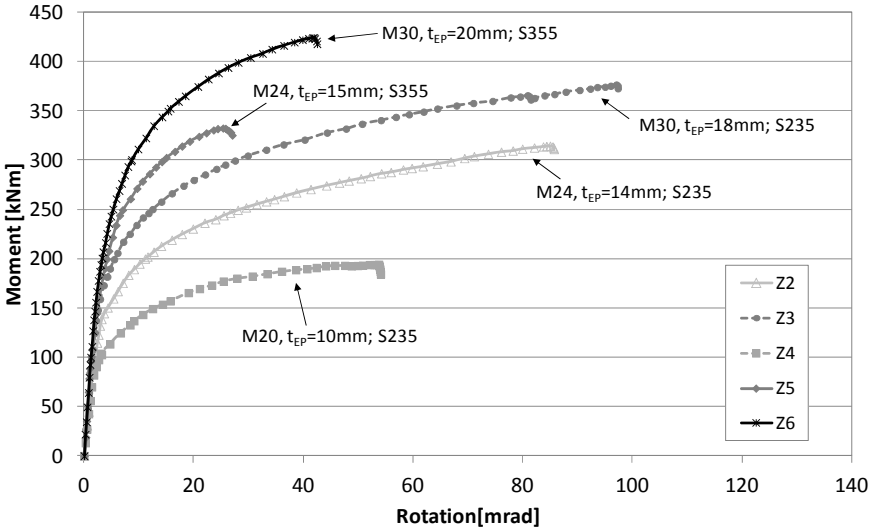
Die Last-Verformungs-Kurven beider Versuchsserien sind in Bild 5-8 dargestellt und auf den ersten Blick ist zunächst nur erkennbar, dass Serie „Z“ die schon angesprochenen deutlich höheren Momententragfähigkeiten erreichte. Die Bewertung der einzelnen Parameter und deren Einfluss auf das Trag- und Verformungsverhalten erfolgt in den folgenden Teilkapiteln.

Der Stichprobenumfang der experimentellen Untersuchungen an Stahlknoten war mit elf Versuchen relativ gering und somit entfallen auf die einzelnen zu analysierenden Parameter auch jeweils nur wenige Versuche mit einer begrenzten Aussagekraft.

Die aus den Stahlknotenversuchen erkennbaren Tendenzen werden später mit den T-Stummelversuchen abgeglichen und zudem ausführlich mit Hilfe numerischer Methoden überprüft und ausgewertet.



a) Momenten-Rotationskurven Serie „S“



b) Momenten-Rotationskurven Serie „Z“

Bild 5-8: Versuchskurven der Stahlknotenversuche

5.2.7.2 Einflüsse auf das Tragverhalten

Die Auswertung der beiden Versuchsserien „S“ und „Z“ in Bezug auf das Tragverhalten zielt darauf ab, die Ergebnisse vergleichbarer Versuche hinsichtlich des Einflusses folgender Parameter zu untersuchen:

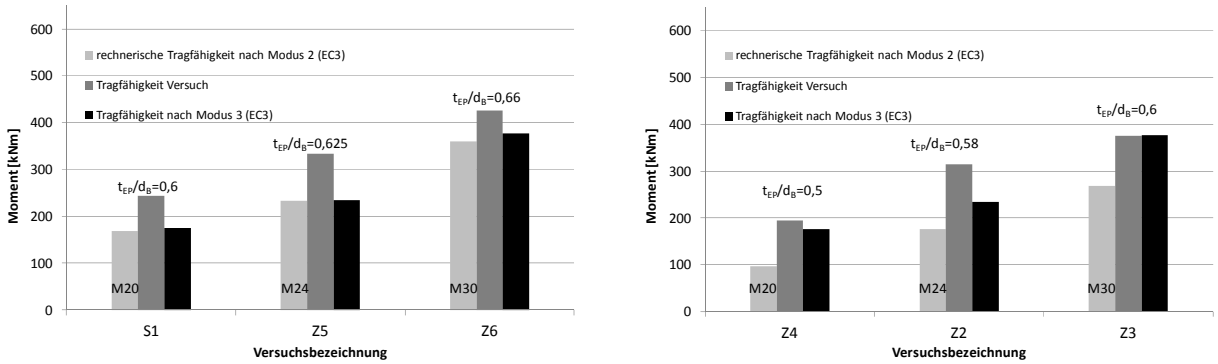
- Einfluss der Schraubengröße
- Verhältnis Stirnplattendicke zu Schraubendurchmesser (Verhältnis t_{EP}/d_B)
- Abstand Schraube zum Steg (m)

- Abstand Schraube zur Steife bzw. zum Riegelflansch (m_2)
- Stahlgüte Stirnplatte bzw. Verhältnis $f_{y,EP}/f_{uB}$

Zunächst soll der **Einfluss der Schraubengröße** auf die Tragfähigkeit des Anschlusses bestimmt werden. Dabei ist für den theoretischen Ansatz nach der Komponentenmethode in DIN EN 1993-1-8 [8] zu beachten, dass für die Tragfähigkeit des Versagensmodus 1 nach Methode 2 der Durchmesser der Schraube, bzw. der Unterlegscheibe mit Eingang in die Berechnung findet. Für Versagensmodus 2 fließt die Zugtragfähigkeit der Schraube anteilig in die Bestimmung der T-Stummel-Tragfähigkeit mit ein und für Versagensmodus 3 ist alleine die Schraubenzugtragfähigkeit maßgebend.

Aus dem Versuchsumfang liegen sechs vergleichbare Versuche vor, die ein ähnliches t_{EP}/d_B-Verhältnis aufweisen und sich anhand der unterschiedlichen Stirnplattenfestigkeit in zwei Gruppen aufteilen lassen. In Bild 5-9a ist die Steigerung der Knotentragfähigkeit durch die Verwendung einer größeren Schraube für Stahlgüte S355 abgebildet. Alle drei Versuche sind planmäßig auf den Versagenmodus 2 ausgelegt. Die Zunahme der Tragfähigkeit steht hier in einem linearen Zusammenhang mit der Zunahme der Querschnittsfläche der Schraube. Der Versuch Z6 liefert hier eine etwas zu geringe Tragfähigkeit, was auf Unregelmäßigkeiten der Schraube zurückzuführen sein dürfte. In der später folgenden numerischen Betrachtung wird dies nochmals überprüft.

In Bild 5-9b ist der Einfluss der Vergrößerung der Schraube in Bezug auf die Stahlgüte S235 abgebildet. Auch hier haben alle drei Versuche ein ähnliches t_{EP}/d_B-Verhältnis. Allerdings sind diese Versuche wegen der niedrigeren Stahlgüte planmäßig auf Versagenmodus 1 ausgelegt. Die Zunahme der Tragfähigkeiten durch die größere Schraube, im Vergleich untereinander, fällt hier sogar noch etwas stärker aus als für die Versuche mit S355. Allerdings ist hier anzumerken, dass Versuch Z4 auch im Versuch gerade noch Versagensmodus 1 aufwies und damit die Schraubentragfähigkeit für das Versagen nicht maßgebend wurde, die Versuche Z2 und Z3 dagegen im Modus 2 versagten. Der Versuch Z3 musste wegen sehr großer Verformungen und Erreichen des Maschinenweges vorzeitig abgebrochen werden und konnte nicht ganz bis zum Bruch gefahren werden, hätte somit wahrscheinlich auch noch eine etwas höhere Traglast erreicht.



a) Einfluss Schraubengröße bei $f_{y,nom}$=355 N/mm^2 b) Einfluss Schraubengröße bei $f_{y,nom}$=235 N/mm^2

Bild 5-9: Einfluss der Schraubengröße auf die Knotentragfähigkeit

Anhand dieser Ergebnisse ist für Knoten mit bündiger Stirnplatte und einer Schraubenreihe, deren Versagen letztendlich durch Schraubenbruch gekennzeichnet ist, folgende Tendenz für das Tragverhalten erkennbar:

- Die Schraubentragfähigkeit beeinflusst maßgeblich die Grenzmomententragfähigkeit, auch wenn nach der Komponentenmethode planmäßig Versagensmodus 1 oder 2 gilt
- Bei größeren t_{EP}/d_B-Verhältnissen ($t_{EP}/d_B > 0{,}7$) kann die maximale Momententragfähigkeit relativ gut über die maximale Schraubenzugkraft, multipliziert mit dem innerer Hebelarm bestimmt werden
- Bei kleineren t_{EP}/d_B-Verhältnissen ($t_{EP}/d_B < 0{,}65$) und/oder weiteren Einflussfaktoren (Stahlgüte, Schraubenanordnung) erfährt die Schraube durch die große Verformung der Stirnplatte und/oder des Stützenflansches zusätzlich Biegung und Querkraft. Dies reduziert die maximal zur Verfügung stehende Schraubenzugkraft und damit die Grenzmomententragfähigkeit.
- Für viele Versuche wurden Grenzmomentragfähigkeiten erreicht, die mit der vollen Schraubenausnutzung korrespondieren. Insofern können zum Versagenszeitpunkt keine oder kaum Abstützkräfte vorhanden gewesen sein

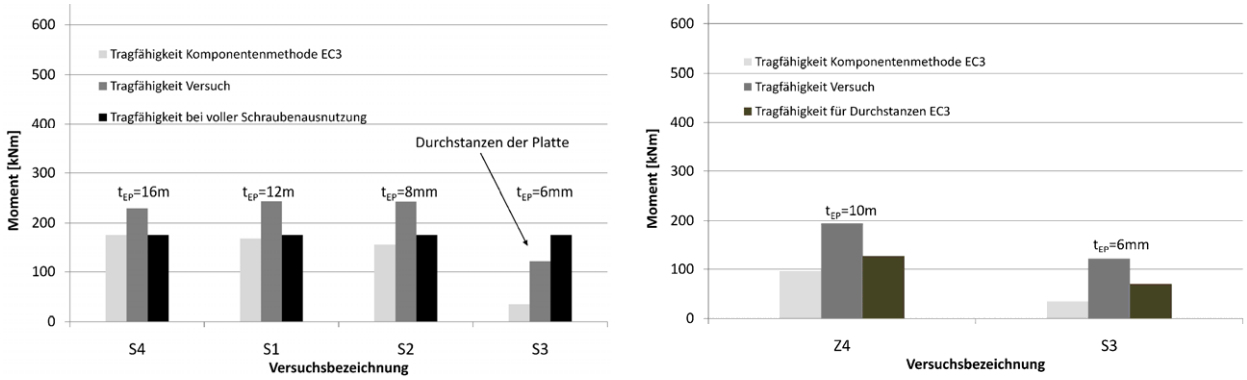
Der nächste in den Versuchen untersuchte Parameter ist der **Einfluss des Verhältnisses t_{EP}/d_B** auf das Tragverhalten des Knotens. Leider kann hier Bild 5-10a auf den ersten Blick falsch interpretiert werden, da die tatsächlichen Materialkennwerte von den Sollwerten deutlich abwichen. Alle Stirnplatten t_{EP}=16…6mm sollten die Stahlgüte S355 aufweisen, Versuch S2 hatte allerdings Werte, die eher einem S460 entsprechen, S3 dagegen wurde als S235 geliefert. Rein theoretisch müssten die maximalen Tragfähigkeiten für S2 demnach niedriger liegen und für S3

etwas höher. Mit den tatsächlichen Kennwerten sind Versuch S4 und S1 auf Versagensmodus 2 und Versuch S2 und S3 auf Modus 1 ausgelegt.

Bild 5-10a zeigt, dass Versuch S1 und S2 trotz geringerer Stirnplattendicke minimal höhere Tragfähigkeiten als Versuch S4 erreichten. Dies ist entweder mit kleinen Streuungen bei der Schraubentragfähigkeit oder mit der Aktivierung der unteren, dem Druckflansch zugewandten Schrauben zu erklären. Dass sich auf Höhe dieser Schrauben Zugkräfte im Riegelsteg entwickelten, konnte anhand DMS-Messungen [62], [63] belegt werden. Diese Schrauben haben zwar einen sehr kleinen inneren Hebelarm, aber dieser dürfte gerade ausreichend gewesen sein, um die hier festgestellt Differenztragfähigkeit zwischen S1 und S4 zu erklären.

Obwohl sich Versuch S1 und S4 nach der Komponentenmethode [8] noch in Versagensmodus 2 befinden, wirkt sich die größere Plattendicke bei S4 nicht laststeigernd aus. So kann als Erkenntnis für die Stirnplattendicke bzw. das Verhältnis t_{EP}/d_B folgendes festgehalten werden:

- Es gibt einen bestimmten Grenzwert für das Verhältnis t_{EP}/d_B, ab dem eine weitere Vergrößerung der Plattendicke keine Steigerung der Grenzmomententragfähigkeit mehr erlaubt.
- Bei zunehmender Unterschreitung dieses Grenzwertes nimmt die Knotentragfähigkeit stetig ab, da die Schraube zusätzliche Biege- und Querkraftbeanspruchung aus der Plattenverformung erfährt oder da sich der Versagensmechanismus hin zu Durchstanzen ändert.



a) Einfluss unterschiedlicher t_{EP} und Schraube M20 b) Modellunterschied: Modus 1 und Durchstanzen

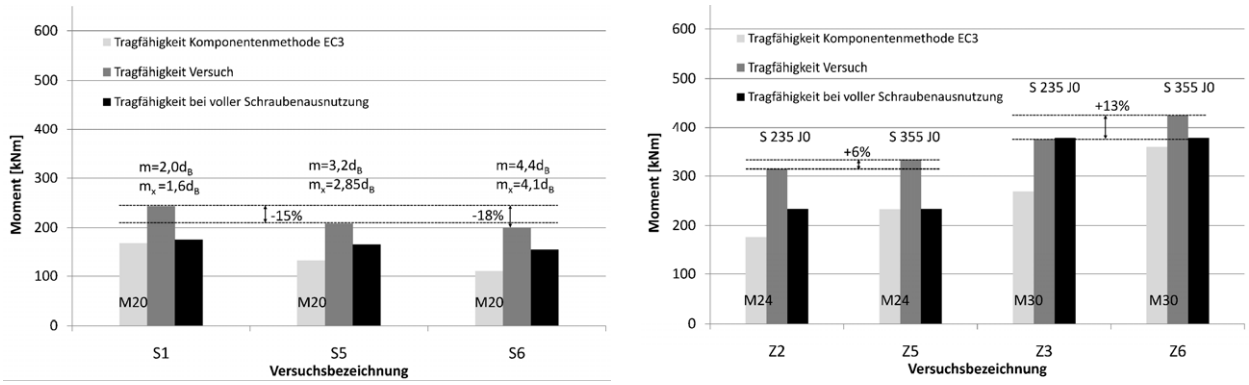
Bild 5-10: Einfluss des Verhältnisses t_{EP}/d_B auf die Tragfähigkeit

Eine weitere Auffälligkeit konnte in zwei Versuchen beobachtet werden, die auf Modus 1 ausgelegt waren und bei denen die Platte im Bereich der Schraube versagte. In Bild 5-10b sind für die Versuche Z4 und S3 die experimentellen Ergebnisse sowie die theoretischen Traglasten gegenübergestellt. Dabei ist beim Vergleich der Modelle -Tragfähigkeit nach Komponentenmetho-

de Modus 1 und Tragfähigkeit anhand der Durchstanzformel nach EC3 - offensichtlich, dass mittels der Durchstanzformel nach Tabelle 3.4 [8] realistischere Ergebnisse prognostiziert werden als mit der Bemessungsformel für Modus 1.

Für Stirnplatten wäre es deshalb denkbar ein unteres Grenzkriterium, eine Art Mindestdicke, über die Umstellung der Durchstanzformel nach der Dicke t_{EP}, einzuführen (siehe Gleichungen (9.1) bis (9.4)). Somit wären sehr dünne Stirnplatten, die für die praktische Anwendung wegen der schon sehr großen Verformungen im Gebrauchszustand eher unrelevant sind, außerhalb des Anwendungsbereiches und Durchstanzen wäre ausgeschlossen. Diese Idee wird in Kapitel 9.2 weiterverfolgt.

Der **Einfluss des Schraubenabstandes** zu Steg und Flansch wurde in den Versuchen S1-S5-S6 untersucht. Die Vergrößerung des horizontalen Abtsandes zwischen Steg und Schraubenachse ist vergleichbar mit einer Vergrößerung der Spannweite der Stirnplatte oder des Flansches zwischen den Schraubenachsen. Hierdurch erhöht sich die „Plattenschlankheit“, die Verformungsfähigkeit nimmt zu und die Schraube erfährt hierdurch zusätzliche Biege- und Querkraftbeanspruchung. Durch Vergrößerung des vertikalen Abstandes zwischen Flansch und Schraubenachse wird der innere Hebelarm verkleinert und die Momententragfähigkeit des Anschlusses reduziert. In den Versuchen wurden die Schrauben diagonal nach außen, das heißt sowohl vom Steg als auch vom Flansch weg, verschoben. Somit überlagern sich hier die beschriebenen Effekte für die Änderung des Abstandes m und m_2.



a) Einfluss Schraubenabstand zu Steg und Flansch b) Einfluss der Stahlgüte

Bild 5-11: Einfluss des Schraubenabstandes und der Stahlgüte auf das Tragverhalten

Anzumerken und wichtig für die erhaltenen Ergebnisse ist, dass nicht nur die planmäßigen Zugschrauben der Versuche S1-S5-S6 mit den in Bild 5-11a angegebenen Maße für m und m_x angeordnet wurden, sondern auch die dem Druckflansch naheliegenden Schrauben. Insofern wurden die dem Druckflansch naheliegenden Schrauben, die planmäßig nur für den Querkraftab-

trag berücksichtigt werden, durch das „Höhersetzen“ auch auf Zug beansprucht. Hierdurch entsteht ein Differenzmoment, das den Verlust der Momententragfähigkeit, durch die Verkleinerung des Hebelarms der eigentlichen Zugschrauben, in Teilen kompensiert.

Wie Bild 5-11a zeigt, nimmt die Tragfähigkeit von S1 zu S6 schrittweise ab, wobei die Reduktion der Momententragfähigkeit durch die Modifikation der Schraubenanordnung relativ moderat ausfällt. Das liegt unter anderem an den zuvor beschriebenen Randbedingungen. Die Abnahme der Tragfähigkeit wäre sicherlich auffälliger, wenn nur die planmäßigen Zugschrauben in ihrer Anordnung verändert werden würden, da die Schrauben gerade in Versuch S6 doch erheblichen zusätzlichen Biegebeanspruchungen ausgesetzt waren. Diese Fragestellung wird noch in Kapitel 6.3.7 mit Hilfe der numerischen Untersuchungen versucht zu klären. Ein weiterer Effekt, der Membrantrageffekt, sorgt dafür, dass sich die Abnahme der Knotentragfähigkeit von S1 nach S6 in Grenzen hält. Durch die höhere Verformungsfähigkeit der Stirnplatte kann parallel zur Biegetragwirkung die Membrantragwirkung das Tragverhalten günstig beeinflussen.

Als Erkenntnis kann für den Einfluss der Schraubenanordnung folgendes festgehalten werden:

- Durch die Vergrößerung des Schraubenabstandes wird die Stirnplatte deutlich „weicher“, aber die Tragfähigkeit reduziert sich nur unterproportional.
- Verfestigungseffekte und zusätzliche Membraneffekte sorgen für diese positive Beeinflussung des Tragverhaltens.

Der letzte, im Rahmen der Stahlknotenversuche, untersuchte Parameter ist der **Einfluss der Stahlgüte**. Dabei wurde für die Schrauben in allen Versuchen die Festigkeit HV 10.9 verwendet und bei den Stirnplatten und Stützenprofilen in Bild 5-11b zwischen S235 und S355 variiert. Hinsichtlich der Streckengrenzen- bzw. Zugfestigkeitsunterschiede der Nennwerte beider Materialfestigkeiten wären für das Tragverhalten deutliche Unterschiede zu erwarten gewesen. Vergleicht man allerdings die erreichten Traglasten der Versuche Z2 und Z5 miteinander, beträgt die Steigerung durch die höhere Stahlgüte weniger als 10%. Für die Versuche Z3 und Z6 fällt der Unterschied etwas größer als 10% aus, ist aber immer noch deutlich geringer als der prognostizierte Unterschied nach EC3, siehe Bild 5-11b. Die Ursache der geringen Traglastunterschiede beruht auch hier auf den Verfestigungs- und anschließenden Membrantrageffekten, die bei der niedrigeren Stahlgüte S235 deutlich ausgeprägter sind als bei S355. Die Tragfähigkeit nimmt also bei geringerer Stahlgüte nicht proportional ab. Aus den Versuchsergebnissen kann demnach geschlossen werden, dass bei versehentlicher Verwendung der Stahlgüte S235 anstelle S355, nicht zwangsläufig ein Versagen des Knotens zu erwarten ist. Der Einfluss weiterer Stahlgüten wird im Zuge der numerischen Untersuchungen betrachtet.

Als Erkenntnis kann für den Einfluss der Stahlgüte folgendes festgehalten werden:

- Der Einfluss der Stahlgüte auf die Grenzmomententragfähigkeit ist nicht proportional.
- Bei geringerer Stahlgüte treten umso größere Überfestigkeitseffekte auf.

Abschließend kann angemerkt werden, dass durch den geringen Stichprobenumfang, die Ergebnisse zunächst einmal nur Trends aufzeigen und durch die in Kapitel 6 durchgeführten umfangreichen FE-Simulationen zu bestätigen sind.

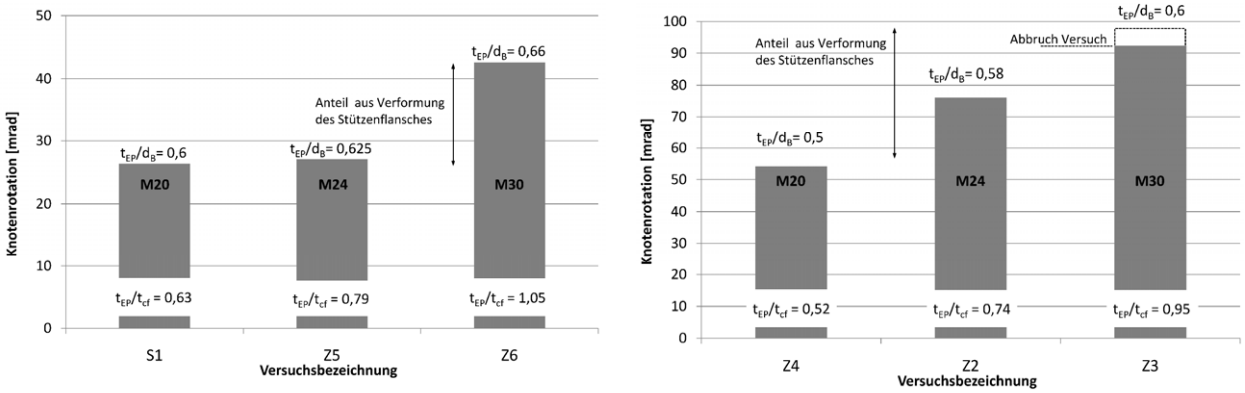
5.2.7.3 Einflüsse auf das Verformungsverhalten

Das Erreichen hoher Rotationskapazitäten ermöglicht das Umlagern von Schnittgrößen im Knoten in den Feldbereich des Riegels. Je geringer die Tragfähigkeit des Knotens ist, desto mehr nähern sich die Anforderungen an die erforderlichen Knotenverdrehungen, bei vollplastischer Bemessung, den Werten, die bei rein gelenkiger Lagerung auftreten. Ziel der experimentellen Untersuchungen war solche Parameter auszuwählen und hinsichtlich ihres Einflusses auf das Verformungsverhalten zu bewerten, die für die Knotenausbildung und Montage keine oder kaum Mehrkosten verursachen. Analog der Evaluierung des Tragverhaltens werden folgende Parameter unter dem Gesichtspunkt des Verformungsverhaltens diskutiert:

- Einfluss der Schraubengröße
- Verhältnis Stirnplattendicke zu Schraubendurchmesser (Verhältnis t_{EP}/d_B)
- Abstand Schraube zum Steg (m)
- Abstand Schraube zur Steife bzw. zum Riegelflansch (m_2)
- Stahlgüte Stirnplatte bzw. Verhältnis $f_{y,EP}/f_{uB}$

Der **Einfluss der Schraubengröße** auf das Verformungsverhalten bei vergleichbaren t_{EP}/d_B-Verhältnissen ist in Bild 5-12 dargestellt. Da das Stützenprofil aller Versuche das gleiche war, änderte sich mit zunehmender Stirnplattendicke das Verhältnis t_{EP}/t_{cf}. Dies hatte zur Folge, dass für die Stahlgüte S355 der Versuch Z6 deutlich erkennbare Verformungen des „Stützenflansch auf Biegung“, wie in Bild 5-13c zu sehen, aufwies. Hier wird die vorhandene Knotenrotation demnach nicht mehr nur durch die Verformung der Stirnplatte bestimmt, wie auch in Bild 5-12a schön an der Abweichung von Z6 im Vergleich zu S1 und Z5 zu sehen ist. Für die Versuche Z2-Z4 in der Güte S235 trägt, bedingt durch die kleinere Festigkeit, der Stützenflansch schon bei einem kleineren t_{EP}/t_{cf}-Verhältnis zur Verformung der Zugzone und damit zur Knotenrotation bei. Für die Betrachtung der reinen Stirnplattenverformung dürfte die Schraubengröße keinen signifikanten Einfluss auf das Verformungsvermögen haben. Da für die Versuchsserie „Z“ die

Verformung nicht anteilig für Stirnplatte und Stützenflansch gemessen wurde, lässt sich anhand der experimentellen Ergebnisse diese Tendenz nicht untermauern.



a) Einfluss Schraubengröße bei $f_{y,nom}$=355 N/mm^2 b) Einfluss Schraubengröße bei $f_{y,nom}$=235 N/mm^2

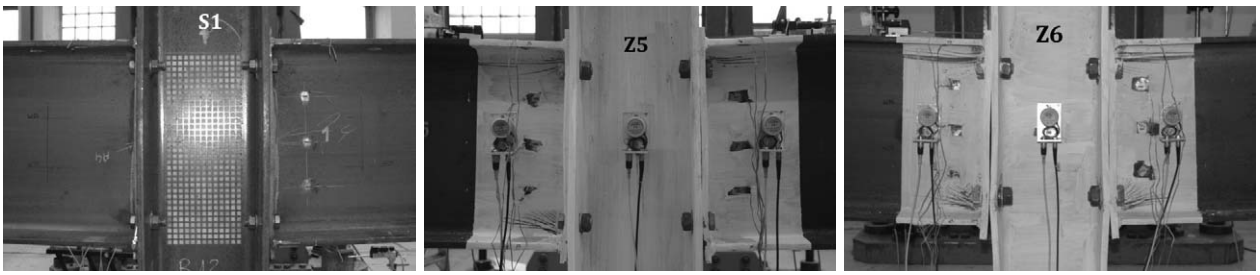
Bild 5-12: Einfluss des Schraubengröße auf das Verformungsverhalten

Außerdem muss bei den Versuchen auch beachtet werden, dass zum einen die Schraubenabstände m und m_2 jeweils nicht exakt identisch waren und die Materialfestigkeiten gewissen Streuungen unterlegen sind. Das kann anhand Tabelle 5-2 sowie Tabelle 5-4 abgelesen werden. Speziell die Stirnplatte bei Z6 wies deutlich geringere Streckgrenze auf, was das weichere Verhalten in Bild 5-12 auch erklären könnte.

Zur genaueren Betrachtung wird dieser Einfluss im Rahmen der numerischen Simulation der Stahlknoten nochmals detaillierter untersucht. Hier lässt sich die Knotenrotation anteilsmäßig auf die einzelnen beteiligten Komponenten zurückverfolgen. Mehr dazu in Kapitel 6.3. Als Erkenntnis kann für den Einfluss der Schraubengröße auf das Verformungsverhalten folgendes festgehalten werden:

- Es ist kein direkter Bezug der Schraubengröße zum Verformungsverhalten ersichtlich.

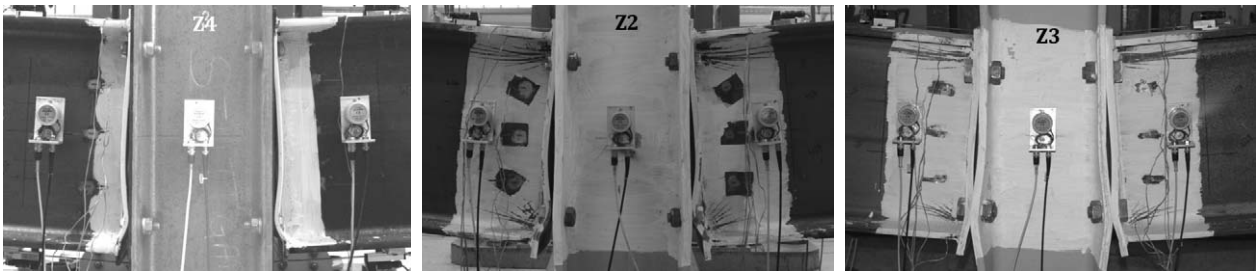
In Bild 5-13 sind die Verformungen der Stahlknotenversuche S1-Z5 und Z6 aufgezeigt. Hierbei ist für S1 und Z5 der unverformte Flansch des Stützenprofils und für Z6 der verformte Flansch in der Zugzone zu erkennen. Das bedeutet, dass für die Versuche S1 und Z5 die Knotenrotation ohne Beteiligung des Stützenflansches stattfindet, bei Z6 jedoch schon ein gewisser Anteil des Stützenflansches an der Knotenrotation vorhanden ist.



a) Verformung Versuch S1 b) Verformung Versuch Z5 c) Verformung Versuch Z6

Bild 5-13: Verformungen der Stahlknoten bei Erreichen der maximalen Tragfähigkeit

In Bild 5-14 sind für die Versuche Z4, Z2 und Z3 die deformierten Versuchskörper zum Zeitpunkt des Versuchsendes abgebildet. Für Z4 wird die Knotenrotation allein durch die Verformung der Stirnplatte mobilisiert, für Z2 ist bereits ein leichte zusätzliche Verformung des Stützenflansches in der Zugzone erkennbar und bei Z3 ist diese Stützenflanschverformung sehr deutlich ausgeprägt.

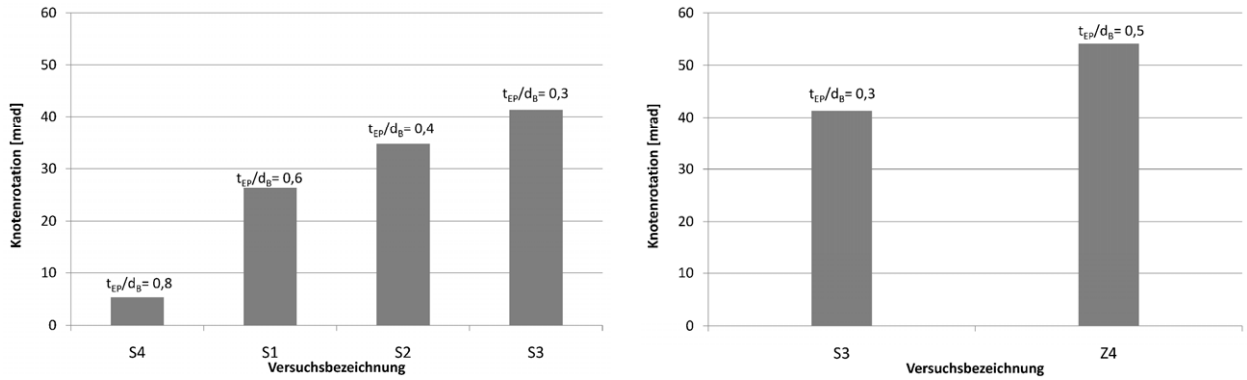


a) Verformung Versuch Z4 b) Verformung Versuch Z2 c) Verformung Versuch Z3

Bild 5-14: Verformungen der Stahlknoten bei Erreichen der maximalen Tragfähigkeit

Der **Einfluss des Verhältnisses Stirnplattendicke zu Schraubendurchmesser** (Verhältnis t_{EP}/d_B) auf das Verformungsverhalten wird in Bild 5-15 dokumentiert. Wie schon in Kapitel 5.2.7.2 beschrieben, spielt neben dem t_{EP}/d_B-Verhältnisse auch das Verhältnis der Festigkeiten zwischen Platte und Schraube eine entscheidende Rolle für die erreichbare Knotenrotation. Die Festigkeiten der Stirnplatten in den Versuchen S1-S4 variierten und dadurch sind die in Bild 5-15a aufgeführten Werte nicht alleine auf das t_{EP}/d_B-Verhältnis zurückzuführen. Aber qualitativ ist die Tendenz der Zunahme der Knotenrotation mit Abnahme des t_{EP}/d_B-Verhältnisses gut erkennbar. Aus den Beobachtungen der Versuche ist diese Aussage auf den gemischten Versagensmodus 2, Fließen der Platte und letztendliches Schraubenversagen, zu begrenzen, wie er bei den Versuchen S4, S1 und S2 auftrat. Für die Versuche S3 und Z4 in Bild 5-15b, die im „Modus 1“ durch Durchstanzen versagten und vergleichbare Festigkeiten der Stirnplatte aber unterschiedliche t_{EP}/d_B-Verhältnisse hatten, trifft hier das Gegenteil zu. Das größere t_{EP}/d_B-Verhältnis weist hier auch die größere Knotenrotation auf.

Zudem wurde festgestellt, dass der Grenzwert für das t_{EP}/d_B-Verhältnis für S355, um Plastizieren und damit Umlagerungseffekte in der Platte zu bekommen, deutlich unter 1,0 liegen muss. Für Versuch S4 mit einem Wert t_{EP}/d_B=0,8 wurde noch ein Ebenbleiben und somit elastisches Verhalten der Stirnplatte beobachtet. Dies drückt sich auch in dem sehr verformungsarmen Verhalten des Knoten mit einer Rotation von nur 5mrad aus. An dieser Stelle sei erwähnt, dass in den für die Praxis aufbereiteten tabellarischen Bemessungshilfen für typisierte Stirnplatten [79], [88] ein Wert der Stirnplattendicke von $t_{EP} < 1{,}0d_B$ undenkbar ist und dies sich bei den meisten Praktikern auch so verinnerlicht hat. Für „verformungsfreundliche“ t_{EP}/d_B-Verhältnisse, die eine vollplastische Bemessung des Rahmentragwerkes erlauben, muss hier ein Verständnis und eine Akzeptanz für deutlich dünnere Stirnplatten als bisher entstehen.



a) Einfluss unterschiedlicher t_{EP}/d_B-Verhältnisse b) Knotenrotation bei Durchstanzen

Bild 5-15: Einfluss des Verhältnisses t_{EP}/d_B auf das Verformungsverhalten

Für den Einfluss des Verhältnisses Stirnplattendicke zu Schraubendurchmesser ist die Schlussfolgerung anhand der Versuche wie folgt:

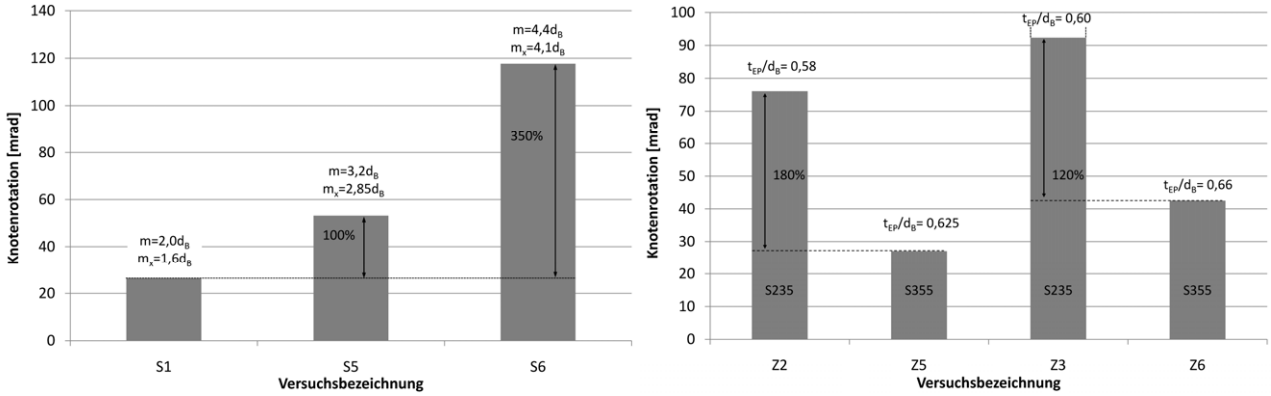
- Es gibt einen bestimmten Grenzwert für das Verhältnis t_{EP}/d_B, der deutlich kleiner als 1,0 ist, zudem von der Stahlgüte abhängt, und unterschritten werden muss, damit überhaupt nennenswerte Verformung der Stirnplatte möglich ist.
- Sehr kleine t_{EP}/d_B-Verhältnisse, die ein Durchstanzversagen zur Folge haben, führen auch nur zu einer begrenzten Duktilität

Der **Einfluss des Schraubenabstandes** zu Steg und Flansch wurde in den Versuchen S1-S5-S6 untersucht. Die Vergrößerung des horizontalen Abtsandes zwischen Steg und Schraubenachse ist vergleichbar mit einer Vergrößerung der Spannweite der Platte oder des Flansches zwischen den Schraubenachsen. Hierdurch erhöht sich die „Plattenschlankheit“ und die Verformungsfähigkeit nimmt zu. Durch Vergrößerung des vertikalen Abstandes zwischen Flansch und Schraubenachse nimmt zum einen der Einfluss der Steife (=Flansch) ab und die Platte verhält sich wei-

cher und zum anderen wird durch das „Tiefersetzen“ der oberen Schrauben die Verdrehbarkeit des Anschlusses erhöht, da der Abstand der Schraubenachse zum Drehpol (=Druckflansch) verkleinert wird. Bild 5-16a verdeutlich den großen Einfluss des Schraubenabstandes auf das Verformungsvermögen der Stirnplatte. Durch das diagonal nach außen Verschieben der Schrauben bei S6 konnte im Vergleich zu S1 die 4,5-fache Knotenrotation erzielt werden. Damit zeigen die Ergebnisse, dass die Modifikation der Schraubenanordnung ein hocheffizientes Instrument zur Verbesserung der Knotenduktilität darstellt. In dem bisher bestehende „Duktilitätskriterium“ nach Jaspart [53] findet die Position der Schraube allerdings noch keine Berücksichtigung und dieser positive Einfluss kann damit nicht genutzt werden. Weiteren Aufschluss über die Wirkungsweise des Schraubenabstandes, im Speziellen auch die getrennte Untersuchung des horizontalen Abstandes m und des vertikalen Abstandes m_x werden in Kapitel 6.3.3 und 6.3.4 der FE-Simulationen der Stahlknoten gegeben.

Als Erkenntnis der Versuche kann für den Einfluss der Schraubenanordnung folgendes festgehalten werden:

- Durch die Vergrößerung des Schraubenabstandes erhöht sich die Verformungsfähigkeit der T-Stummel von Stirnplatte und Stützenflansch erheblich.
- Die Verformbarkeit steigt hier mit zunehmendem Abstand überproportional.



a) Einfluss der Schraubenanordnung b) Einfluss der Stahlgüte

Bild 5-16: Einfluss der Schraubenabstandes und der Stahlgüte auf das Verformungsverhalten

Der **Einfluss der Stahlgüte** auf das Verformungsverhalten ist, anders als für das Tragverhalten, doch recht signifikant. Wie aus Bild 5-16b klar erkennbar ist, wird bei S235 durch die geringere Streckgrenze ein Mehrfaches an Knotenrotation im Vergleich zu S355 zur Verfügung gestellt. Damit ließe sich im Prinzip, über die Wahl einer niedrigeren Festigkeit für die Stirnplatte,

sehr gezielt das Verformungsverhalten positiv beeinflussen. In der Praxis wird sich aber das Problem stellen, dass dieser Parameter als Stellschraube für die Knotenduktilität sehr unsicher, bzw. fehleranfällig ist. So finden sich z.B. bei der Stahlgüte S235 auch „knapp durchgefallene“ S355 Stähle oder es kommt bei der Bestellung oder Fertigung zu Verwechslungen der Stahlsorte.

Der Knoten würde durch die Verwendung einer höheren Stahlgüte nun erhebliche Duktilitätseinbußen erfahren und je nach definierten erforderlichen Rotationskapazitäten am Anschluss, könnte die geometrische Verträglichkeit beeinträchtigt sein und der Knoten wegen fehlender Verformbarkeit überbeansprucht werden, dass heisst versagen. So zeigte sich auch bei den Versuchskörpern S2 und S3, dass anstelle der bestellten Stahlgüte S355 Ausreißer nach oben (S460 für S2) und unten (S235 für S3) dabei waren. Nur mit erheblichem Kontrollaufwand im Vorfeld lässt sich die gewünschte Stahlgüte wirklich sicherstellen.

Die Erkenntnis der Versuche für den Einfluss der Stahlgüte ist wie folgt:

- Der Einfluss der Stahlgüte auf die Verformungsfähigkeit ist hoch.
- Die tatsächliche eingebaute Stahlgüte unterliegt erheblichen Streuungen (übliche Materialstreuung und menschliche Fehler).

Rein theoretisch ist der Parameter Stahlgüte bestens geeignet, um die Verformungsfähigkeit des Knotens zu beeinflussen. Die Steuerung in der praktischen Anwendung dürfte allerdings zu einer begrenzten Einsatzfähigkeit führen.

5.2.8 *Zusammenfassung*

Die Biegeversuche an reinen Stahlknoten haben aufgezeigt, wie mit Hilfe diverser Parameter des geschraubten Stirnplattenanschlusses die Rotationskapazität unter Einhaltung des angestrebten Versagensmodus 2 gesteigert werden kann. Eine sehr wichtige Erkenntnis ist dabei, die Schraube, nicht wie bisher üblich, möglichst nahe in die Ecke des Riegelsteges und -flansches anzuordnen, sondern möglichst nach außen zu setzen. Zwei Versuche versagten durch Ausknöpfen oder Durchstanzen der Stirnplatte, also im Versagensmodus 1, und wiesen deutlich geringere Tragfähigkeiten und Anfangssteifigkeiten auf. Dies ist unter baupraktischen Gesichtspunkten von Nachteil, da schon im Gebrauchszustand deutliche, zum Teil sichtbare Verformungen der Stirnplatte eintreten. Nach Meinung des Verfassers ist der Versagensmodus 2 sowohl für die „normale“ vollplastische Bemessung wie auch für Auslegung „robuster hochduktiler „ Anschlüsse am besten geeignet. Allerdings muss es sich um einen Versagensmodus 2 handeln, der nahe zu Modus 1 ausgelegt ist, um ausreichend Duktilität zu generieren.

Anhand der Biegeversuche der Stahlknoten mit bündigen Stirnplatten konnten schon relativ weitreichende Erkenntnisse hinsichtlich der Einflüsse der betrachteten Parameter gewonnen werden. Allerdings ist der Stichprobenumfang der Versuche vergleichsweise klein gewesen und damit fehlt für viele Erkenntnisse und Trends noch die Aussagekraft bzw. die eindeutige Belegbarkeit. Um hier festgestellte Tendenzen untermauern zu können, sind die in Kapitel 6 folgenden numerischen Untersuchungen sehr hilfreich. Durch ein gut verifiziertes numerisches Modell lassen sich die Parameterbereiche erweitern, weitere Parameter untersuchen und zudem ein aussagekräftiger Stichprobenumfang erreichen. Desweiteren können die bisher in den Versuchen nicht berücksichtigten überstehenden Stirnplatten ergänzend analysiert werden.

5.3 Versuche an Verbundknoten unter gleichzeitiger Biege-und Zugkraftbeanspruchung

5.3.1 *Allgemeines*

Ein weiterer Schwerpunkt des RFCS-Vorhabens Robustness [62] war die experimentelle Untersuchung von Verbundknoten, unter gleichzeitiger Momenten-Normalkraftbeanspruchung bei Stützenausfall in einem Rahmen. Die Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten der Knoten gingen damit weit über die üblichen Anforderungen für eine vollplastische Bemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit hinaus. Ziel war hier vielmehr so große Verformungen zur Verfügung zu stellen, dass Spannbandwirkung in den horizontalen Traggliedern aktiviertet werden kann. Die Spannbandwirkung wird benötigt, um Lasten über den durch Stützenausfall direkt betroffenen Bereichen umlagern zu können.

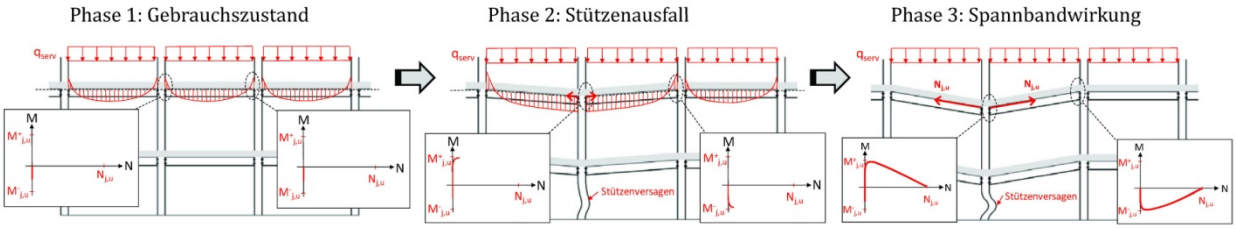


Bild 5-17: Phasen der Beanspruchung an den betroffenen Knoten bei Stützenausfall [65]

Die Verwendung nachgiebiger teiltragfähiger Knoten zielte darauf ab, das Fließgelenk im Anschluss anzuordnen und die Verformbarkeit hauptsächlich über die Knotenduktilität zu erreichen. Die Duktilitätsanforderungen an die Knoten sind in diesem Fall besonders hoch. Die Herausforderung bei der Anschlussdimensionierung liegt in der Abstimmung aller Einzelkomponenten, um so sicherzustellen, dass beim Durchlaufen der M-N Interaktion keine spröde Komponente maß-

gebend wird und kein vorzeitiges Anschlussversagen eintritt. Zur Untersuchung des Anschlussverhaltens unter M-N Beanspruchung wurden Knotenversuche für positive und negative Momentenbeanspruchung durchgeführt. Dies ist notwendig, da der direkt über der ausfallenden Stütze befindliche Knoten eine Momentenumkehr von negativer hin zu positiver Momentenbeanspruchung erfährt, siehe Phase 2 in Bild 5-17.

5.3.2 *Geometrie der Verbundknoten*

Der Stahlbauanschluss des Verbundknotens wurde als geschraubter Stirnplattenstoß mit zwei Schrauben in einer Reihe ausgeführt. Die Stahlprofile wurden verhältnismäßig klein gewählt, da die gleiche Anschlusskonfiguration sowohl im Knotenversuch als auch im Versuch am Teilrahmensystem beim Forschungspartner an der Universität Liège geprüft werden sollte und dort die Laborabmessungen die Dimensionen vorgaben. Durch die Skalierung der Versuchskörper ergaben sich die in Bild 5-18 und Bild 5-19 gegebenen Abmessungen am Knoten. Die Betonplatte wurde mit einer Breite b=50 cm relativ klein gewählt, um mögliche Einflüsse einer „mittragenden Breite“ auszuschließen und sicherzugehen, dass die gesamte Bewehrung voll aktiviert werden kann. Die Dicke der Betonplatte fiel mit h_c=12cm im Vergleich zum Querschnitt des Stahlprofil relativ groß aus, doch nur so konnte die kleinste Kopfbolzenlänge und eine zweilagige Bewehrung mit ausreichend Betondeckung umgesetzt werden.

Für die Längsbewehrung wurde sogenannter hochduktiler Erdbebenstahl, also Betonstahl der Klasse C nach Tabelle C.1 in Anhang C [6] mit einem Durchmesser von 8mm gewählt. Der Längsbewehrungsgrad ist Tabelle 5-9 zu entnehmen. Die Verbundfuge wurde voll verdübelt. Für den Stahlträger des Verbundträgers wurde ein IPE 140 und für die Stahlstütze ein Profil HE 160A gewählt. Die Dimensionierung des Stahlknotens mit dem Ziel einer sehr hohen Verformbarkeit führte zur Wahl einer Stirnplattendicke von t_{EP}=8mm und einer Schraubengröße M20 der Güte 8.8. Die Anordnung der Schrauben sowie alle Maße der Stirnplatte sind Bild 5-18 zu entnehmen.

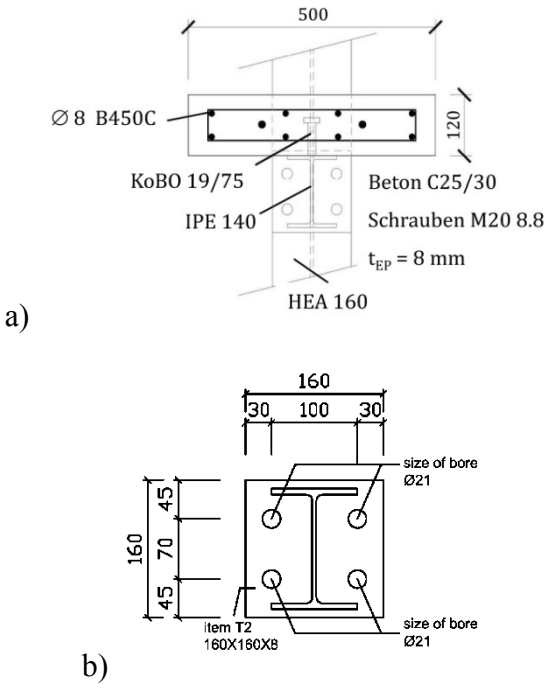


Bild 5-18: Geometrie Verbundknoten

Der Verbundknotenversuchskörper als Ganzes hatte eine Gesamtlänge von ca. 2,5m und an beiden Enden eine an den Stahlträger angeschweißte massive Lasteinleitungskonstruktion, siehe Bild 5-19. An diese wurden auch die Längsbewehrungsstäbe angeschweißt, damit sie für die Normalkraftbeanspruchung auch voll aktiviert werden können. Die Länge der Verbundfuge von Trägerende bis zur Stütze war relativ kurz, so dass die zur Verfügung stehende Einleitungslänge der Zugkraft über die Kopfbolzen begrenzt war und in jedem Fall vermieden werden sollte, dass im Zugband der Betonplatte im Stützenbereich nicht die volle Kraft ankommt.

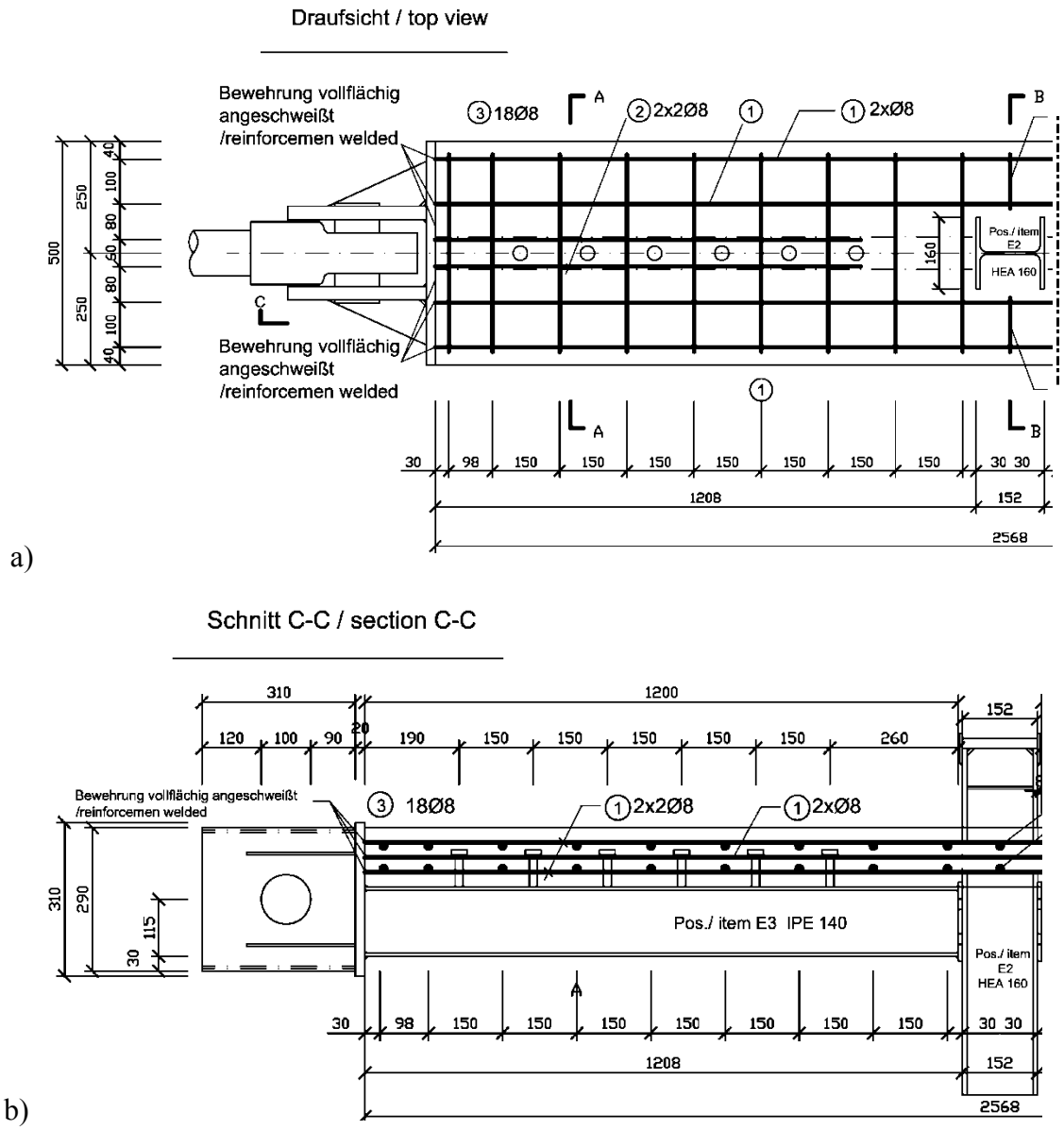


Bild 5-19: Drauf- und Ansicht der Versuchskörpergeometrie inkl. Lasteinleitungskonstruktion

Die Untersuchung an Verbundknoten unter gleichzeitiger Biege- und Normalkraftbeanspruchung umfasste insgesamt fünf Versuche. Davon 3 unter negativem Moment und Zug und zwei unter positivem Moment und Zug. Alle Versuchskörper waren von ihren Abmessungen und von

den eingesetzten Materialien baugleich. Damit dies auch bei der Betonplatte sichergestellt werden konnte, wurden die Versuchskörper in Eigenregie an der MPA betoniert, siehe Bild 5-20. Die Sollgeometrie in Tabelle 5-9 wurde für alle Versuchskörper überprüft und die tatsächlichen Kenngrößen der mit digitaler Schieblehre vermessenen Komponenten sind in Tabelle 5-10 aufgelistet. Bei den Verbundknotenversuchen entsprach die gelieferte Stirnplatte derselben Charge wie für den Stahlknotenversuchskörper S2 und hatte damit eine deutlich positive Dickenabweichung. Insgesamt waren alle Dickenabweichung noch im zulässigen Toleranzbereich nach DIN EN 10029-1 [12].

Tabelle 5-9: Übersicht zur Geometrie der Verbundknoten

Versuch-Nr.	Betonplatte				Stahlknoten						
	b_c	h_c	ρ	$\varnothing_{längs}$	Riegel	Stütze	t_{EP}	b_{EP}	h_{EP}	m	m_x
V1	500	120	0,5%	8	IPE140	HEA160	8	160	160	44,7	23,5
V2	500	120	0,5%	8	IPE140	HEA160	8	160	160	44,7	23,5
V3	500	120	0,5%	8	IPE140	HEA160	8	160	160	44,7	23,5
V4	500	120	0,5%	8	IPE140	HEA160	8	160	160	44,7	23,5
V5	500	120	0,5%	8	IPE140	HEA160	8	160	160	44,7	23,5

Die Betonplattendicke entsprach relativ gut der gewünschten Höhe von h_c=12cm.

Tabelle 5-10: Tatsächliche Geometrieabmessungen der Verbundknoten

Versuch-Nr.	Stirnplattendicke t_{EP} [mm]		Vergleich tat/nom	Stützenflanschdicke t_{fc} [mm]		Vergleich tat/nom	Betonplatten-dicke [mm]
	nominal	tatsächlich		nominal	tatsächlich		
V1	8	9,11	1,14	9	9,29	1,03	120,5
V2	8	9,13	1,14	9	8,99	1,00	120,4
V3	8	9,14	1,14	9	8,95	0,99	120,7
V4	8	9,12	1,14	9	8,86	0,98	121,4
V5	8	9,28	1,16	9	8,84	0,98	121,2

Durch die Betonage in Eigenregie konnte zudem die Position der Bewehrung relativ exakt festgehalten werden wie Bild 5-20 zu entnehmen ist.

a) Bewehrungskorb b) frisch betonierte Versuchskörper c) Verbundknoten-Versuchskörper

Bild 5-20: Phasen der Versuchskörperherstellung

5.3.3 *Materialkennwerte*

Analog den Stahlknotenversuchen wurden für alle relevanten Komponenten der Verbundknoten die tatsächlichen Materialkennwerte ermittelt und mit den Sollwerten nach Tabelle 5-11 verglichen. Die Zugprobenversuche der Baustahlkomponenten erfolgten nach DIN EN 10002-1 [10]. Für die Stirnplatte in Tabelle 5-12 wurde der Toleranzbereich der Zugfestigkeit nach DIN EN 10025-2 [11] Tab. 7 für einen S355J2 allerdings deutlich überschritten. Das Blech entspricht hier eher einem S460.

Tabelle 5-11: Übersicht der Materialfestigkeiten bei den Verbundknoten

Versuch-Nr.	Betonplatte	Bewehrung	KoBo	Riegel	Stütze	Stirnplatte	Schrauben
V1	C 25/30	B 450C	S235J2+C450	S 355	S355	S355	HV 8.8
V2	C 25/30	B 450C	S235J2+C450	S 355	S355	S355	HV 8.8
V3	C 25/30	B 450C	S235J2+C450	S 355	S355	S355	HV 8.8
V4	C 25/30	B 450C	S235J2+C450	S 355	S355	S355	HV 8.8
V5	C 25/30	B 450C	S235J2+C450	S 355	S355	S355	HV 8.8

Die Zugfestigkeit der verzinkten Schrauben HV 8.8 nach DIN EN 14399-4 [13] wurde anhand des vom Hersteller mitgelieferten 3.1-Zeugnisses bestimmt. Ermittlung der Zugfestigkeit der Bewehrung erfolgte nach DIN 488-6 [1]. Alle ermittelten Kennwerte liefert Tabelle 5-12.

Tabelle 5-12: Übersicht der tatsächlichen Materialkennwerte der Verbundknotenversuche

Material/Bauteil	f_y [Nmm^2]	f_u [Nmm^2]
IPE 140	430,2	556,2
HE 160A	393,2	523,2
Stirnplatte t=8mm	569,3	663,4
Schrauben M20	735	918
Längsbewehrung ∅ 8mm	541,5	659,9
Bügelbewehrung ∅ 10mm	559,6	659,3

Die Herstellung aller Betonwürfel erfolgte zeitgleich mit der Betonage der Versuchskörper und die Würfel lagerten anschließend neben den Versuchskörpern, um eine einheitliche Umgebungsbedingung sicherzustellen. Die Betondruckfestigkeit wurde an Würfel mit der Kantenlänge 150mm nach EN 206-1 [16] bestimmt. Für jeden Versuchskörper erfolgten drei Würfeldruckversuche, die zeitgleich mit dem Versuch stattfanden. Zudem wurde die Biegezugfestigkeit an Prismen (530/100/100) getestet. Die Betonkennwerte finden sich in Tabelle 5-13.

Tabelle 5-13: Übersicht der Betonfestigkeit der Verbundknotenversuche“

Material/Bauteil	$f_{cm,cube}$ [Nmm^2]	$f_{cm,cyl}$ [Nmm^2]	$f_{ctm,bending}$ [Nmm^2]
Beton	30,6	0,805*30,6=24,6	3,89

Die Festigkeit aller Würfelproben und Biegezugproben wies sehr geringe Streuungen auf und so kann hier für alle Versuche ein Mittelwert der Festigkeit angegeben werden.

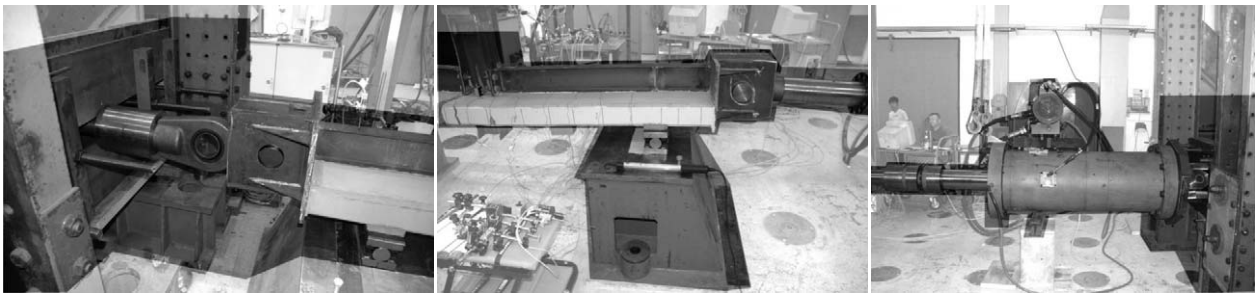
5.3.4 *Versuchsstand*

Der Versuchsstand der Verbundknotenversuche war relativ aufwändig und beanspruchte ein Großteil der Spannfeldes der Großversuchshalle an der MPA Stuttgart. Die Aufbringung der Momentenbeanspruchung über die vertikale Lasteinleitung erfolgte über die am Portalrahmen angebrachte servohydraulische 2,5 MN Presse, siehe Bild 5-21. Die horizontale Zugkraft wurde über eine servohydraulische 1,0 MN Presse realisiert. Als vertikale Lager der Betonplatte bzw. für die Versuche mit positivem Moment des Stahlträgers dienten Gleit-Rollenlager. Den Gegenpart zur horizontalen Presse bildete ein horizontales Lager, das über einen in einer Kalotte gelagerten Augenstab umgesetzt wurde, um die vertikale Bewegung der Lasteinleitungsplatte am Versuchskörper mitgehen zu können.

Bild 5-21: Versuchsstand im Spannfeld der Großversuchshalle der MPA Stuttgart

Die konstruktive Umsetzung der bereits beschriebenen Lagerpunkte sind in Bild 5-22 dokumentiert. Da der vertikale und horizontale Lagerpunkt geometrisch auseinanderlagen, bedingte die Knotenverdrehung während des Versuches eine vertikal nach oben gerichtete Verschiebung des horizontalen Lagers (Lasteinleitungsplatte) am Versuchskörper. Dies wurde bei der Ausrich-

tung der horizontalen Presse berücksichtigt, damit die Zuschaltung der Zugkraft am verformten Versuchskörper auch tatsächlich nur eine rein horizontal gerichtete Kraftkomponente auslöste.



a) horizontales Lager b) vertikales Gleit-Rollenlager c) horizontale Presse

Bild 5-22: Konstruktive Umsetzung der Lagerpunkte der Verbundknotenversuchskörper

Das statische System der Verbundknotenversuche ist beispielhaft für negative Momentenbeanspruchung mit Zugkraft in Bild 5-23 veranschaulicht. Für die Bestimmung des Knotenmomentes wurde ein Referenzpunktes (Schwerpunkt der Zugkraftresultierenden) gewählt, der in seiner Höhenlage im Querschnitt vom Lastangriffspunkt der Pressenzugkraft abweicht. Dies muss beim Ansatz der äußeren Zugkraft mit berücksichtigt werden.

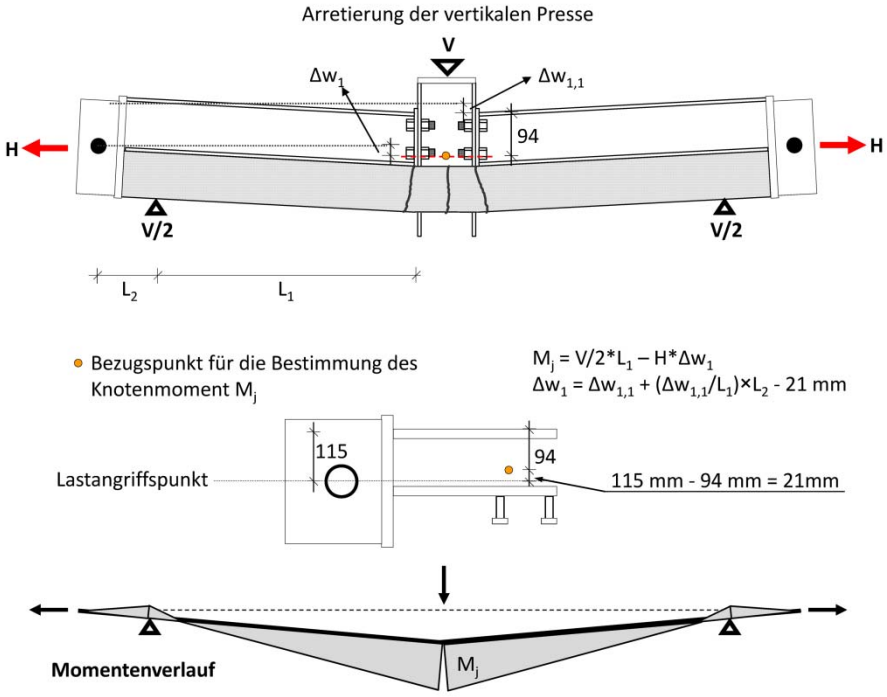


Bild 5-23: Statisches System der Verbundknotenversuchskörper und Bestimmung des Knotenmomentes

Mit entsprechender Verformung Δw_1 bedingt eine zunehmende Zugkraft H ein der Vertikalkraft entgegendrehendes Moment und reduziert somit das Knotenmoment M_j. Hierauf wird in Kapitel 5.3.7 noch detaillierter eingegangen.

5.3.5 *Messeinrichtung*

Die messtechnische Ausstattung der Verbundknoten-Versuchskörper zielte auf die in Bild 5-24 qualitativ dargestellte Erfassung der wichtigsten Knotenkomponenten und deren Verhalten unter reiner Biegung und anschließend unter kombinierter Biege-Zugnormalkraftbeanspruchung ab. Da die geometrische Situation am Knoten, bedingt durch die relativ kleinen Profile, sehr beengt war, mussten bei der Messung gewisse Kompromisse eingegangen werden.

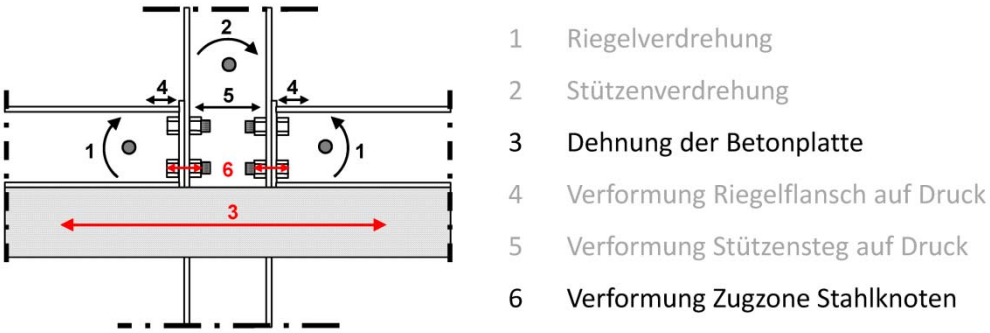
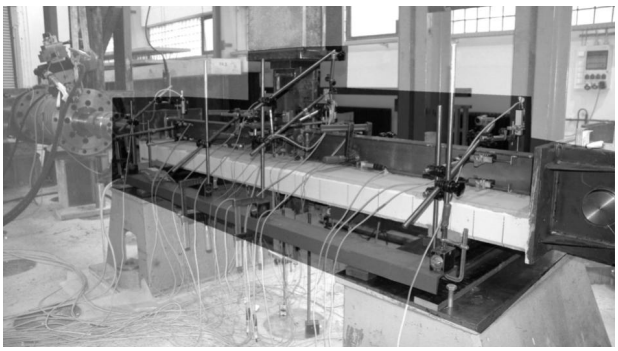


Bild 5-24: Messtechnisch berücksichtigte Komponenten am Verbundknoten

Der Umstand, dass die Wegnehmer die vertikale Bewegung des Versuchskörpers mitgehen mussten, erforderte eine Befestigung am Versuchskörper, was wiederum zur Folge hatte, dass einige Wegnehmer durch die Riegelverdrehung einen „Messfehler“ erfuhren, der später wieder rauszurechnen waren.



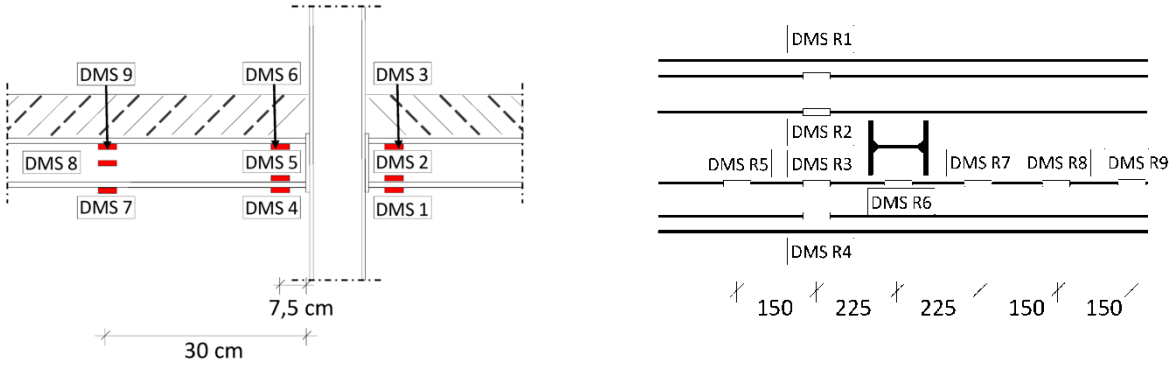
a) mit Messtechnik bestückter Versuchskörper

b) Seilwegnehmer zur Messung der Verlängerung der Betonplatte

Bild 5-25: Übersicht der Anordnung der Messtechnik am Verbundknoten

Zur Kontrolle und Rückrechnung von Dehnungen und Schnittgrößen am Knoten wurden Dehnmessstreifen (DMS) sowohl auf den Stahlträger als auch auf Bewehrungsstäbe appliziert. Eine Reihe DMS wurden knapp vor die Stirnplatte auf dem IPE-Profil platziert, um die Dehnungen in diesem diskontinuierlichen Bereich verfolgen zu können. Korrespondierend zu diesen

DMS auf dem Stahlträger wurden, minimal versetzt darüber in der Betonplatte, ausgewählte Stellen auf der Bewehrung ebenfalls mit DMS beklebt. So war es möglich eine Dehnungsverteilung über den gesamten Verbundträgerquerschnitt zu bekommen.



a) auf dem Stahlträger applizierte DMS b) auf die Bewehrung aufgebrachte DMS

Bild 5-26: Übersicht der Anordnung von Dehnmessstreifen am Verbundknoten

Die Ergebnisse der Komponentenmessungen wurden später mit der gemessenen Knotenrotation verglichen und so auf Plausibilität hin überprüft. Zudem lagen zu den Komponenten „Betonplatte auf Zug“ und der Zugzone am Stahlknoten Ergebnisse aus Komponentenzugversuchen, durchgeführt in Trento, vor.

Kurz vor Erreichen der erwartenden Versagenslast wurde der größte Teil der Messeinrichtung entfernt, um eine Beschädigung zu vermeiden, da durch Bewehrungs- und Schraubenbruch ein starker Ruck durch den Versuchskörper ging, der ein Lösen der Messhalter verursachte.

5.3.6 *Versuchsablauf*

Neben der Verformungskapazität der Verbundknoten ist deren Momenten-Normalkraftwiderstand zur Aktivierung der Spannbandwirkung von elementarer Bedeutung. Im Gebrauchszustand (Phase 1 nach Bild 5-17) sind alle Knoten durch ein Stützmoment beansprucht. Der direkt betroffene Knoten oberhalb der versagenden Stütze erfährt bei Stützenausfall (Phase 2 nach Bild 5-17) zunächst einen Wechsel von negativer zu positiver Momentenbeanspruchung, in den benachbarten Knoten wird die negative Momentenbeanspruchung unter Aktivierung plastischer Tragreserven weiter gesteigert. Gleichzeitig nimmt die globale Verformung zu. Durch die Zunahme der Verformungen kann die Spannbandwirkung (Phase 3 nach Bild 5-17) im System aktiviert werden und in den Knoten findet eine Umlagerung von reiner Biegebeanspruchung über eine gemischte Momenten-Normalkraftbeanspruchung bis hin zur reinen Zug-Normalkraftbeanspruchung statt.

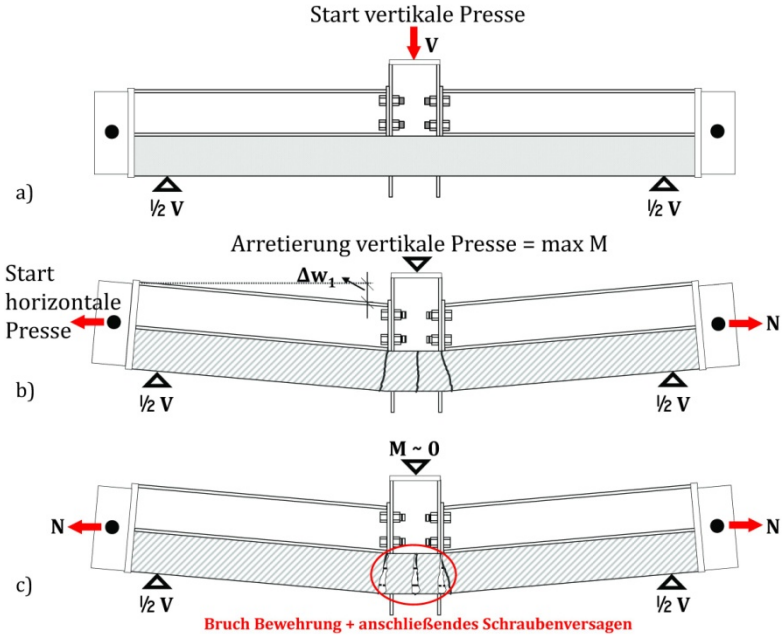


Bild 5-27: Ablauf der Versuchsdurchführung der Verbundknoten unter biaxialer Beanspruchung

Um in den Knotenversuchen diese 3 Phasen nach Bild 5-17 zu simulieren, wurde der Versuchsablauf nach Bild 5-27 gestaltet. Zunächst wurde mittels einer vertikalen Hydraulikpresse eine reine Biegemomenten- Beanspruchung im Knoten erzeugt. Diese wurde bis nahe zum Erreichen des theoretischen maximalen Grenzmomentes weggesteuert gesteigert. Anschließend wurde die vertikale Presse arretiert und es wurde begonnen, mit der horizontalen Hydraulikpresse eine Zugkraft einzuleiten. Die Zugkraft wurde ebenfalls weggesteuert bis zum vollständigen Versagen des Knotens gesteigert. Durch das Arretieren der vertikalen Presse wurde die vertikale Verformung und die damit verbundene Knotenverdrehung begrenzt, was nicht völlig der tatsächlichen Situation im Rahmensystem entspricht. Allerdings konnte nur so eine ideale M-N Grenztragfähigkeitskurve, vgl. Bild 5-28, nachgefahren werden. In Realität wird sich durch die eintretenden Verformungen schon vor Erreichen der maximalen Momententragfähigkeit M_u eine gewisse zusätzliche Normalkraftbeanspruchung einstellen.

5.3.7 *Versuchsergebnisse*

5.3.7.1 Gemessene Knotenkurven

Das vorrangige Ziel der Verbundknotenversuche galt der Bestimmung der Momenten-Normalkraft-Interaktionskurve. Bei allen Versuchen gelang ein Durchlaufen der vollen Momenten-Normalkraft Interaktionskurve, wie dem Diagramm in Bild 5-28 zu entnehmen ist. Sowohl für negative als auch positive Momentenbeanspruchung mit Normalkraft versagten zunächst die

Bewehrungsstäbe. Der reine Stahlanschluss des Knotens konnte danach, unter weiterer Zunahme der Verformung noch erhebliche Zugkräfte übertragen, bevor durch letztendliches Versagen der Schrauben, ein endgültiges Versagen des Knotens eintrat. Für zunächst positive Momentenbeanspruchung konnte eine etwas größere maximale Zugtragfähigkeit erreicht werden als für negative Anfangsmomente. Die Begründung liegt in der bei negativen Momenten bereits von Anfang an zugbeanspruchten Bewehrung, die bei Überlagerung mit einer äußeren Zugkraft zu einem Zeitpunkt versagte, wo vor allem die unteren Schrauben noch gewisse Tragreserven aufwiesen. Bei zunächst positivem Moment konnten die Schrauben zum Zeitpunkt des Bewehrungsversagens stärker ausgenutzt werden und damit ergab sich hier eine höher Bruchnormalkraft.

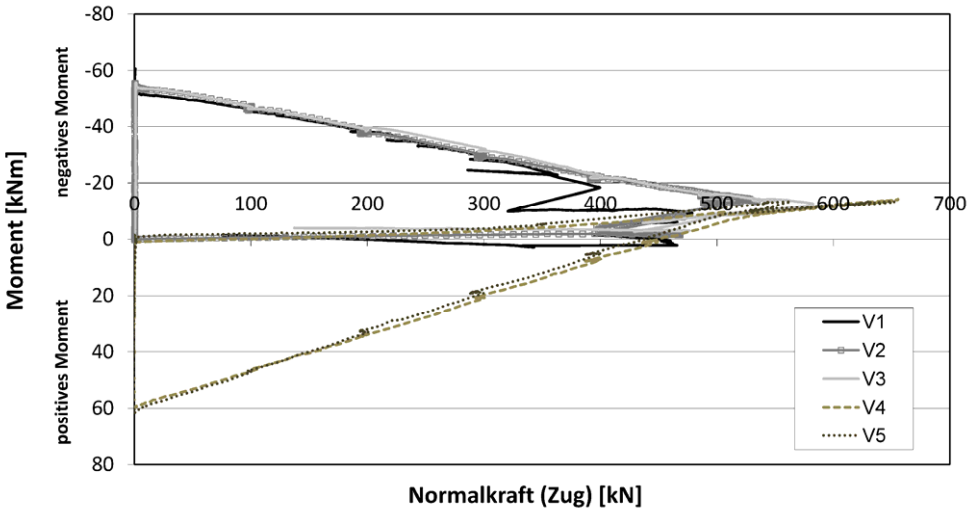


Bild 5-28: Experimentell bestimmte Momenten-Normalkraft-Interaktionskurve

In den Diagrammen von Bild 5-29 und Bild 5-30 sind die Momenten-Rotationskurven jeweils für reine negative und positive Momentenbeanspruchung dargestellt. Bedingt durch die Abmessungen des Versuchsstandes, also relativ kurze Spannweiten der angeschlossenen Verbundträger, was durchaus zu einem etwas steiferen Verhalten führt, und der Prämisse mit der Zugkrafteinleitung ohne Vorschädigung des Verbundknotens zu beginnen, stellen die Rotationskapazitäten nicht ganz die maximal erreichbaren Werte dar. In dem in Lüttich durchgeführten Großversuch [41] mit analoger Knotenkonfiguration wurden noch höhere Rotationskapazitäten erreicht. Die in Bild 5-29 und Bild 5-30 gegebenen maximalen Rotationen der Verbundknoten stellen den Zeitpunkt der Arretierung der vertikalen Presse dar und resultieren aus dem Versuchsablauf wie in Kapitel 5.3.6 erläutert.

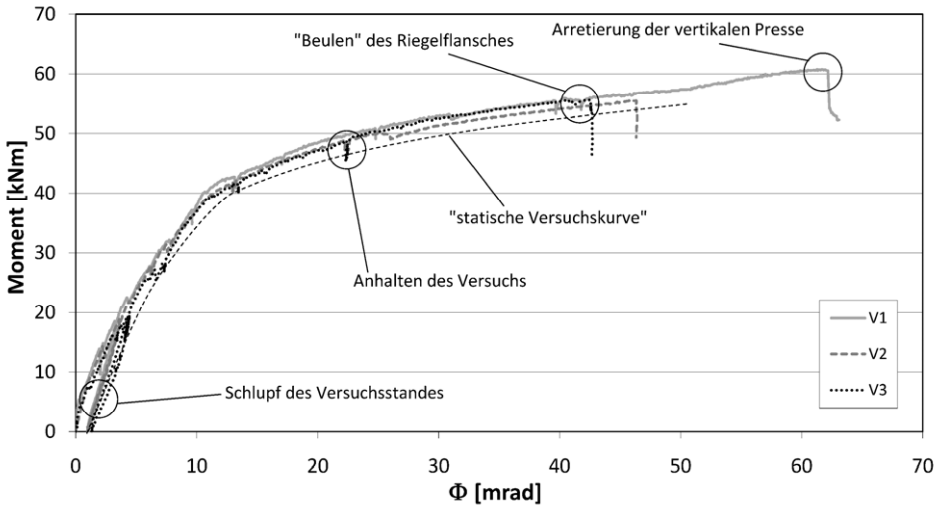


Bild 5-29: Momenten-Rotationscharakteristik für negative Momentenbeanspruchung (V1-V3)

Die gewählten Proportionen des Verbundträgers und damit schlussendlich auch die des Verbundknotens führten sowohl für das negative Moment wie auch für das positive Moment zu einem recht ähnlichen Traglastniveau, wie aus Bild 5-29 und Bild 5-30 hervorgeht.

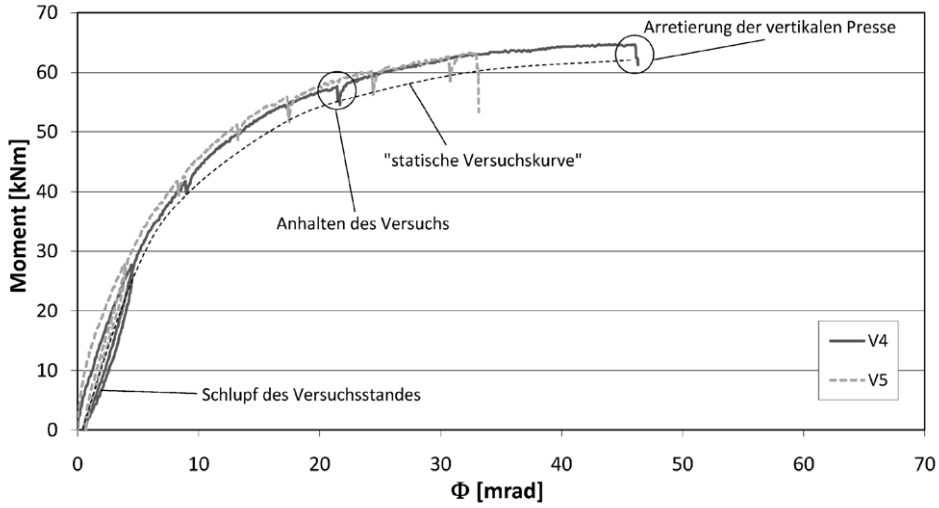


Bild 5-30: Momenten-Rotationscharakteristik für positive Momentenbeanspruchung (V4+V5)

Für den Verbundknoten unter negativer Momentenbeanspruchung war die Komponente Bewehrung auf Zug bestimmend für das Anfangsversagen während für die positive Momentenbeanspruchung die Knotentragfähigkeit durch Versagen der Betondruckzone begrenzt wurde. In den folgenden Kapiteln 5.3.7.2 und 5.3.7.3 wird hierauf noch detaillierter eingegangen.

5.3.7.2 Einflüsse auf das Tragverhalten

Für die **Verbundknoten unter negativer Momentenbeanspruchung** ist der Riegelflansch auf Druck die rechnerisch schwächste Komponente. In Bild 5-29 ist durch das Ausbeulen oder „Knicken“ des Riegelflansches auch eine leichte „Delle“ in der Traglastkurve zu erkennen. Durch die Wiederverfestigung dieses Bereiches hatte der Riegelflansch im weiteren Verlauf des Versuches allerdings keinen maßgebenden Einfluss mehr auf die Bruchtragfähigkeit. Vor allem da unter der anschließend aufgebrachten Zugkraftbeanspruchung der „Riegelflansch auf Druck“ entlastet wurde. Das Tragverhalten unter „negativer“ M-N-Beanspruchung wurde maßgeblich von den Komponenten Bewehrung auf Zug und den Schrauben auf Zug beeinflusst. Die Schrauben auf Zug wurden dabei durch die starken Verformungen, speziell des Stützenflansches, wie in Bild 5-32 zu sehen, nicht unerheblich auf Biegung beansprucht und konnten nicht die volle ungestörte Zugtragfähigkeit zur Verfügung stellen. Die Bewehrung auf Zug wurde schon unter reiner Momentenbeanspruchung fast bis zur Zugfestigkeit ausgenutzt und ist bei Überlagerung mit der äußeren Zugkraft konsequenterweise als erstes versagt. Dabei entwickelte sich unter zunehmender äußerer Zugkraft einer der in Bild 5-31 erkennbaren Biegerisse zu dem „Hauptriss“ , in dem dann für alle Bewehrungsstäbe der Bruch eintrat.

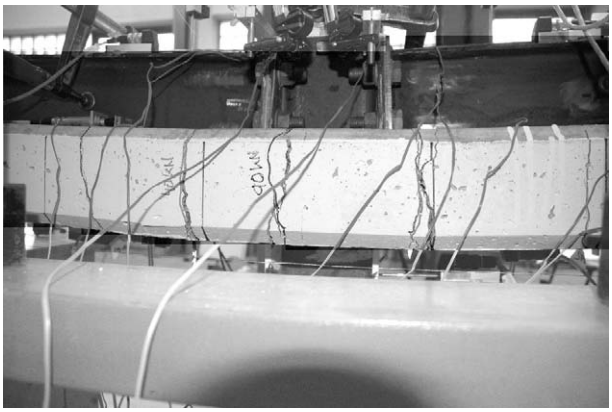


Bild 5-31: Betonplatte bzw. Bewehrung unter Zug

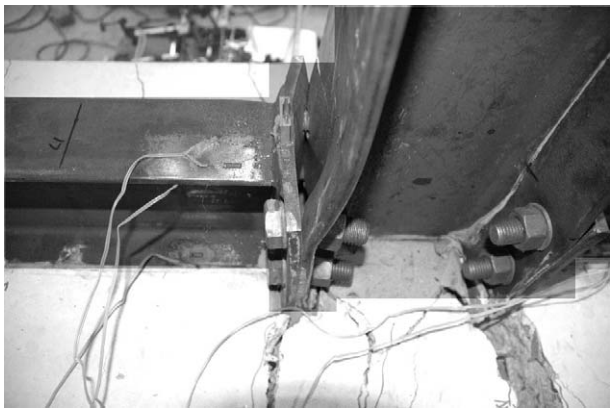


Bild 5-32: Stirnplatte, Stützenflansch und Schrauben auf Zug

Für die **Verbundknoten unter positiver Momentenbeanspruchung** zeigt sich zunächst die Komponente „Beton auf Druck“ als maßgebend. Unter reiner Biegebeanspruchung stellte sich an der Oberfläche der Betonplatte ein Abplatzen, wie in Bild 5-34 illustriert, ein. Dies erfolgte zu einem Zeitpunkt des Versuchs, nachdem die Traglastkurve in Bild 5-30 ein Moment von knapp 60 kNm überschritten hatte. Bei weiterer Steigerung des Maschinenweges konnte die Last anschließend kaum noch gesteigert werden, obwohl die Schraubentragfähigkeit theoretisch noch einige Reserven aufwies. Die Begründung hierfür ist das in die Tiefe fortschreitende „Zerstören“ des Betons wie in Bild 5-33 veranschaulicht. Durch die Überschreitung der maximal möglichen

Betonstauchungen zunächst an der Oberfläche der Platte, begannen hier plattenartige Abplatzungen. Dadurch verringerte sich die effektive Höhe der Betonplatte in diesem Bereich und die Betondruckzone wanderte langsam in das Innere der Betonplatte. Da die Schraubenkraft noch gesteigert werden konnte, der innere Hebelarm gleichzeitig minimal zurückging, konnte das Knotenmoment nach Beginn der Betonabplatzungen noch geringfügig zunehmen. Allerdings verformte sich mit zunehmender Last auch der Zugbereich weiter und erzeugte damit eine Zusatzbeanspruchung für die Betondruckzone. Das Überschreiten der Grenzstauchungen des Betons wäre bei gleichen Querschnitten für einen reinen Verbundträger erst viel später eingetreten, da hier bedingt durch das relativ steife Verhalten des Stahlträgers auf Zug sich eine andere Dehnungs- und damit Krümmungsverteilung eingestellt hätte. Die Überschreitung der Betonstauchungen resultierte für den Verbundknoten in diesem Fall allein aus der Nachgiebigkeit der Zugzone.

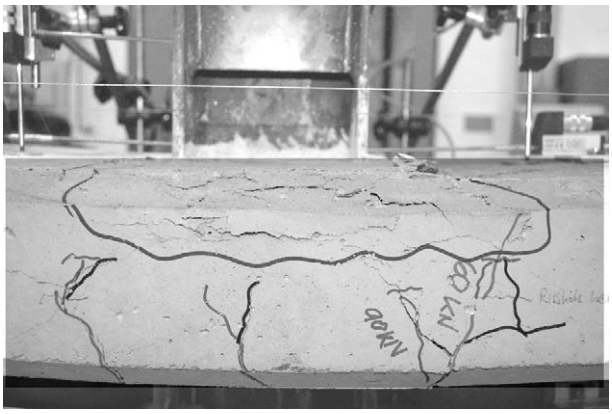


Bild 5-33: Versagen der Betondruckzone durch große Rotationen (Betonstauchungen)

Bild 5-34: Betonabplatzungen an der Oberfläche der Platte

Unter „positiver“ M-N-Beanspruchung wurde zu allererst die Druckkraft der Betonplatte abgebaut und die Bewehrung auf Zug aktiviert. Die Verformbarkeit des Stahlanschlusses war auch hier ausreichend, so dass unter nahezu reiner Zugkraft die Bewehrung als erste Komponente versagte. Die Schrauben brachen erst, als eigentlich nur noch ein reiner Stahlanschluss vorlag.

5.3.7.3 Einflüsse auf das Verformungsverhalten

Das Verformungsverhalten des Verbundknotens wird durch das Zusammenspiel der Duktilität des Stahlanschlusses sowie der Verformungskapazität der Bewehrung dominiert. Das gilt für die reine Momentenbeanspruchung wie für die Zug-Normalkraft-Beanspruchung. Eine sehr hohe Verformbarkeit der Bewehrung vorzuhalten, bezweckt, dass die Bewehrung auch so lange zur Verfügung steht, bis die maximale Tragfähigkeit des Stahlanschlusses erreicht ist. Ist das Zugband in der Betonplatte zu verformungsarm ausgebildet, versagt dieses vorzeitig. Sind Stirnplatte

und Stützenflansch zu steif, kommt es zu vorzeitigen spröden Schraubenversagen und die Bewehrung kann zudem nur teilweise aktiviert werden.

Bild 5-35: Versagen der Betondruckzone durch große Rotationen (Betonstauchungen)

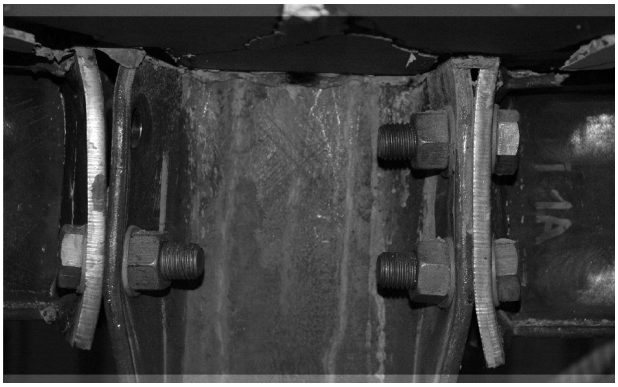


Bild 5-36: Betonabplatzungen an der Oberfläche der Platte

Für das Verformungsverhalten des Stahlanschlusses des Verbundknotens sind die bereits in Kapitel 5.2.7.3 diskutierten Parameter des reinen Stahlknotens ebenfalls von Bedeutung. Die Versuche haben gezeigt, dass die Momenten-Normalkraft-Interaktion-Kurve nur vollständig durchlaufen werden kann, wenn zu jedem Zeitpunkt der Belastung die schwächste Komponente auch hochduktil ist. Um das Verformungsverhalten positiv zu beeinflussen sind in der Regel mehrere der aufgeführten Parameter des Stahlanschlusses gleichzeitig anzuwenden:

- kleines Verhältnis Stirnplattendicke zu Schraubendurchmesser (Verhältnis t_{EP}/d_B)
- möglichst größerer Abstand Schraube zum Steg (m)
- möglichst größerer Abstand Schraube zur Steife (m_2)
- möglichst kleines Verhältnis Stahlgüte Stirnplatte/Schraube (Verhältnis $f_{y,EP}/f_{uB}$)

Planmäßig sollte die Stirnplatte auf Biegung die schwächste und duktilste Komponente des Stahlanschlusses in der Zugzone werden. Tatsächlich betrug die Plattendicke t_{EP} = 9mm statt geforderter 8mm und die bestellte Stahlgüte S355 entsprach eher einem S460. Durch diese enormen Überfestigkeiten konnte das Stirnblech nur begrenzt zur Gesamtverformungskapazität beitragen. Die planmäßig zweitschwächste Komponente, der Stützenflansch auf Biegung, übernahm letztendlich die der Stirnplatte zugedachte Funktion hinsichtlich der Bereitstellung an Duktilität. Abweichungen hinsichtlich der tatsächlich gelieferten Blecheigenschaften sind Alltag und deshalb ist ausreichend Redundanz auch bei der Komponentenabstimmung unabdingbar.

Für die duktile Ausbildung des Zugbandes in der Betonplatte hat sich vor allem die sehr duktile Bewehrungsklasse C gepaart mit einer möglichst großen freien Länge des Zugbandes im Bereich der Stütze als effektiv erwiesen. Hiermit lassen sich viele kleine Einzelrisse erzeugen. Zur

Vermeidung einzelner größerer „Zwangsrisse“, sollte die Stirnplatte bündig mit Unterkante Beton enden. Bindet die Stirnplatte in die Betonplatte ein, verursacht die Stirnplattenbiegung Abstützkräfte gegen den Beton und damit zwei einzelne Risse links und rechts neben der Stütze.

Auf die genauen Verhältnisgrößen der angesprochenen Parameter zur Steigerung der Knotenduktilität wird in Kapitel 11.5 nochmals detailliert eingegangen.

5.3.8 *Zusammenfassung*

Die Verbundknotenversuche im Rahmen des Forschungsvorhabens Robustness [62] haben erfolgreich gezeigt, dass Verbundknoten mit ausreichender Verformungskapazität, die die Aktivierung einer Spannbandwirkung erlaubt, realisierbar sind. Wichtigster Grundsatz bei der duktilen Knotenausbildung im Sinne der Komponentenmethode ist es, die spröden Komponenten unter Berücksichtigung aller Effekte wie z.B. Überfestigkeit stärker zu dimensionieren, so dass die schwächste Komponente am Anschluss immer duktil ist. Wichtig ist dabei möglichst mehrere schwächere Komponenten als die Schrauben vorzuhalten. Das haben die Verbundknotenversuche eindrucksvoll bestätigt. So kann beim „Ausfall“ der planmäßig duktilen „Hauptkomponente“ durch unvorhergesehen Überfestigkeitseffekte, die planmäßig nächst schwächste Komponente als Ersatz einspringen. Es ist also auch hinsichtlich der Verformungskapazität auf lokaler Ebene ein redundantes System vorzuhalten. Nur so handelt es sich auch tatsächlich um einen „robusten“ Knoten der die Redundanz des Tragwerks zuverlässig verbessert. Da der teiltragfähige Knoten das schwächste Glied in einem Rahmentragwerk darstellt, kann dieser nur dann für ein unempfindliches globales Tragsystem sorgen, wenn er selbst auch unempfindlich auf Streugrößen reagiert.

Zur Erlangung robuster Rahmensysteme müssen also nicht zwangsläufig volltragfähige biegesteife Anschlüsse ausgebildet werden, die sicherstellen, dass das Fließgelenk sich nur im Träger bildet. Es ist durchaus möglich, das Fließgelenk im Knoten entstehen zu lassen und dort die nötige Verformungskapazität vorzuhalten. Voraussetzung ist allerdings eine sehr duktile und gleichzeitig ausreichend tragfähige Auslegung des Knotens. Damit ist speziell die Bruchzugtragfähigkeit des Knotens gemeint, die über eine zuverlässige Wirkungsweise der Spannbandwirkung entscheidet.

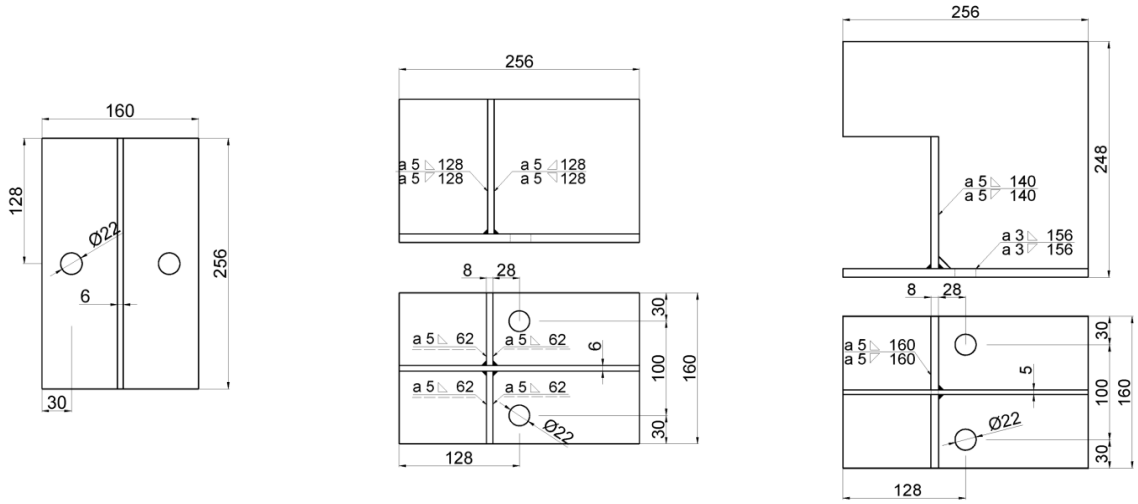
5.4 Versuche an T-Stummeln (Universität Trento)

5.4.1 *Allgemeines*

Im Rahmen des RFCS-Forschungsvorhabens „*Robustness*“ [62] wurden parallel zu den Verbundknotenversuchen und zu der Serie „S“ der Stahlknotenversuche über 60 Versuche an unausgesteiften und ausgesteiften T-Stummeln durchgeführt. Ein Teil der T-Stummelversuche spiegelte dabei den Zugbereich der Stahl- und Verbundknoten deckungsgleich wider. Da einige Erkenntnisse bei nachfolgenden Betrachtungen noch relevant werden, wird hier zu den T-Stummel-Untersuchungen ein kurzer Abriss gegeben, obwohl diese keine eigene Arbeit darstellen. Da die T-Stummelversuche aus Trento [31] sehr gut dokumentiert sind, wurden diese auch herangezogen, um das in Kapitel 6 entwickelte FE-Modell zu verifizieren.

5.4.2 *Geometrie der T-Stummelversuche*

Die Geometrie der T-Stummel Versuche orientierte sich stark an den Stahl- und Verbundknotenversuchen aus Kapitel 5.2 und 5.3 und zielte auf die Untersuchung und Bewertung der effektiven Längen l_{eff} nach DIN EN 1993-1-8 [8] sowie auf den Versagensmodus ab. Vom Grundtyp wurden drei unterschiedliche Geometrien betrachtet. Sie sind beispielhaft in Bild 5-37 aufgezeigt. Es handelt sich dabei um unausgesteifte und ausgesteifte T-Stummel, wobei für den ausgesteiften T-Stummel noch eine zweite Form zur Abbildung der Geometrie am Stirnblech berücksichtigt wurde, siehe Bild 5-37 c).



a) unausgesteifterT-Stummel b) ausgesteifter T-Stummel c) „Stirnplatten T-Stummel“

Bild 5-37: Übersicht der unterschiedlichen Grundtypen der T-Stummel Geometrie [31]

Als Parameter wurden zudem die effektiven Längen der T-Stummel variiert und die Schraubenanordnung verändert. Desweiteren wurden bei den unausgesteiften T-Stummeln die „Stützenkonfiguration“, also Steg mit Ausrundungsradius und die „Stirnplattenkonfiguration“ Steg mit Schweißnaht getestet. In den nachfolgenden Tabelle 5-14 und Tabelle 5-15 zur Erläuterung der T-Stummelkonfigurationen werden diese mit „Stütze“ und „Stirnplatte“ bezeichnet.

Tabelle 5-14: Geometrie der T-Stummelversuche (korrespondierend zu den Verbundknotenversuchen)

	Versuchs-bezeicnung	Typ	vergleichbarer Verbundknoten-versuch	Geometrie a [mm]	b [mm]	c [mm]	d [mm]	∅ [mm]	t_f [mm]	t_w [mm]
Stirnplatte	1BA	unausgesteift	-	160	80	30	-	22	8	5
	1BB	unausgesteift	-		256					
	2BA	ausgesteift	V1-V5	160	256	30	28	22	8	5
	2BB	ausgesteift	-				56			
	2BC	ausgesteift	-				84			
Stütze	1CA	unausgesteift	-	160	80	30	-	22	8	6
	1CB	unausgesteift	V1-V5		256					
	2CA	ausgesteift	-	160	256	30	28	22	8	6
	2CB	ausgesteift	-				56			
	2CC	ausgesteift	-				84			

Die wichtigsten parametrisierten Geometriegrößen zur Spezifizierung der einzelnen T-Stummelversuchskörper sind in Bild 5-38 gekennzeichnet und werden in Tabelle 5-14 und Tabelle 5-15 zahlenmäßig ausgewiesen.

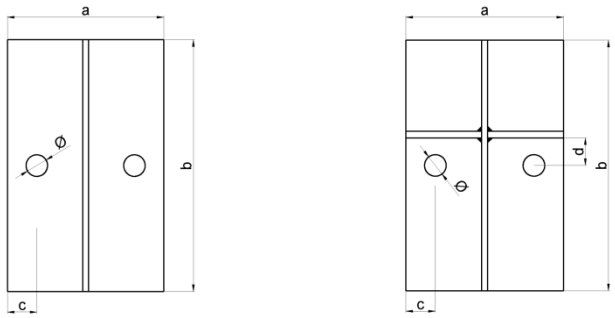


Bild 5-38: Maßgebende geometrische Parameter der T-Stummel [31]

Die Breite b entspricht der effektiven Länge l_{eff} des T-Stummels und wurde in Anlehnung an das Verfahren nach DIN EN 1993-1-8 [8] aus dem Minimum der Längen für Modus 1 und Modus 2 bestimmt.

Tabelle 5-15: Geometrie der T-Stummelversuche (korrespondierend zu den Stahlknotenversuchen)

	Versuchs-bezeicnung	Typ	vergleichbarer Stahlknoten-versuch	Geometrie a [mm]	b [mm]	c [mm]	d [mm]	∅ [mm]	t_f [mm]	t_w [mm]
Stütze	5CA	unausgesteift	-	300	170	100	-	21	19	11
	6CA	ausgesteift	-				39			
Stirnplatte	5BAA	unausgesteift	S2	200	254	50	-	21	8	10,2
	5BAB	unausgesteift	S1						12	
	5BAC	unausgesteift	S4						16	
	6BAA	ausgesteift	S2	200	254	50	39	21	8	10,2
	6BAB	ausgesteift	S1						12	
	6BAC	ausgesteift	S4						16	
Stütze	5CB	unausgesteift	-	300	285	75	-	21	19	11
	6CB	ausgesteift	-				64			
Stirn-platte	5BB	unausgesteift	S5	250	353	50	-	21	12	10,2
	6BB	ausgesteift	S5				64			
Stütze	5CC	unausgesteift	S6	300	354	50	-	21	19	11
	6CC	ausgesteift	S6				89			
Stirn-platte	5BC	unausgesteift	-	300	443	50	-	21	12	10,2
	6BC	ausgesteift	-				89			

5.4.3 *Materialkennwerte*

Die verwendeten Bleche und Walzprofile gleicher Abmessungen kamen sowohl für Stahl- als auch für die Verbundknotenversuche aus der gleichen Charge. Einzige Ausnahme stellte die Stirnplatte des Verbundknotentyps dar, die bei den T-Stummelversuchen deutlich geringere Festigkeiten aufwies, vergleiche Tabelle 5-16 und Tabelle 5-12.

Im Labor in Trento wurden zusätzlich Zugversuche an den eingesetzten Schrauben M20 HV 8.8 und M20 HV 10.9 durchgeführt. Beide Schraubenfestigkeiten wurden handfest angezogen und vorgespannt getestet. Hinsichtlich der Tragfähigkeiten wiesen beide Verfahren so gut wie keine Unterschiede auf, da die Vorspannkraft der Schrauben allein die Anfangssteifigkeit beeinflusst.

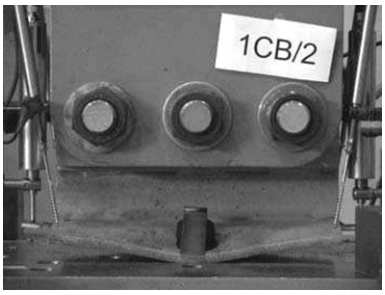
Die Festigkeit beider Schraubenklassen für die T-Stummel Versuche lag in einer ähnlichen Größenordnung wie die Festigkeiten der Schrauben bei den Stahl- und Verbundknotenversuchen.

Tabelle 5-16: Tatsächliche Festigkeitswerte der T-Stummel Komponenten [31]

Knotentyp	Komponente	Streckgrenze [N/mm²] f_y	Zugfestigkeit [N/mm²] f_u
Verbund-knoten	Stützenflansch	392,2	523,2
	Stirnplatte	412,5	550,9
	Schrauben M20 HV 8.8	747,7	934,7
Stahl-knoten	Stützenflansch	396,1	536,6
	Stirnplatte t_{EP}=8mm	569,3	663,4
	Stirnplatte t_{EP}=12mm	378,5	537,0
	Stirnplatte t_{EP}=16mm	515,9	584,0
	Schrauben M20 HV 10.9	1028,6	1142,8

5.4.4 *Versuchsstand Messeinrichtung*

Die T-Stummelversuchskörper wurden gegen eine steife Unterkonstruktion verschraubt. Dies bedingte die Anordnung der Schraubenmutter auf dem weichen Blech des T-Stummels was bei großen Verformungen zu einer zusätzlichen Biegebeanspruchung des Schraubengwindes führte. Bei den Knotenversuchen war immer der Schraubenkopf an der weicheren Platte angeordnet und somit bekam der stärkere Schraubenschaft zusätzliche Biegung ab. Die hydraulische Presse hatte eine maximale Kraft von 640 kN. Der Versuchsstand ist beispielhaft in Bild 5-39 abgebildet.



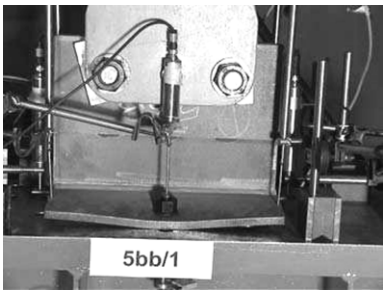


Bild 5-39: Versuchsstand der T-Stummelversuche in Trento [31]

Zur Erfassung der wichtigsten Verformungen am T-Stummel wurden Wegnehmer auf und neben dem T-Stummel-Blech sowie auf den Schrauben platziert. Das Messprogramm war für alle Versuche analog und ist in Bild 5-40 veranschaulicht.

Kurz vor dem erwarteten Versagen (Schraubenversagen) wurde auch hier, wie bei den Stahl- und Verbundknotenversuchen, die Messaparatur entfernt, um eine Beschädigung zu vermeiden. Damit stehen auch hier nicht alle Messgrößen bis zum Zeitpunkt des Schraubenbruches zur Verfügung.

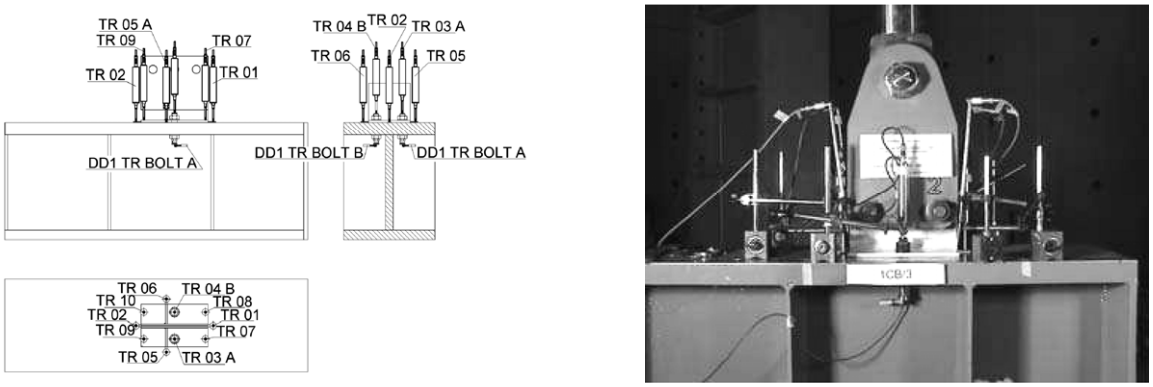


Bild 5-40: Anordnung der Messpunkte für die T-Stummelversuche in Trento [31]

5.4.5 *Versuchsergebnisse*

5.4.5.1 Allgemeines

Da die Erlangung großer Rotationskapazitäten am Knoten durch eine hohe Verformungskapazität der Zugzone des Knotens, also des T-Stummels erreicht werden soll, spielt das Trag- und Verformungsverhalten des T-Stummels die maßgebende Rolle für den Knoten. Das Hauptinteresse galt der Überprüfung der Berechnungsansätze der effektiven Längen und der Versagensmodi nach Kapitel 6.2.6.4 und 6.2.6.5 in DIN EN 1993-1-8 [8] und inwieweit diese auch bei großen Verformungen zutreffende Prognosen erlauben. Desweiteren interessierte, wie sich die theoretische und experimentelle Traglaststeigerung durch Berücksichtigung einer Steife unterscheiden.

In Tabelle 5-17 sind für ausgewählte und vergleichbare T-Stummelkonfigurationen die effektiven Längen l_{eff} und die rechnerischen Tragfähigkeiten mit gemessenem f_y nach Tabelle 5-16 der unterschiedlichen Modi nach DIN EN 1993-1-8 [8] aufgelistet.

Die unterschiedlichen Tragfähigkeiten für Modus 1 in Tabelle 5-17 beruhen auf den zwei in DIN EN 1993-1-8 [8] zur Verfügung stehenden Berechnungsmethoden, Methode 1 (M1) und Methode 2 (M2). Methode 2 berücksichtigt dabei auch die Schraubengröße bzw. den Durchmesser der Unterlegscheibe und kann damit noch zusätzlich Tragkapazitäten des Flansches mobilisieren.

Aus Tabelle 5-17 ist desweiteren zu erkennen, dass fast alle Versuche planmäßig auf Versagensmodus 1, also Versagen des Flansches, ausgelegt wurden. Vergleicht man die im Versuch erhaltenen tatsächlichen Versagensmodi in Tabelle 5-18 und Tabelle 5-19 ist entweder reines

Schraubenversagen oder Fließen der Flansche und anschließendes Schraubenversagen zu beobachten gewesen.

Tabelle 5-17: Effektive Längen und Tragfähigkeiten nach DIN EN 1993-1-8

Versuch-Nr.	Steife	$l_{eff,1}$ [mm]	$l_{eff,2}$ [mm]	$F_{T,1}$ (M1) [kN]	$F_{T,1}$ (M2) [kN]	$F_{T,2}$ [kN]	$F_{T,3}$ [kN]
1BB	nein	277,13	213,92	127,9	159,3	223,5	458,0
2BA	ja	277,13	253,61	151,6	188,9	230,5	458,0
2BB	ja	277,13	218,32	130,5	162,6	224,3	458,0
2BC	ja	277,13	213,91	127,9	159,3	223,5	458,0
1CB	nein	219,91	177,50	161,1	208,3	254,8	458,0
2CA	ja	219,91	204,75	185,8	240,3	261,4	458,0
2CB	ja	219,91	182,00	165,2	213,6	255,9	458,0
2CC	ja	219,91	176,75	160,4	207,5	254,6	458,0
5BAA	nein	246,57	219,47	203,8	246,1	358,5	560,0
6BAA	ja	246,57	247,23	228,9	276,5	364,1	560,0
5BAB	nein	246,57	219,47	304,8	368,2	380,8	560,0
6BAB	ja	246,57	247,23	342,5	413,6	389,0	560,0
5CB	nein	300,96	285,35	851,8	980,7	507,7	560,0
6CB	j	300,96	301,77	898,4	1034,4	517,3	560,0
5CA	nein	143,88	216,60	898,4	1167,4	611,6	560,0
6CA	ja	143,88	194,65	898,4	1167,4	581,2	560,0

Für die planmäßig im Modus 1 und Modus 2 ausgelegten T-Stummel liegen die im Versuch erzielten Tragfähigkeiten deutlich über den theoretischen Werten. Dagegen stimmten theoretische Tragfähigkeiten mit den Versuchstraglasten für Modus 3 oder Modus 2 sehr nahe an Modus 3 relativ gut überein.

Tabelle 5-18: Maximale Tragfähigkeiten der experimentellen T-Stummelversuche [31]

Versuch-Nr.	Typ	Bruchlast F_u [kN]	max. Verformung [mm]	Versagensmodus
1BA	unausgesteift	200,41	21	Stegversagen
1BB	unausgesteift	281,86	25,5	Schraubenversagen
2BA	ausgesteift	368,54	16	Schraubenversagen
2BB	ausgesteift	357,59	26	Schraubenversagen
2BC	ausgesteift	329,44	26	Schraubenversagen
1CA	unausgesteift	230,52	23,5	Schraubenversagen
1CB	unausgesteift	285,73	20	Schraubenversagen
2CA	ausgesteift	382,90	13,5	Schraubenversagen
2CB	ausgesteift	347,77	20	Schraubenversagen
2CC	ausgesteift	314,86	20,5	Schraubenversagen

Die Auswertung und Interpretation der Versuchsergebnisse findet in den folgenden Kapiteln 5.4.5.2 und 5.4.5.3 statt. Hier wird zum einen versucht, zu begründen, weshalb die Verfahren für Modus 1 und 2 doch recht konservative Tragfähigkeiten ergeben und welche Parameter sich positiv auf die Verformungskapazität des T-Stummels ausgewirkt haben.

Tabelle 5-19: Maximale Tragfähigkeiten der experimentellen T-Stummelversuche [31]

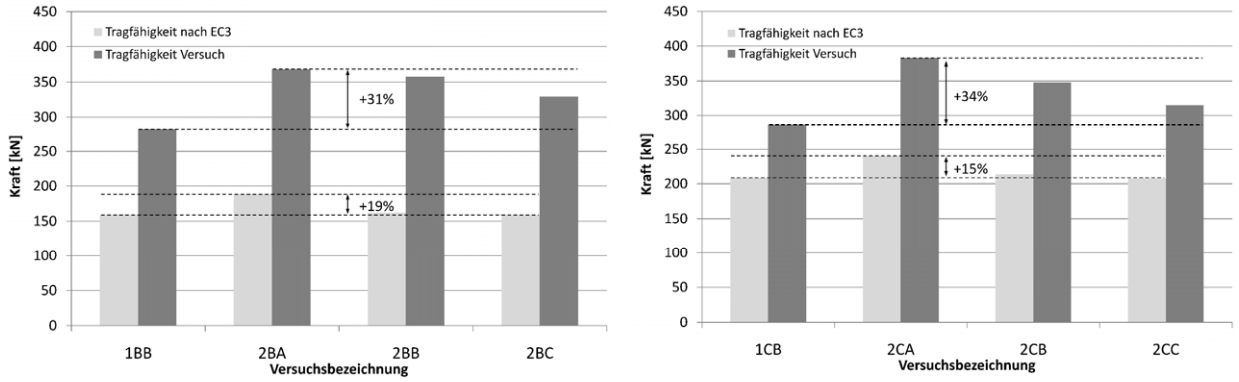
Versuch-Nr.	Typ	Bruchlast F_u [kN]	max. Verformung [mm]	Versagensmodus
5CA	unausgesteift	600,10		Schraubenversagen
6CA	ausgesteift	589,00		Schraubenversagen
5BAA	unausgesteift	327,36	22,5	Schraubenversagen
5BAB	unausgesteift	431,16	9	Schraubenversagen
5BAC	unausgesteift	576,16		Schraubenversagen
6BAA	ausgesteift	449,84	19	Schraubenversagen
6BAB	ausgesteift	592,08	7,5	Schraubenversagen
6BAC	ausgesteift	612,52		Schraubenversagen
5CB	unausgesteift	563,36		Schraubenversagen
6CB	ausgesteift	602,80		Schraubenversagen
5BB	unausgesteift	371,26	18	Schraubenversagen
6BB	ausgesteift	460,72	14,5	Schraubenversagen
5CC	unausgesteift	507,47		Schraubenversagen
6CC	ausgesteift	567,12		Schraubenversagen
5BC	unausgesteift	339,39	26	Schraubenversagen
6BC	ausgesteift	453,12	22	Schraubenversagen

5.4.5.2 Einflüsse auf das Tragverhalten

Vergleicht man in Tabelle 5-17 die Versuchskörper 1BB mit 2BC oder 1CB mit 2CC so fällt auf, dass der theoretische Ansatz nach DIN EN 1993-1-8 [8] die Verwendung einer Steife mit einem entsprechendem Abstand zur Schraube (siehe Tabelle 5-14) nicht mehr laststeigernd berücksichtigt, in einigen Fällen sogar geringere Tragfähigkeiten als für den nicht ausgesteiften T-Stummel berechnet werden. Dass eine Steife auch bei entsprechend großem Abstand zur Schraubenachse noch einen positiven Einfluss auf die Tragfähigkeit im Modus 1 oder 2 aufweist, belegen die Versuchsergebnisse in Tabelle 5-18 und Tabelle 5-19. Die T-Stummelversuche zeigen auch für Konfigurationen mit einer sehr schraubennahen Steifenanordnung, dass die berechneten Tragfähigkeiten für Modus 1 und Modus 2 den tatsächlichen Einfluss der Steife eher unterschätzen, wie Bild 5-41 aufzeigt.

Je nach vorliegenden geometrischen Verhältnissen des T-Stummels lässt sich mit dem Berechnungsansatz in DIN EN 1993-1-8 [8] die Tragfähigkeit der Komponente „Stirnplatte auf Biegung“ oder „Stützenflansch auf Biegung“ durch das Hinzufügen einer Steife nicht mehr positiv beeinflussen, wie auch Bild 5-42a dokumentiert.

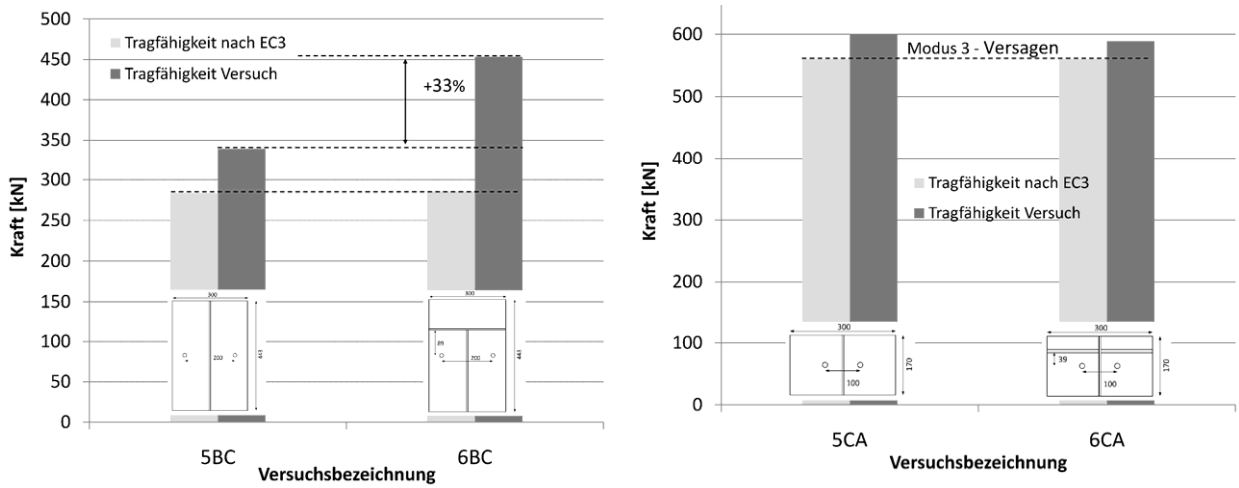
Würde man für die Konfiguration der T-Stummel 5CA und 6CA (Bild 5-42b) einen größeren Schraubendurchmesser wählen ergebe sich der Modus 2 als maßgebend und hier hätte der nicht ausgesteifte T-Stummel 5CA ein höhere Tragfähigkeit als der ausgesteifte T-Stummel 6CA, siehe Tabelle 5-17.



a) $F_{T,EC3}$ und $F_{T,Test}$ für die Stirnplattengeometrie b) $F_{T,EC3}$ und $F_{T,Test}$ für die Stützenflanschgeometrie

Bild 5-41: Vergleich der Tragfähigkeiten zwischen Modell nach EC3 und Versuch

Diese Unterschiede von theoretischem Modell und tatsächlichem Tragverhalten sind besonders auffällig für die Auslegung der T-Stummel im Modus 1 und Modus 2. Doch gerade der Modus 2 an der Grenze zu Modus 1 ermöglicht sehr große Verformungskapazitäten, die wiederum Voraussetzung zur Umlagerung von Schnittgrößen im Knoten sind.



a) $F_{T,EC3}$ und $F_{T,Test}$ für die Stirnplattengeometrie b) $F_{T,EC3}$ und $F_{T,Test}$ für die Stützenflanschgeometrie

Bild 5-42: Unterschiede theoretisches Modell und Versuchsergebnisse für Modus 2 und Modus 3

Die Unterschiede lassen sich wie folgt erklären:

- Das im Eurocode verankerte Modell nach [33] dient der Vereinfachung des plattenartigen Tragverhaltens des T-Stummels und der Idealisierung des T-Stummel-Modells als Stabwerk, siehe auch [85].
- Verfestigungseffekte und durch große Verformung zusätzlich hervorgerufene Membrantrageffekte im Flansch berücksichtigt das Eurocode Modell nicht.

- Das hochgradig nichtlineare Verhalten für dünne Flansche ist sehr komplex und lässt sich für einen praxistauglichen Gebrauch kaum genau genug erfassen

Hinsichtlich des Tragverhaltens haben die Versuche gezeigt, dass bei einer T-Stummel-Konfiguration mit „überdimensionierter“ Schraube im Vergleich zum Flansch die theoretischen Berechnungsansätze die tatsächlichen Tragfähigkeit deutlich unterschätzen. Im Umkehrschluss bedeutet dies, dass die T-Stummelkonfiguration mit einem „weichen“ Flansch erhebliche Tragreserven bereithalten, die unter dem Aspekt der Robustheit sehr wichtig für lokale und globale Umlagerungseffekte zur Aktivierung alternativer Lastpfade sein können.

Schaut man sich die geometrischen Verhältnisse aus Tabelle 5-14 und Tabelle 5-15 genauer an, wird man feststellen, dass für Konfigurationen des T-Stummels, die gemeinhin als „gut abgestimmt“ oder „wohl dimensioniert“ gelten mögen, also ein Verhältnis t_f/d_B, das nicht viel kleiner als eins ist und/oder eine Schraubenanordnung in Stegnähe aufweisen, die Tragfähigkeiten nach DIN EN 1993-1-8 [8] geringere Abweichungen zu den Versuchergebnissen aufweisen. Dies mag dadurch begründet sein, dass in der Grundlagenarbeit von Zoetemeijer [92] alle Versuche zur Absicherung des Modells einen recht einheitlichen und eher kleinen Schraubenabstand zum Steg aufwiesen und damit der Einfluss der Schraubenanordnung für große Abstände eventuell nur unzureichend vom Modell erfasst wird, bzw. weit auf der sicheren Seite liegt.

Anhand Bild 5-43 lässt sich dieser Aspekt genauer erläutern. Die Modifikation des T-Stummels durch diagonales Verschieben der Schrauben nach außen, zur Steigerung der Verformungskapazität, führt durch das theoretische Modell zu einer Reduktion an Tragfähigkeit. Vergleicht man die Stirnplatten-T-Stummel 6BAB-6BB-6BC untereinander, gehen die Tendenzen auch im Versuch in die gleiche Richtung. Wird nun aber auch der nicht ausgesteifte T-Stummel 5BAB mitbetrachtet, ist im Versuch, im Vergleich mit 6BC, immer noch eine leichte Tragfähigkeitssteigerung möglich. Demgegenüber weist das rechnerische Modell hier eine Reduktion der Tragfähigkeit von über 20% aus.

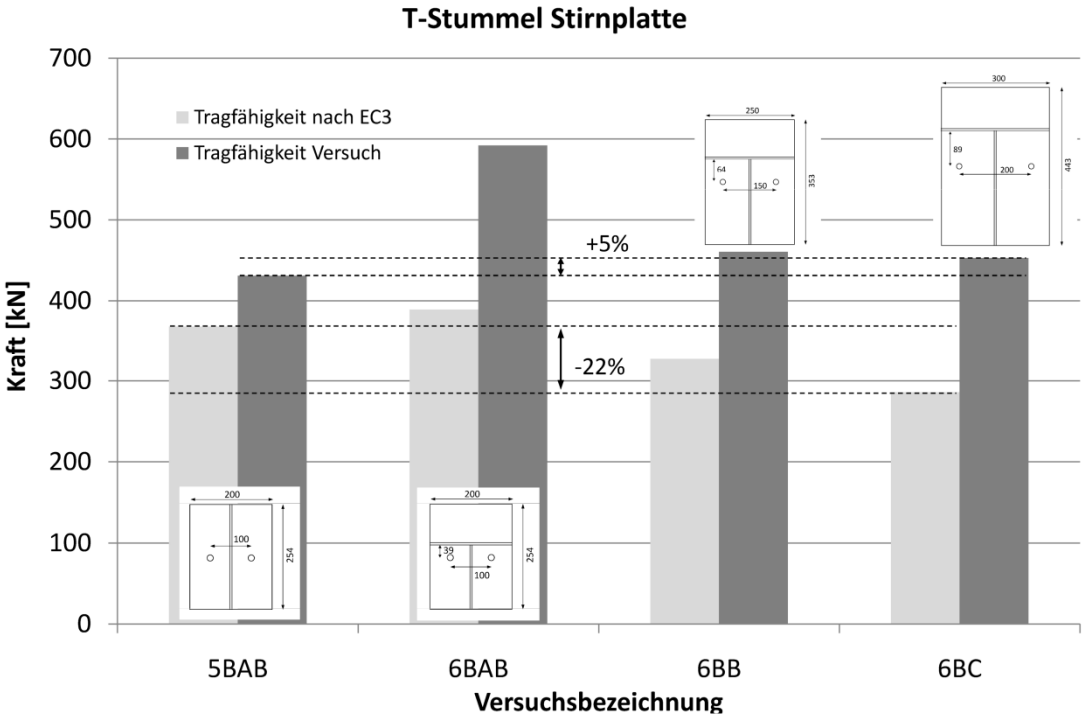


Bild 5-43: Unterschiede zwischen Modell nach EC3 und Versuchen für die Schraubenposition

Modell und Wirklichkeit klaffen für diese eher unüblich dimensionierten T-Stummel also auseinander. Die sehr komplexe Situation am Flansch, hinsichtlich der Fließlinien sowie der Biege- und Membranspannungsverteilung kann auch kaum in einem allgemeingültigen und in der Praxis handhabbaren Modell fassbar sein und eine gewisse Unschärfte des Modells ist unabdingbar. Allerdings ist das bestehende Modell in der Hinsicht zu hinterfragen, dass das Hinzufügen einer Steife einem Verlust an Tragfähigkeit mitsichbringt.

5.4.5.3 Einflüsse auf das Verformungsverhalten

Da im Rahmen des RFCS-Forschungsvorhabens Robustness [62] das Hauptaugenmerk auf hochduktilen Knoten lag, war das Ziel der T-Stummelversuche, eine größtmögliche Verformungskapazität der „Zugzone“ des Knotens zur erreichen. Die Verformungsfähigkeit sollte dabei über folgende Parameter beeinflusst werden:

- Verhältnis Flanschdicke zu Schraubendurchmesser (Verhältnis t_f/d_B)
- Abstand Schraube zum Steg (m)
- Abstand Schraube zur Steife (m_2)

Wie schon in Kapitel 5.2.7.2 eingehend erläutert, hat die Steife und ihre Position nicht nur einen erheblichen Einfluss auf die Tragfähigkeit, sondern beeinflusst auch signifikant das Verformungsverhalten des T-Stummels. Wie in Bild 5-44 veranschaulicht, bewirkt die sehr nah an der

Schraube angeordnete Steife mit dem geringen Abstand $d_1 = 1{,}4d_B$ (= 28mm) einen deutlich höheren elastischen Ast der Verformungskurve von Versuch 2BA. Nach dem Beginn des Plastizierens verfestigt sich das Flanschmaterial und die Traglast kann bei zunehmender Verformung weiter gesteigert werden bis die maximale Tragfähigkeit der Schraube unter kombinierter Biege- Zug- und Scherbeanspruchung erreicht ist. Mit Vergrößerung des Abstandes zwischen Steife und Schraube reduziert sich der elastische Bereich erheblich wie für Versuch 2BB ($d_2 = 2{,}8d_B$) und 2BC ($d_3 = 4{,}2d_B$) erkennbar ist.

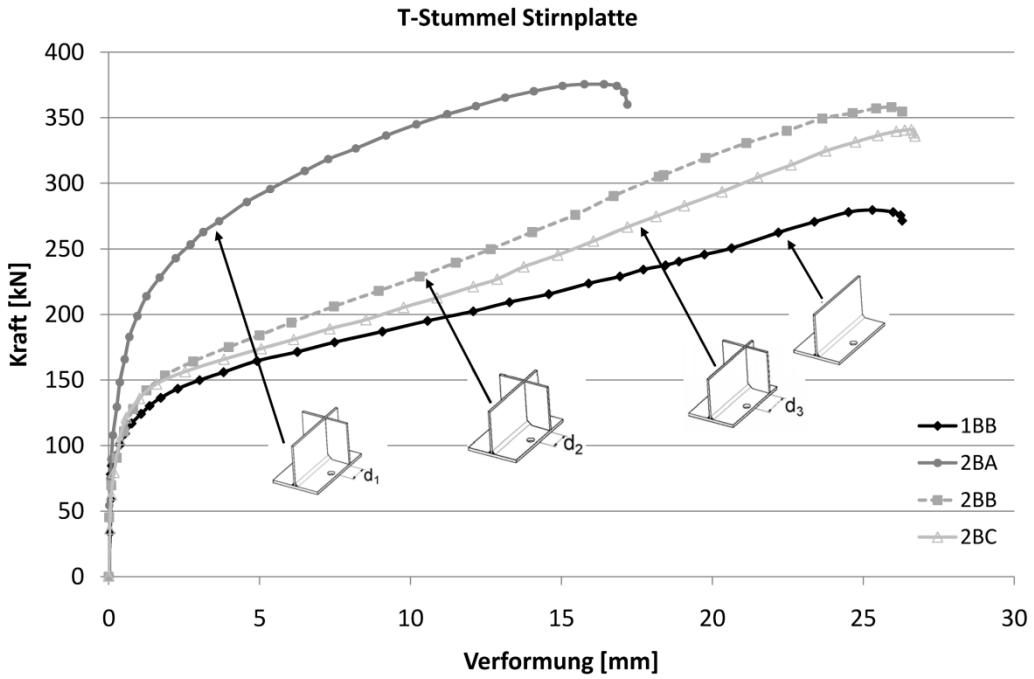


Bild 5-44: Einfluss der Anordnung der Steife auf das Verformungsverhalten [31]

Dafür ist für diese Kurven eine Zunahme der Steifigkeit im letzten Drittel zu beobachten. Dieses Verhalten ist auf die zusätzliche Aktivierung des Membraneffektes im Flansch zu diesem Zeitpunkt zurückzuführen. Durch den größeren Abstand der Steife ist zwar immer noch ein zweidimensionales plattenartiges Tragverhalten des Flansches vorhanden, die Einspannwirkung ist aber deutlicher weicher und ermöglicht einen Zugewinn an Verformung. Vergleicht man den unausgesteiften Referenzversuch 1BB mit dem Versuch 2BC, erzielt der ausgesteifte T-Stummel die gleiche Verformungskapazität und liegt dabei noch auf etwas höherem Traglastniveau. Diese Erkenntnis ist für die duktile Ausbildung der Stirnplatte von Bedeutung, da sich somit durch ein „Tiefersetzen“ der Schrauben eine erhebliche Steigerung der Verformungskapazität der Komponente „Stirnplatte auf Biegung“ realisieren lässt. Speziell bei Verbundknoten, wo über ausreichend Duktilität des Stahlknotens eine vollständige Aktivierung der Bewehrung auf Zug sicherzustellen ist, stellt die Vergrößerung des Parameters m_x ein geeignetes Mittel dar. Begünstigend

kommt hier noch hinzu, dass durch das Vorhandensein der Bewehrung die Höhe des elastischen Bereiches, also auch M_{pl}, nicht so stark reduziert wird.

Die Vergrößerung des „horizontalen“ Abstandes m zwischen Schraube und Steg hat auch einen sehr positiven Einfluss auf die Verformungskapazität des T-Stummels. Dabei zeichnet sich vom Grundprinzip ein ähnliches Bild in der Last-Verformungskurve ab wie für die Vergrößerung des Steifenabstandes aus Bild 5-44. Durch die Vergrößerung des Abstandes m nimmt der elastische Bereich ab, die Ausbildung der Fließgelenke findet deutlich früher statt und durch die Vergrößerung der „freien Spannweite“ zwischen beiden Schraubenachsen kann der T-Stummel deutlich mehr Verformung aufnehmen, wie beispielhaft aufgezeigt in Bild 5-45. Vergleicht man die Verformung zwischen Versuch 5BAB und 5BC, ist eine Zunahme um den Faktor 2,75 zu beobachten bei einer Reduktion des Traglastniveaus auf 75% von 5BAB. Mit der Vergrößerung des Abstandes m lässt sich demnach die Verformungsfähigkeit erheblich verbessern und gleichzeitig bewegen sich die Verluste der Tragfähigkeit in einem moderaten Rahmen

Für ausgesteifte T-Stummel kann die Verformungsfähigkeit noch zusätzlich gesteigert werden, indem die Vergrößerungen des „vertikalen“ Abstandes m_2 und des „horizontalen“ Abstandes m überlagert werden. Dies wird in den numerischen Untersuchungen in Kapitel 6 noch detailliert analysiert und ausgewertet.

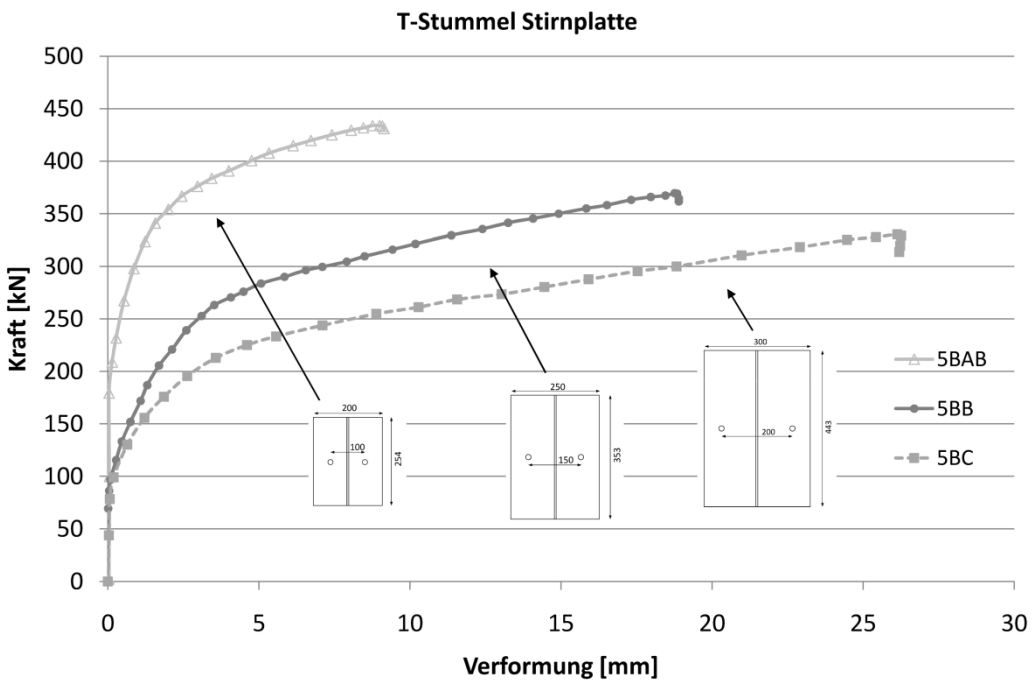


Bild 5-45: Einfluss des Abstandes zwischen Schraube und Steg auf das Verformungsverhalten [31]

Der dritte wichtige Parameter, der innerhalb der T-Stummelversuche untersucht wurde, ist das Verhältnis Flanschdicke zu Schraubendurchmesser t_f/d_B. Je kleiner dieses Verhältnis ausfällt,

desto verformungsfreudiger stellt sich das T-Stummelverhalten dar. Hierzu ist in Bild 5-46 sowohl für einen nicht ausgesteiften als auch für einen ausgesteiften T-Stummel die Last-Verformungskurve mit zwei unterschiedlichen Flanschdicken abgebildet. Für die Flanschdicke t_f=12mm ergibt sich ein Verhältnis t_f/d_B = 0,6 und für die Flanschdicke t_f = 8mm ein Verhältnis t_f/d_B = 0,4. Beide Verhältnisse stehen für eine sehr große Schlankheit des Flansches, im Vergleich zu üblichen in der Praxis verwendeten Verhältnissen von t_f/d_B > 1,0. Der schon recht dünne Flansch t_f = 12mm hat im Vergleich zur Flanschdicke t_f = 8mm trotzdem nur eine beschränkte Verformungsfähigkeit. Dies trifft für den ausgesteiften, wie für den nicht ausgesteiften T-Stummel gleichermaßen zu.

Anzumerken ist, dass das Verhältnis t_f/d_B alleine noch nicht aussagekräftig für die Duktilität des T-Stummels ist. Neben diesem geometrischen Verhältnis ist auch das Festigkeitsverhältnis f_y/f_{uB} von entscheidender Bedeutung. Anhand der umfangreicheren auswertetechnischen Möglichkeiten der FEM wird dieses Thema in Kapitel 6 noch genauer untersucht.

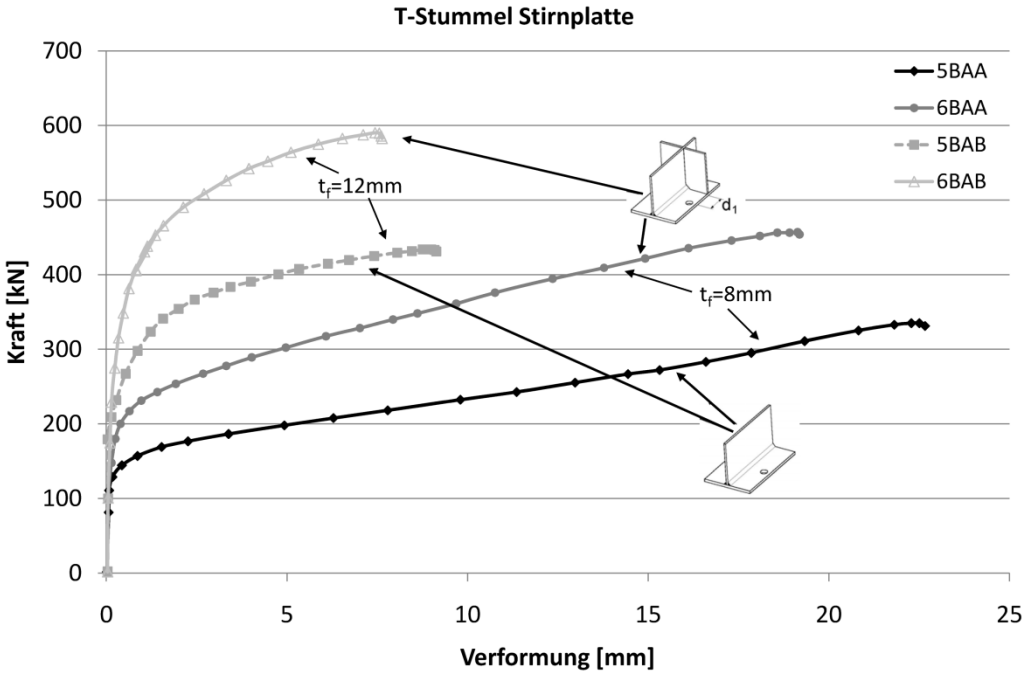


Bild 5-46: Einfluss des Verhältnis t_f/d_B auf das Verformungsverhalten des T-Stummels [31]

Die hier untersuchten Parameter, Verhältnis Flanschdicke zu Schraubendurchmesser und die Schraubenanordnung, sind ein sehr effizientes Werkzeug zur Verbesserung des Verformungsvermögens des T-Stummels und damit des Knotens. Von großem Vorteil ist, dass die Tragfähigkeitseinbußen durch die Duktilitätssteigerung sich auf akzeptablem Niveau bewegen und dass die praktische Umsetzung dieser Parameter so gut wie keine Mehrkosten verursacht und die Montagefreundlichkeit des Anschlusses erhalten bleibt.

5.4.6 *Zusammenfassung*

Anhand der Auswertung der T-Stummel Versuche aus Trento konnten sehr interessante Erkenntnisse in Bezug auf die mit der Komponentenmethode nach DIN EN 1993-1-8 [8] zur Verfügung stehenden Möglichkeiten oder eben auch die vorhandenen Unzulänglichkeiten aufgezeigt werden.

Für T-Stummel Geometrien mit Verhältnissen t_f/d_B deutlich kleiner als eins und/oder einer Schraubenanordnung mit großem Abstand zum Steg (m) und zur Steife (m_2) liefert das Berechnungsmodell nach Tabelle 6.2 in DIN EN 1993-1-8 [8] relativ konservative Tragfähigkeiten.

Für dünne Bleche beruht diese Abweichung vor allem auf sich zusätzlich einstellenden Trageffekten, wie dem Membrantrageffekt, der mit dem Modell basierend auf Fließlinien nicht erfasst werden kann, da hier nur reine Biegetragwirkung berücksichtigt wird.

Für Schraubenpositionen weit entfernt von Steg und Steife liefert das Modell nach DIN EN 1993-1-8 [8] relativ konservative Tragfähigkeiten. Solch eine Schraubenanordnung wird von diesem Modell nur unzureichend erfasst, da in der Grundlagenarbeit von Zoetemeijer [92] alle Versuche zur Absicherung des Modells einen recht einheitlichen Schraubenabstand zum Steg aufwiesen und damit der Einfluss der Schraubenanordnung für große Abstände nicht oder nicht korrekt implementiert ist.

Für die Bestimmungen der Bruchtragfähigkeiten im Versagensmodus 2 (nahe Modus 1) liefern die Ansätze der Komponentenmethode unbefriedigende Ergebnisse, da hier das volle Potenzial, das die teiltragfähigen Knoten besitzen, gar nicht ausgeschöpft werden kann.

Um für teiltragfähige Knoten mit gezielter Anordnung des Fließgelenkes im Knoten und unter dem Aspekt der Robustheit alle Reserven gezielt nutzen zu können, muss ein neues Verfahren entwickelt werden, das über die bisherigen Ansätze hinausgeht. Hierzu mehr in Kapitel 7.

6 Numerische Untersuchungen an Stahlknoten

6.1 Allgemeines

Der Zugbereich des geschraubten Stahlknotens wird sowohl auf der Seite der Stirnplatte als auch auf der Seite des Stützenflansches als T-Stummel idealisiert. Die Tragfähigkeit des T-Stummelflansches wird nach dem Komponentenmodell in DIN EN 1993-1-8 [8] rein über dessen Biegetragfähigkeit bestimmt. Die maximal mögliche Biegetragfähigkeit wird über die Streckgrenze bestimmt. Für Ebenbleiben des Flansches oder sehr kleine Verformungen trifft diese Annahme auch zu, allerdings ist dann nicht die Biegetragfähigkeit des Flansches maßgebend für das T-Stummel-Versagen, sondern die Schraubentragfähigkeit. Sobald der Flansch dünner wird und damit für das Versagen maßgebend, beginnt der Flansch lokal zu plastizieren und es treten auch größere Verformung des T-Stummels auf. Dies hat zwei Effekte zur Folge: zum einen setzt nach dem Plastizieren der Verfestigungsbereich im Flanschmaterial ein und steigert damit die Tragfähigkeit, zum anderen wird mit zunehmender Verformung des Flansches ein zusätzlicher Trageffekt, der sogenannte Membrantrageffekt aktiviert. Hierdurch lässt sich die Flanschtragfähigkeit im Vergleich zur reinen Biegetragfähigkeit weiter steigern. Diese hochgradig nichtlinearen Effekte werden durch verschiedene Randbedingungen am T-Stummel beeinflusst und fallen somit je nach vorliegenden Randbedingungen unterschiedlich stark aus. Mit Hilfe der geometrisch und materiell nichtlinearen numerischen Simulationen lässt sich das Trag-und Verformungsverhalten des T-Stummels realistisch abbilden und damit kann auch der gesamte Stahlknoten unter großen Verformungen mit der Methode der finiten Elemente (FEM) relativ gut nachgebildet werden.

Mit Hilfe eines parametrisiert aufbereiteten FE-Modells lassen sich die auf das Trag- und Verformungsverhalten maßgebenden Parameter bestimmen und zudem deren Einfluss qualitativ und quantitativ bewerten. Vorteil der numerischen Ergebnisse ist, dass alle geometrischen und materiellen Größen ohne „unvorhersehbare“ Abweichungen vorliegen, also keine ungewollte Unschärfe wie die experimentellen Ergebnisse aufweisen. Damit unterliegt der Vergleich zwischen prognostiziertem Ergebnis eines mathematischen Modells und dem FE-Ergebnis teilweise deutlich geringeren Streuungen, i.d.R nur der Modellunschärfe. Mit den heutigen Möglichkeiten des „Postprocessing“ bei Anwendung professioneller Struktur-mechanischer Simulationsprogramme wie der verwendeten Software ANSYS [30], lassen sich zudem lokale Trag- und Verformungseffekte aus hochgradig nichtlinearem Tragverhalten erfassen und visualisieren.

6.2 Verifizierung des FE-Modells

6.2.1 *Allgemeines*

Um das FE-Modell zu verifizieren, wurden die experimentellen Versuche nachgerechnet und Versuchs- und FE-Kurven qualitativ verglichen. Bei dem durchgeführten Vergleich zwischen Versuchsergebnis und FE-Ergebnis ist nicht allein der Vergleich der Traglasten entscheidend, sondern auch inwieweit der Kurvenverlauf, d.h. die maximale Rotation sowie das Versagensmuster zusammenpassten. Die Stahlknoten der beiden Versuchsserien in Kapitel 5.2 versagen prinzipiell immer in der Zugzone. Dabei wurde Schraubenversagen oder Versagen des Stirnbleches (Durchstanzen) beobachtet. Im FE-Modell macht sich Schraubenversagen durch ein Einschnüren der Schraube bemerkbar und das Durchstanzversagen durch sehr große Elementverzerrung, die zu Konvergenzproblemen und letztendlich zum Abbruch führen. Dabei sei hier angemerkt, dass das FE-Modell bei den auftretenden Elementverzerrungen bei Durchstanzversagen zu einer größeren Wiederverfestigung und damit zu einem zu steifen Verhalten neigt. Desweiteren muss bei der Beurteilung berücksichtigt werden, dass auch bei den Versuchen gewisse Unregelmäßigkeiten vorlagen oder vorgelegen haben könnten. Das heißt, bedingt durch Störeinflüssen oder Vorschädigungen, kann eine Schraube gar nicht 100% Soll-Tragkraft erreichen oder im Versuchsablauf kommt es durch Bedienfehler zu Abweichungen in der Soll-Belastungsgeschwindigkeit und damit zu einer verfälschten Versuchskurve. Eine ausführliche Dokumentation der numerischen Berechnungen, inklusive aller Informationen zu Modell, Randbedingungen und Berechnungseinstellungen sind im internen Forschungsbericht [75] zu finden.

6.2.2 *Nachrechnung der Serie „S“*

Die Kurven der Nachrechnung aller sechs Versuche sind in Bild 6-1 dargestellt. Die maximalen Abweichungen liegen in einer Größenordnung von 10%. Für die Versuche S1 und S2 sind die zugehörigen FE-Kurven im elastischen Bereich und bis zu Erreichen von M_{pl} etwas zu steif, anschließend passen die Kurven ganz gut, allerdings wird die Traglast des Versuchs nicht ganz erreicht. Die Rotationkapazität beider Versuche stimmt recht gut mit den Versuchswerten überein. Bei der Nachrechnung von Versuch S3 wird der Beginn des Plastizierens noch recht gut getroffen, da sich dann ein Durchstanzversagen entwickelt, überschätzt die FE-Kurve am Ende den Versuch. Begründung hierfür ist, dass für Elementformulierungen, bei denen parasitäre Schubspannungen nicht eliminiert werden können, die Lösung eines Problems bei schlanken Elementen schnell durch die parasitäre Schubverzerrungsenergie dominiert wird [78]. Ebenso dominieren für nahezu inkompressible Materialeigenschaften parasitäre Normalspannungen das

Elementverhalten. Die Steifigkeit wird dann jeweils deutlich überschätzt, wie die Diplomarbeit von Schrammel [78] zeigt.

Die FE-Kurve für Versuch S4 passt sehr gut. Bei Versuch S5 hat der Kurvenverlauf des FE-Models ebenfalls eine hohe Übereinstimmung, auch die Traglast wird gut getroffen, allerdings wird die Rotationskapazität etwas überschätzt. Das liegt an dem im FE-Modell etwas gutmütigeren Einschnürprozess“ der Schraube im Vergleich zum Versuch. Bei der Nachrechnung von Versuch S6 wurde die Rotationskapazität relativ gut getroffen, allerdings fällt die Traglast gut 10% zu gering aus. Insgesamt gilt für das FE-Modell der Versuchsserie „S“, dass für die Stahlknoten mit Schraubenversagen die Rotationskapazität relativ gut abgebildet werden konnte und die Tragfähigkeit insgesamt gut, teilweise leicht unterschätzt wiedergegeben wird.

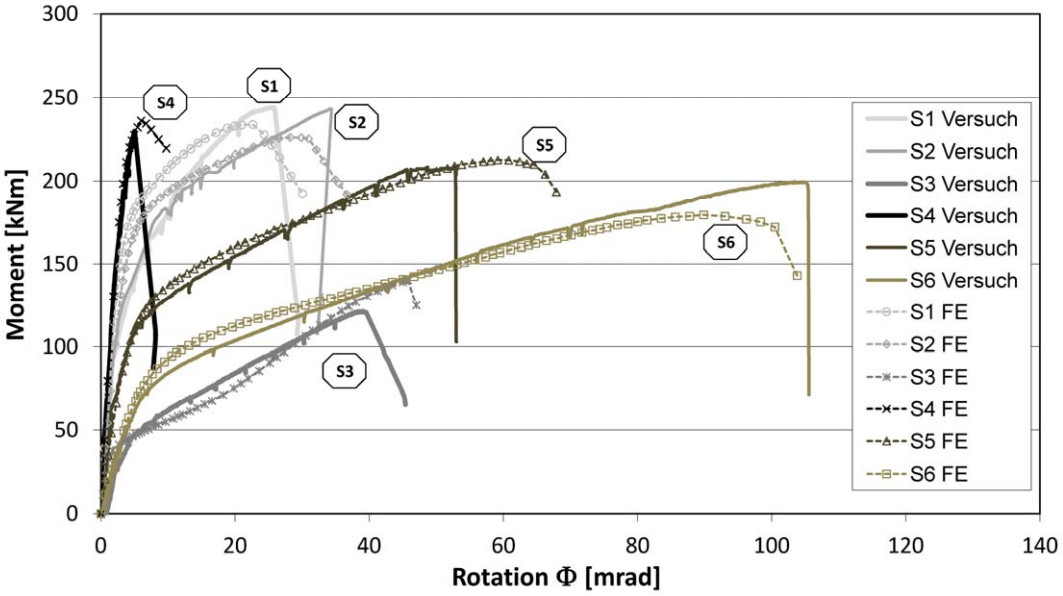


Bild 6-1: Vergleich Momenten-Rotationscharakteristik zwischen Versuch und FE der Serie „S“

6.2.3 *Nachrechnung der Serie „Z“*

Die Ergebnisse der numerischen Simulation für die Versuche Z2-Z6 sind in Bild 6-2 gegeben. Der Versuch Z4, gekennzeichnet durch einen Durchstanzmechanismus, wird analog Versuch S3 zu steif abgebildet. Die Erläuterung hierzu erfolgte in Kapitel 6.1. Die FE-Kurve von Z2 hat eine gute Übereinstimmung, auch für die Traglast und Rotationskapazität. Die FE-Kurve Z3 ist anfangs etwas zu steif, passt dann im Verfestigungsbereich relativ und über die Versagenslast und die Rotationskapazität kann keine Aussage getroffen werden, da der Versuch bei Erreichen des maximalen Maschinenweges abgebrochen wurde.

Das FE-Modell von Z5 verhält sich nach Beginn des Plastizierens zu weich im Vergleich zum Versuch. Mögliche Ursache hierfür könnten die Materialkennwerte der Stirnplatte von Z5 sein. Das vom Lieferanten mitgelieferte Blech für die Zugproben ist nicht zweifelsfrei derselben Charge wie den Stirnplatten selbst zuzuordnen gewesen. Nachträgliche Proben konnten nicht mehr durchgeführt werden.

Bei Versuch Z6 passt der Kurvenverlauf qualitativ relativ gut, allerdings wird hier trotz Schraubenversagen als Versagensmechanismus die Tragfähigkeit und die Rotationskapazität überschätzt. Bei Kontrollrechnungen der Schraubenausnutzung zum Versagenszeitpunkt im Versuch liegt die Ausnutzung bei unter 80% der maximal möglichen Schraubenzugkraft. Insofern ist davon auszugehen, dass im Versuch durch eventuell fehlerhafte oder vorgeschädigte Gewindegänge ein vorzeitiges Gewindeabstreifen eingetreten ist. Das Ergebnis der FE-Kurve Z6 dürfte damit die Momententragfähigkeit und Rotationskapazität für „fehlerfreie“ Zugschrauben widerspiegeln. Eine Beurteilung zur Abweichung zwischen FE und Versuch macht somit an dieser Stelle keinen Sinn.

Für die Nachrechnung der Serie „Z“ zeigt das entwickelte FE-Modell des Stahlknoten ähnlich zufriedenstellende Ergebnisse wie bei Serie „S“. Auch hier wurden bei letzendlichem Schraubenversagen des Stahlknotens die Tragfähigkeiten eher leicht unterschätz und die Rotationskapazitäten etwas überschätzt, aber alles in einem akzeptablen Rahmen.

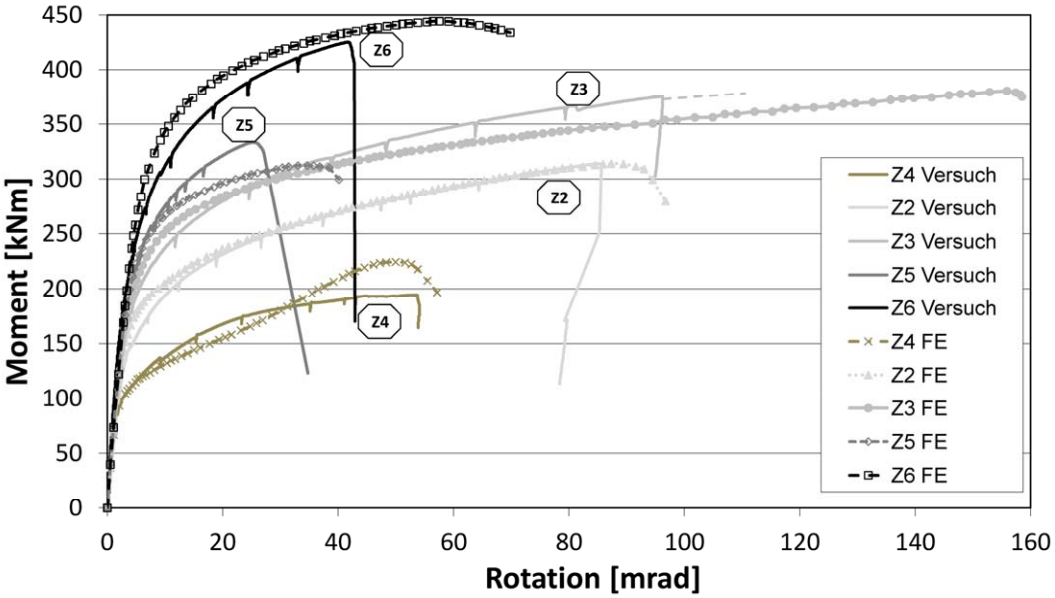


Bild 6-2: Vergleich Momenten-Rotationscharakteristik zwischen Versuch und FE der Serie „Z“

6.3 Untersuchung bündiger Stirnplatten

6.3.1 *Allgemeines*

Die Parameterstudie der bündigen Stirnplattenanschlüsse umfasst eine Anzahl von 164 Berechnungen. Im Anhang der Arbeit finden sich Tabellen, die eine Übersicht zu allen Knotenkonfiguartionen der bündigen Stirnplatten geben. Zudem sind alle FE-Berechnungsergebnisse in Diagrammen aufgeführt. Der Fokus der Untersuchung bündiger Stirnplatten lag auf Anschlussgeometrien mit Riegelprofil IPE500. Es wurden aber auch kleinere und größere Rigelprofile analysiert. Der Schwerpunkt der Untersuchungen lag auf der Stahlgüte S235 und S355, allerdings wurden auch Berechnungen mit S460 und S690 durchgeführt. Die Schrauben wurden fast immer in Güte HV 10.9 verwendet.

6.3.2 *Einfluss des t_{EP}/d_B-Verhältnisses auf das Trag- und Verformungsverhalten*

6.3.2.1 Allgemeines

Das Verhältnis von Stirnplattendicke zu Schraubendurchmesser entscheidet mit, ob für den Zugbereich des Anschlusses ein Schraubenversagen oder ein Versagen des Stirnbleches maßgebend wird. In den Untersuchungen für bündige Stirnplatten wurde die Bandbreite des Verhältnisses t_{EP}/d_B zwischen 0,5 und 1,0 gewählt. Für ein Verhältnis $t_{EP}/d_B \rightarrow 0{,}5$ tendiert das maßgebende Versagen zum Durchstanzen des Stirnbleches und die volle Schraubenkraft kann nicht mehr aktiviert werden.

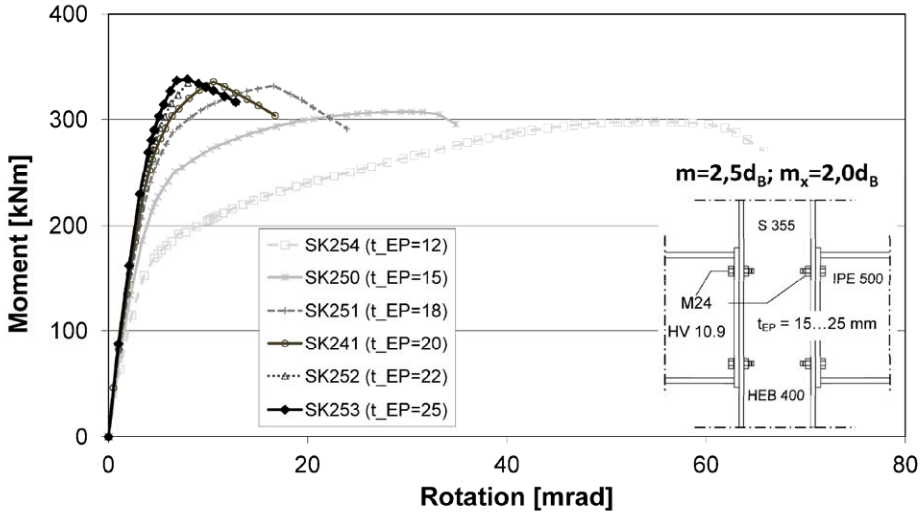


Bild 6-3: Anschlusscharakteristik der Serie SK250-254 & SK241, vgl. [Ahg. A]

Für ein Verhältnis $t_{EP}/d_B \rightarrow 1{,}0$ verhält sich die Stirnplatte sehr verformungsarm, teilweise elastisch, was wiederum ungünstig für das Vorhalten der Rotationskapazität ist. In Bild 6-3 ist der Einfluss des Verhältnisses t_{EP}/d_B exemplarisch aufgezeigt.

6.3.2.2 Einfluss auf das Tragverhalten

Um die aus dem Verhältnis t_{EP}/d_B resultierenden abmindernden Phänomene auf das Tragverhalten in Bild 6-3 zu analysieren und zu erklären, dient Bild 6-4. Hier ist die Zugkraft des aus dem Knoten isolierten T-Stummels im Vergleich zur Schraubenzugtragfähigkeit aufgetragen. Die Zugkraft des T-Stummels wurde aus dem im FE-Modell gemessenen Knotenmoment zurückgerechnet, die Schraubentragfähigkeit wurde ebenfalls im FE-Modell gemessen. Die maximale Schraubenzugtragfähigkeit für Durchmesser M24 bestimmt sich nach Gleichung (4.2) zu $F_T = 797$ kN. Für die Versuche SK251-253 wird die maximale Schraubenzugtragfähigkeit im Laufe der Versuchskurve auch erreicht, fällt dann aber, z.B. für SK251, bis zum tatsächlichen Schraubenversagen wieder ab.

Das resultiert aus zusätzlicher Schraubenbeanspruchung durch Biegung und Querkraft.

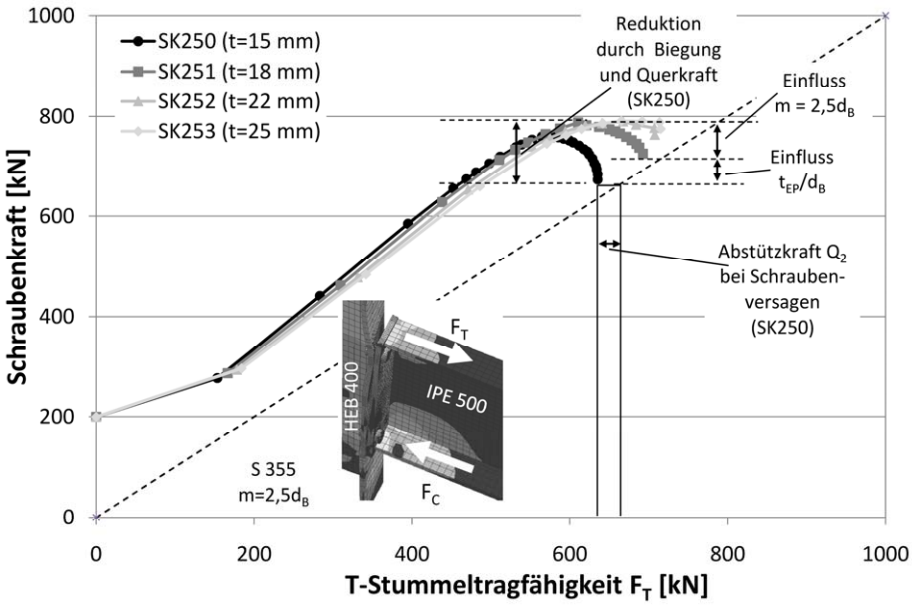


Bild 6-4: Tragfähigkeit der Zugzone des Knotens im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit [Ahg. C]

Die Interaktion der „Zugschraube“ mit Biegebeanspruchung, resultierend aus der Stirnplattenverformung und der damit bedingten Schraubenkopfverdrehung, führt zu einer reduzierten maximalen Zugtragfähigkeit. Bei größeren Verformungen der Stirnplatte und einer Aktivierung der Membranwirkung in der Stirnplatte, hängt sich die Stirnplatte in die Schraube und verursacht eine zusätzliche Querkraftbeanspruchung der Schraube, siehe Bild 3-7. Dies bedingt eine weitere Abminderung der aufnehmbaren Zugtragfähigkeit der Schraube.

Ein weiteres Phänomen sind Abstützkräfte, die dafür sorgen, dass die aufnehmbare Kraft des T-Stummels der Zugzone kleiner ist als die eigentliche Schraubenzugtragfähigkeit. Damit wird auch die maximal mögliche Momententragfähigkeit des Knotens reduziert. Mit maximal möglicher Tragfähigkeit ist die Grenzmomententragfähigkeit bei ungestörter Schraubenausnutzung auf Zug definiert.

In Bild 6-4 ist gut zu erkennen, dass sich das weichere Verhalten der dünneren Stirnplatten prinzipiell günstig auf die Größe der Abstützkräfte zum Zeitpunkt des Schraubenversagens auswirkt. Bei zunehmender Stirnplattendicke wird zwar der Effekt aus Biegung und Querkraft reduziert, dafür wird der Betrag der Abstützkräfte größer. Das Phänomen der Abstützkräfte bei bündigen Stirnplatten wird speziell bei ähnlichen Dicken von Stirnplatte und Stützenflansch beobachtet. Allerdings halten sich diese Effekte und ihre Auswirkung auf die Momententragfähigkeit des Knotens in überschaubaren Grenzen, wie Bild 6-5 und Bild 6-6 zeigen. Ein Verhältnis $t_{EP}/d_B > 0{,}70\ldots0{,}75$ hat kaum oder nur noch geringen Einfluss auf die Abminderung der Momententragfähigkeit des Knotens. So sind die Unterschiede der Tragfähigkeit bei SK251 bis SK253 kleiner 3%. Nur bei der Stahlgüte S235 ist auch für Verhältniswerte $0{,}75 < t_{EP}/d_B < 1{,}0$ noch ein reduzierender Effekt auf die „maximal“ mögliche Tragfähigkeit festzustellen, wie der Vergleich zwischen SK257 und SK258 in Bild 6-5 zeigt.

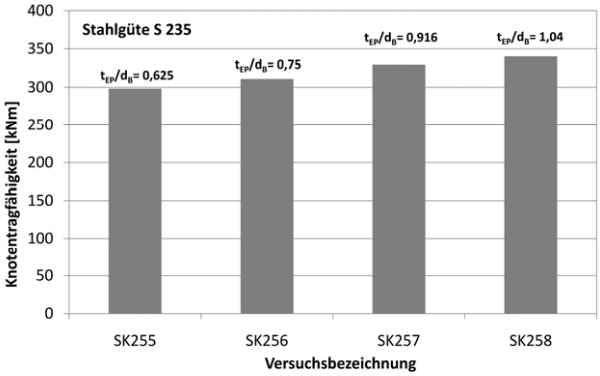


Bild 6-5: Einfluss des Verhältnisses t_{EP}/d_B auf die Momententragfähigkeit für S235

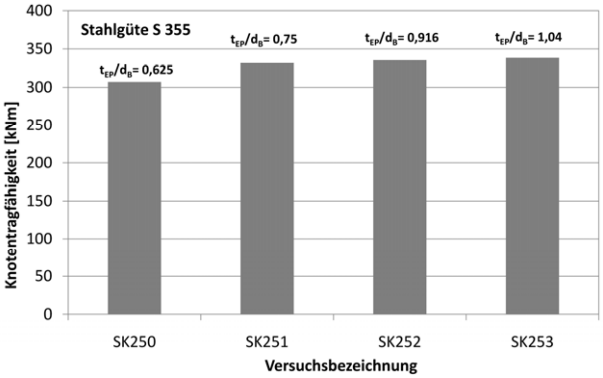


Bild 6-6: Einfluss des Verhältnisses t_{EP}/d_B auf die Momententragfähigkeit für S355

Anhand der Erkenntnisse aus den Diagrammen in Bild 6-5 und Bild 6-6 können die abmindernden Einflüsse aus dem Parameter t_{EP}/d_B in Kapitel 7.3.2 weiterverfolgt werden.

6.3.2.3 Einfluss auf das Verformungsverhalten

Wie in Bild 6-3 illustriert, kann über das Verhältnis t_{EP}/d_B das Verformungsverhalten des Knotens positiv beeinflusst werden. Dabei ist allerdings das Verhältnis t_{EP}/d_B an die Materialeigenschaften, also die Streckgrenze der Stirnplatte und die Zugfestigkeit der Schraube gekoppelt. Das

wird aus den Diagrammen in Bild 6-7 und Bild 6-8 offensichtlich und zeigt, dass die Stahlgüte den letztendlichen Einfluss des t_{EP}/d_B – Verhältnisses mitbestimmt. Generell führen kleinere t_{EP}/d_B - Verhältnisse zu größeren Rotationskapazitäten. Das ist für beide Stahlgüten erkennbar. Allerdings ist, wie schon in Kapitel 5.2 erläutert, für ein gegebenes Verhältnis f_y/f_{uB} ein bestimmtes Verhältnis t_{EP}/d_B zu unterschreiten, um ein Plastizieren der Stirnplatte und damit nennenswerte Steigerungen der Rotationskapazität zu erhalten.

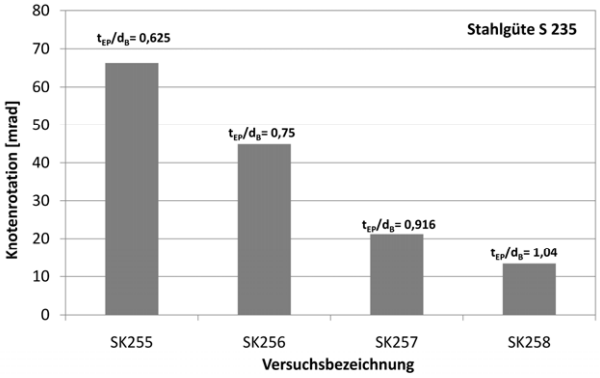


Bild 6-7: Einfluss des Verhältnisses t_{EP}/d_B auf die Knotenrotation für S235

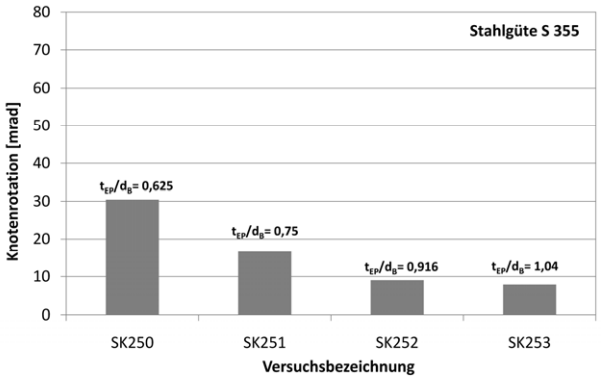


Bild 6-8: Einfluss des Verhältnisses t_{EP}/d_B auf die Knotenrotation für S355

In Bild 6-8 ist dies anhand der Werte für SK252 und SK253 gut zu erkennen. Der Schritt von SK253 (t_{EP}=25 mm) zu SK252 (t_{EP}=22 mm) bewirkt noch keine nennenswerte Zunahme der Rotationskapazität, da auch für die Stirnplatte mit t_{EP}=22 mm noch ein Ebenbleiben der Stirnplatte vorliegt. Erst bei weiterer Reduzierung der Blechdicke lässt sich eine deutliche Zunahme der Rotationskapazität erzielen, wie SK251 und SK250 veranschaulichen.

6.3.3 *Einfluss des horizontalen Schraubenabstandes m auf das Trag-und Verformungsverhalten*

6.3.3.1 Allgemeines

In der numerischen Parameterstudie wurde der horizontale Abstand m, zwischen Riegelsteg und Schraubenachse, als Vielfaches des Schraubendurchmessers d_B variiert. Als minimaler Abstand wurde dabei für $m = 1{,}5d_B$ festgelegt, dieser Abstand stellt sicher, dass noch ausreichend Platz für Werkzeug vorhanden ist, um die Schraube anzuziehen und vorzuspannen. Als maximaler Abstand wurde $m = 4{,}5d_B$ gewählt, größere m-Werte lassen sich in der Flanschbreite der gängigen Stützenprofile meist nur noch schwer unterbringen.

Die Zugkraft wird am Riegelsteg in das Stirnblech eingeleitet und über die Schrauben an die Stütze weitergegeben. Je größer der horizontale Abstand m der Schraube zum Riegelsteg ist,

desto größer ist die „Spannweite“ des T-Stummels der Zugzone und umso verformbarer präsentiert sich dieser. Mit der Variation des Schraubenabstandes m lässt sich somit die Rotationskapazität des Knotens relativ einfach beeinflussen, wie auch Bild 6-9 dokumentiert.

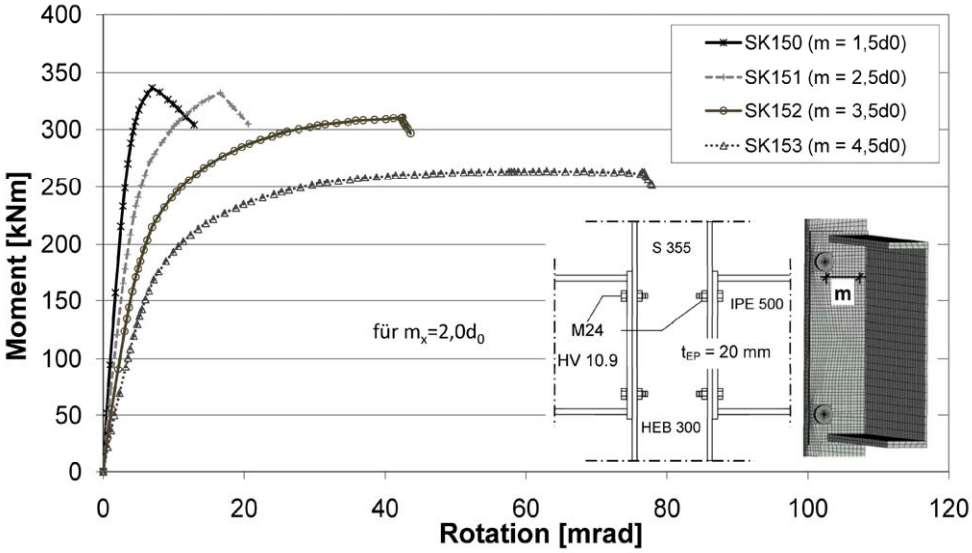


Bild 6-9: Anschlusscharakteristik in Abhängigkeit des horizontalen Schraubenabstandes m [Ahg. A]

6.3.3.2 Einfluss auf das Tragverhalten

Mit zunehmendem Abstand m reduziert sich nicht nur die Grenzmomententragfähigkeit $M_{j,u}$ des Knotens, es ist auch eine deutliche Abnahme der plastischen Momententragfähigkeit $M_{j,pl}$ zu beobachten, siehe Bild 6-9. Zudem nimmt die Anfangssteifigkeit mit größerem m kontinuierlich ab. Mit zunehmender Verformung des Bleches vergrößert sich die zusätzliche Biegebeanspruchung der Schraube, was wiederum zu einer Reduktion der ungestörten Schraubenzugtragfähigkeit führt. Große Abstände m begünstigen zudem die Aktivierung der Membranwirkung in der Platte und können so auch noch Scherbeanspruchung der Schraube hervorrufen.

Für ein Verhältnis $t_{EP}/d_B = 0{,}83$ ist für einen Schraubenabstand $m \geq 2{,}5d_B$ eine Reduktion der Tragfähigkeit festzustellen, siehe Bild 6-11. Für das Verhältnis $t_{EP}/d_B = 0{,}625$ fällt die Reduktion mit zunehmendem Abstand m noch deutlicher aus, das belegt Bild 6-10. Neben dem Verhältnis t_{EP}/d_B hat auch die Stahlgüte der Stirnplatte einen wichtigen Einfluss für die Auswirkung des Abstandes m auf die Tragfähigkeit. In Bild 6-10 und Bild 6-11 ist auch der Einfluss unterschiedlicher Stahlgüten auf den Parameter horizontaler Schraubenabstand m aufgezeigt. Dabei reduziert sich für die niedrige Stahlgüte S235 die Tragfähigkeit nahezu unabhängig vom Verhältnis t_{EP}/d_B. Während für $m = 1{,}5d_B$ für alle Stahlgüten die maximal mögliche Knotentragfähigkeit bei ungestörter Schraubenzugtragfähigkeit erreicht wird, ist die Abnahme der Tragfähigkeit bei Vergrößerung des Abstandes auf $m = 4{,}5d_B$ recht unterschiedlich. Die Ursache liegt hier zum einen

an der vorherrschenden Tragwirkung der Stirnplatte bzw. des Stützenflansches, also ob reine Biegetragwirkung oder zusätzliche Membrantragwirkung vorliegt. Kleine t_{EP}/d_B – Verhältnisse und eine niedrige Stahlgüte begünstigen dabei Membrantragwirkung.

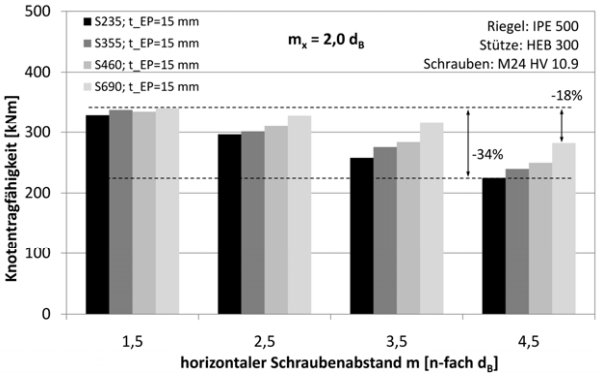


Bild 6-10: Einfluss Abstand m auf M_u für unterschiedliche Stahlgüten bei t_{EP}/d_B = 0,625

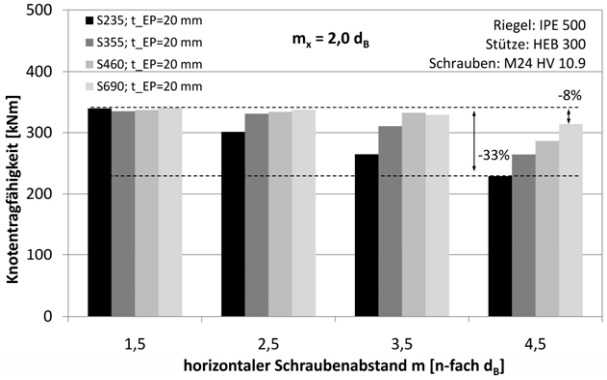


Bild 6-11: Einfluss Abstand m auf M_u für unterschiedliche Stahlgüten bei t_{EP}/d_B = 0,83

Zum anderen an der Klaffung zwischen Stirnplatte und Stützenflansch, also in wieweit die Stirnplatte sich eher gleichmäßig vom Stützenflansch ablöst oder ob stärkere plastische Verformungen zu einer Kantenpressung führen. Da mit zunehmender Vergrößerung des Schraubenabstandes m der Abstand der Schraubenachse zum Stirnplattenrand im FE-Modell gegen den minimal zulässigen Wert von $n = e_1 = 1{,}2d_B$ geht, fällt das Verhältnis n/m hier relativ klein aus. Sehr kleine Werte von n und kleine Verhältnisse n/m begünstigen größere Hebelkräfte. Dies zeigt Bild 6-12 für zunehmenden Abstand m, gepaart mit der niedrigen Stahlgüte S235.

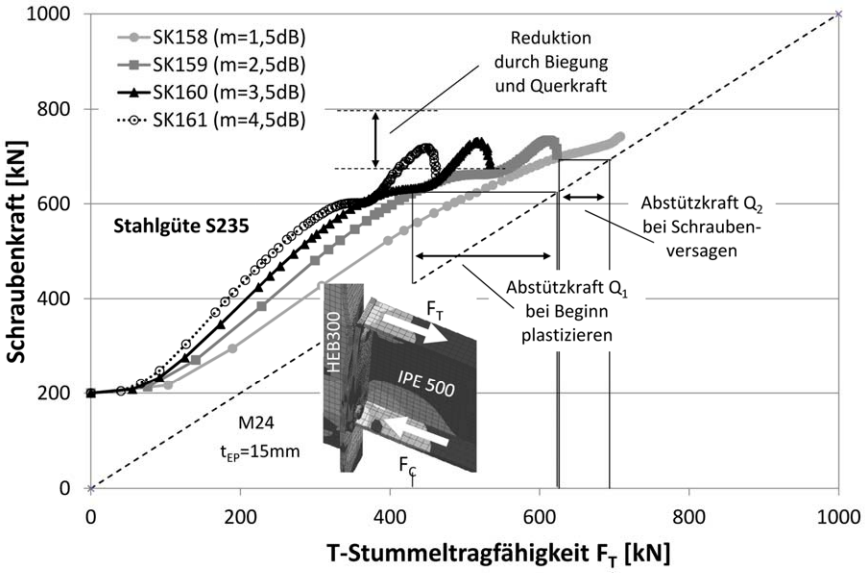


Bild 6-12: Effekte Schraubenbiegung und Abstützkräfte in Abhängigkeit von m für S235 [Ahg. C]

Während die Reduktion durch Schraubenbiegung aus der anwachsenden Verformung der Stirnplatte resultiert, siehe Bild 6-14 und Bild 6-15, nehmen die Abstützkräfte, bedingt durch den

kleiner werdenden Randabstand n und eine gleichzeitige Verformung des Stützenflansches deutlich zu. Die Abstützkräfte hierzu können in Bild 6-12 abgelesen werden und sind über den Abstand der FE-Kurve zur 45° Diagonalen definiert.

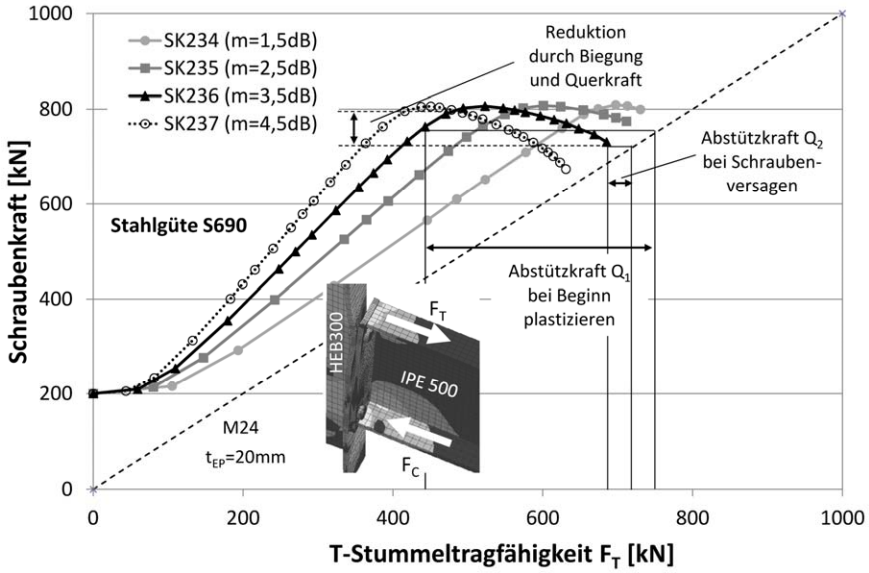


Bild 6-13: Effekte Schraubenbiegung und Abstützkräfte in Abhängigkeit von m für S690 [Ahg. C]

Für den hochfesten Stahl S690 bedingt die Vergrößerung des Abstandes m dagegen nur eine Zunahme der Reduktion aus Schraubenbiegung und die Abstützkräfte bleiben durchweg konstant, wie aus Bild 6-13 ersichtlich wird. Die viel kleineren Verformungen der Zugzone bei S690, siehe Bild 6-14 und Bild 6-15, verhindern größere Kantenpressungen zwischen Stirnblech und Stützenflansch und damit hohe Abstützkräfte.

Die Untersuchungen haben gezeigt, dass die Reduktion der Knotentragfähigkeit bei großen horizontalen Abständen m in ähnlichen Größenordnungen liegt, wie sie auch bei der Verringerung des Verhältnisses t_{EP}/d_B in Kapitel 6.3.2 zu beobachten war.

6.3.3.3 Einfluss auf das Verformungsverhalten

Grundsätzlich kann der Parameter m als sehr effektiv bewertet werden, wenn es um die Steigerung der Rotationskapazität geht. So ist, unabhängig von der Stahlgüte, für das Verhältnis $t_{EP}/d_B = 0{,}625$ eine Steigerung der Rotationskapazität um den Faktor 3..4 (von $m = 1{,}5d_B$ zu $m = 4{,}5\ d_B$) und für das Verhältnis $t_{EP}/d_B = 0{,}83$ eine Steigerung in ähnlicher Größenordnung zu beobachten. In Bild 6-14 und Bild 6-15 ist der Einfluss des Abstandes m in Abhängigkeit der Stahlgüte für zwei unterschiedliche t_{EP}/d_B - Verhältnisse aufgezeigt. Die Stahlgüte varriert von S235 bis S690. Bezogen auf die Relativwerte fällt der Einfluss für alle Stahlgüten fast gleich aus.

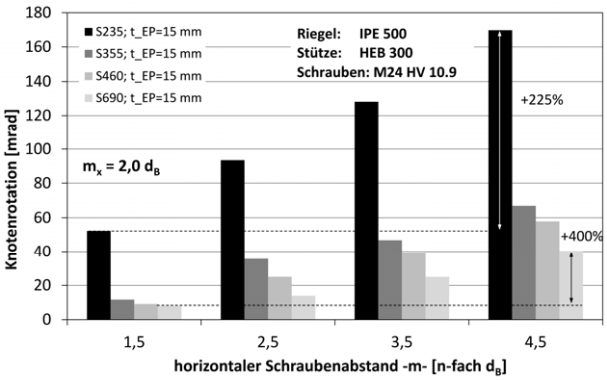


Bild 6-14: Einfluss Abstand m auf Φ_u für unterschiedliche Stahlgüten bei t_{EP}/d_B = 0,625

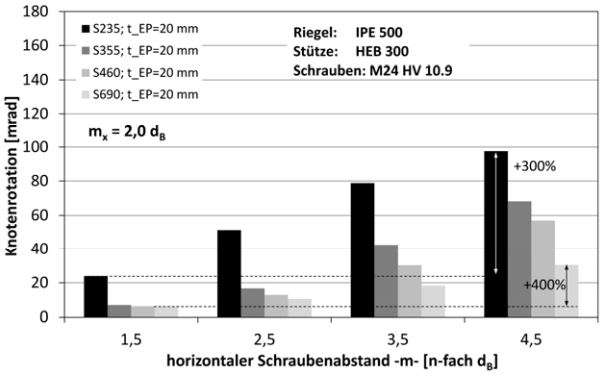


Bild 6-15: Einfluss Abstand m auf Φ_u für unterschiedliche Stahlgüten bei t_{EP}/d_B = 0,83

Da die Anordnung der Schraube auf der Stirnplatte keine Mehrkosten verursacht, ist der Parameter m als Einflussfaktor zur Erhöhung der Duktilität bestens geeignet. Allerdings sind weitere Randbedingungen wie das Verhältnis t_{EP}/d_B und Stahlgüte immer parallel zu berücksichtigen.

6.3.4 *Einfluss des vertikalen Abstandes m_2 auf das Trag- und Verformungsverhalten*

6.3.4.1 Allgemeines

Für geschraubte Stirnplattenverbindungen stellt der Riegelflansch eine Aussteifung der Stirnplatte dar und somit hat der vertikale Abstand m_2 (m_x) der Schraube zu diesem Flansch ebenfalls Auswirkungen auf das Knotentragverhalten. Die numerischen Untersuchungen des Parameters m_2 wurden im Anwendungsbereich von $2{,}0d_B \leq m_2 \leq 4{,}0d_B$ durchgeführt. Da das FE-Modell doppeltsymmetrisch zum Mittelpunkt der Stirnplatte aufgebaut ist, ist der Abstand der unteren Schraube an den Druckflansch immer an den Abstand der oberen Schraube des Zugflansches gekoppelt. Wird das Maß m_2 vergrößert, wandert die obere Schraube nach unten und die untere Schraube nach oben. Das bedingt eine Reduktion des inneren Hebelarms der oberen Schraube, aber eine Vergrößerung des inneren Hebelarms zum Druckflansch der unteren Schraube. Für kleine m_2 ist der Beitrag der unteren Schrauben (Schrauben nahe dem Druckflansch) zum Widerstandmoment des Knotens vernachlässigbar. Je weiter die Schrauben nach oben wandern, desto größer wird die Zugbeanspruchung selbst und gleichzeitig vergrößert sich ihr innerer Hebelarm. Ihr Beitrag zum Widerstandsmoment des Knotens nimmt also zu. Dieser Effekt wirkt sich im FE-Modell günstig auf die Reduktion der Knotentragfähigkeit aus. Würde die untere Schraubenreihe nicht mitwandern, ergäben sich vermutlich etwas größere Abminderungen der Knotentragfähigkeit, als dies die Knotenkurven in Bild 6-16 aufzeigen.

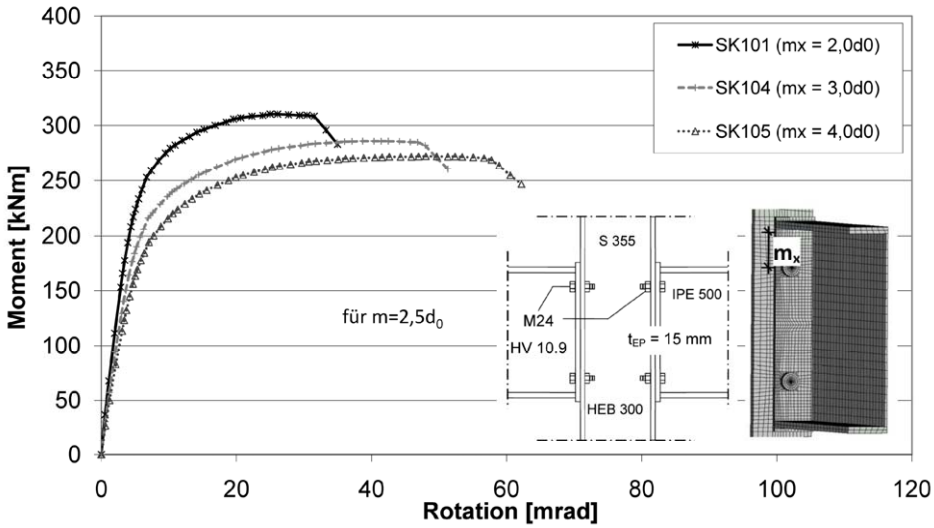


Bild 6-16: Anschlusscharakteristik in Abhängigkeit des vertikalen Schraubenabstandes m_2 [Ahg. A]

6.3.4.2 Einfluss auf das Tragverhalten

Die Vergrößerung des vertikalen Abstandes m_2 bewirkt allein schon durch die Verringerung des inneren Hebelarmes eine Abnahme der Momententragfähigkeit. Nachfolgend werden weitere Besonderheiten des Parameters m_2 in Kombination mit anderen Parametern vorgestellt. In Bild 6-17 ist der Einfluss der Riegelhöhe sowie eines leicht unterschiedlichen t_{EP}/d_B Verhältnisse auf die Momententragfähigkeit des Knotens dargestellt. Bild 6-18 zeigt bei sonst gleichen Verhältnissen am Knoten den Einfluss unterschiedlicher Stahlgüten bei Vergrößerung des vertikalen Abstandes m_2. Die Unterschiede fallen hier nicht all zu groß aus. Ähnliches wurde auch schon für den Einfluss des horizontalen Abstandes m auf die Tragfähigkeit in Bild 6-10 und Bild 6-11 festgestellt.

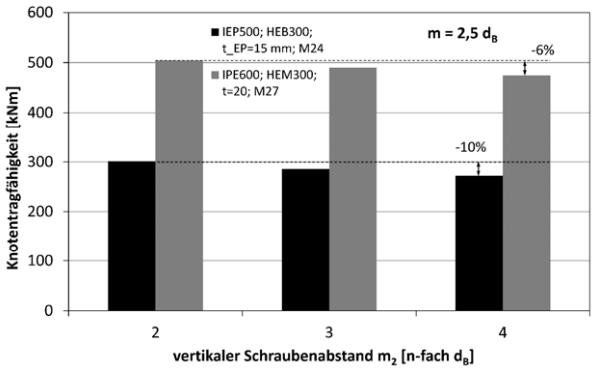


Bild 6-17: Einfluss Abstand m_2 auf M_u bei unterschiedlichen Riegelprofilen

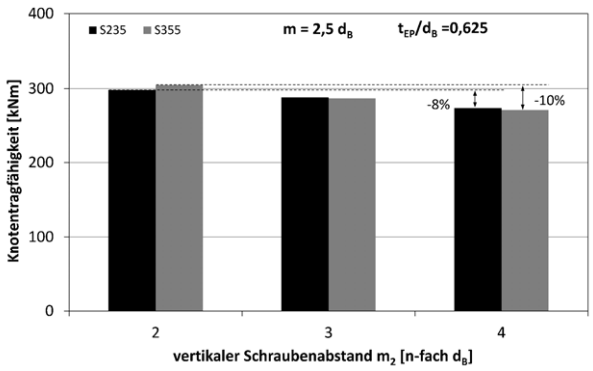


Bild 6-18: Einfluss Abstand m_2 auf M_u bei unterschiedlichen Stahlgüten

Allerdings ist in Bild 6-18 zu erkennen, dass die Momententragfähigkeit für die niedrigere Stahlgüte S235 bei zunehmendem Abstand m_2 leicht größer ist als für die Stahlgüte S355. Dies

erscheint auf den ersten Blick nicht zwangsläufig logisch und passt auch nicht zu dem mechanischen Modell der Komponentenmethode in DIN EN 1993-1-8 [8]. Die Erklärung für dieses Tragverhalten wird in Bild 6-19 und Bild 6-20 geliefert.

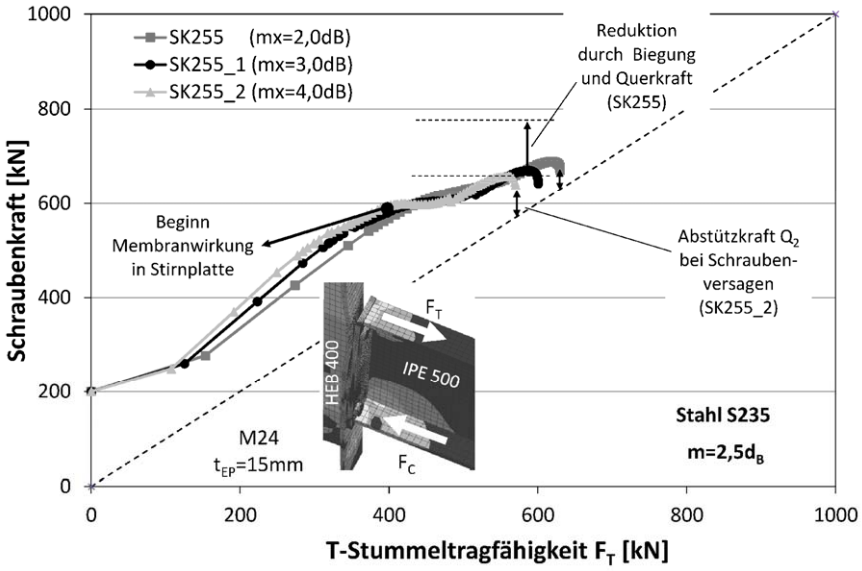


Bild 6-19: Effekte Schraubenbiegung und Abstützkräfte in Abhängigkeit von m_x für S235 [Ahg. C]

Während für den Knoten mit Stahlgüte S355 die Stirnplatte ausschließlich über Biegung abträgt, siehe Bild 6-20, ist für die Stahlgüte S235 in Bild 6-19 der zusätzlich zur Biegetragwirkung wirkende Membrantrageffekt ablesbar. Dieser ist durch das plötzliche „Abflachen“ der Kurve erkennbar. Die Unterschiede in der Tragwirkung der Stirnplatte beeinflussen wiederum die Effekte Schraubenbiegung und Abstützkräfte. Durch das flache gegen die 45° Diagonale Auslaufen der FE-Berechnungskurve ist gut erkennbar, dass die Abstützkräfte zum Zeitpunkt der maximalen Knoten- und damit auch T-Stummeltragfähigkeit klein sind. Die Schraubenzugkräfte liegen dagegen weit unter dem Wert der ungestörten Schraubenzugtragfähigkeit von hier ca. 800 kN. Dies liegt an der Querbiegung und der Scherbeanspruchung der Schraube resultierend aus der großen Verformung der Stirnplatte.

In der Parameterstudie wurden für m_2 insgesamt weniger Untersuchungen durchgeführt als für m, deshalb ist der hier abgebildete Umfang der Ergebnisse für m_2 auch etwas geringer. Der Stichprobenumfang ist aber ausreichend, um eine klare Tendenz des Einflusses von m_2 aufzuzeigen und in Kapitel 7.3.5 einen Abminderungsfaktor abzuleiten.

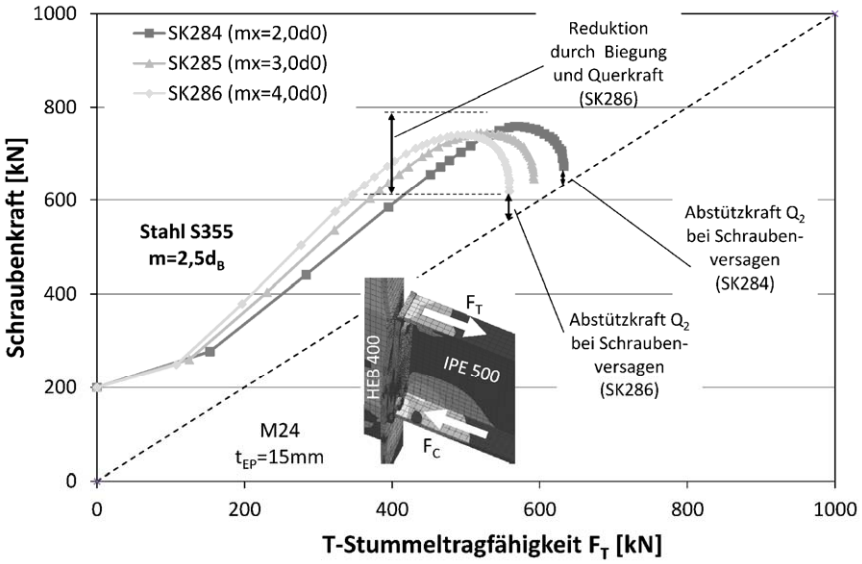


Bild 6-20: Effekte Schraubenbiegung und Abstützkräfte in Abhängigkeit von m_x für S355 [Ahg. C]

6.3.4.3 Einfluss auf das Verformungsverhalten

Vergleichbar der Vergrößerung des horizontalen Abstandes m lässt sich auch durch die Vergrößerung des vertikalen Abstandes m_2 die Rotationskapazität deutlich steigern. Wird in Bild 6-16 der Rotationswert für $m_2 = 2{,}0d_B$ als Ausgangswert definiert, so ist für $m_2 = 4{,}0d_B$ eine Steigerung der Rotationskapazität um den Faktor 2 bis 3 zu beobachten. Die Vergrößerung des vertikalen Abstandes m_2 durch „Tiefersetzen“ der Zugschrauben bedeutet letztendlich, dass die Schrauben mit einiger Entfernung zum Zugflansch angeordnet werden und Verformungen der Stirnplatte in diesem Bereich zu deutlich größeren Rotationskapazitäten führen, als im Bereich in unmittelbarer Nähe zum Zugflansch. Geht man von der Annahme aus, dass der Drehpunkt des Knotens sich am Druckflansch befindet und die größte Auslenkung am Zugflansch anzutreffen ist und dazwischen eine lineare Zunahme der Verformungen stattfindet, was durch den steifen Riegelsteg sicherlich begründet ist, dann bewirkt die gleiche Stirnplattenverformung w1 umso größere Rotationskapazitäten je weiter sie vom Zugflansch entfernt auftritt. Mit zunehmender Entfernung der Schrauben zum Zugflansch des Riegels nimmt auch dessen aussteifende Wirkung der Stirnplatte ab und die Verformungsfreudigkeit des „T-Stummels“ steigt somit ebenfalls.

In Bild 6-21 ist erkennbar, dass besonders bei höheren Riegelprofilen die Vergrößerung des Abstandes m_2 für eine größere prozentuale Steigerung der Duktilität sorgt, als das bei niedrigeren Profilen der Fall ist.

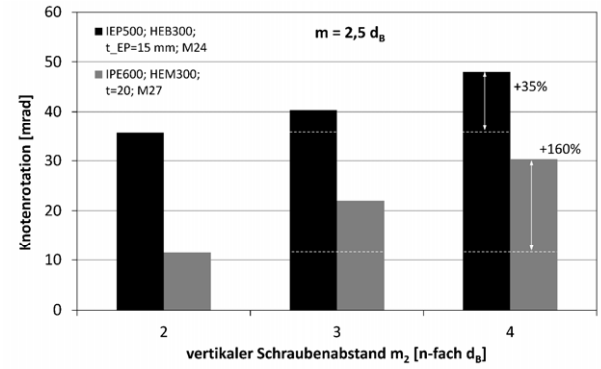


Bild 6-21: Einfluss Abstand m_2 auf Φ_u bei unterschiedlichen Riegelprofilen

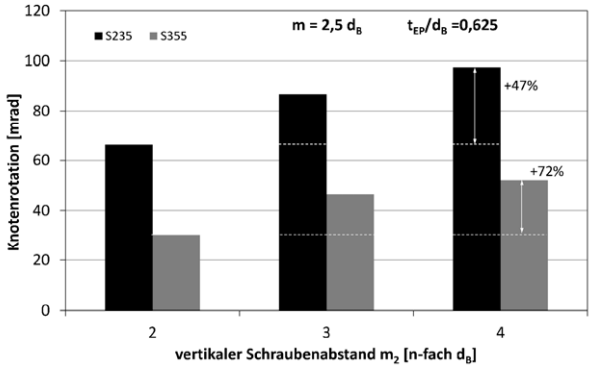


Bild 6-22: Einfluss Abstand m_2 auf Φ_u bei unterschiedlichen Stahlgüten

Bild 6-22 zeigt, dass die Vergrößerung des Abstandes m_2 bei höheren Stahlgüten prozentual größer ausfällt. Zur Erlangung größerer Rotationskapazitäten hat deshalb ein Abstand m_2 (m_x) ≥ $2{,}0d_B$ in jedem Fall einen positiven Effekt.

6.3.5 *Einfluss gleichzeitiger Veränderung der Abstände m und m_2 auf das Trag- und Verformungsverhalten*

Weiteres Steigerungspotential der Rotationsfähigkeit liegt in der Kombination der gleichzeitigen Vergrößerung des horizontalen und vertikalen Schraubenabstandes. Durch solch ein Verschieben der Schraube diagonal nach außen (zum Stirnplattenrand) wird der aussteifende Effekt sowohl des Riegelsteges als auch des Riegelflansches reduziert. Hierdurch verhält sich die Stirnplatte im Bereich der Zugzone (T-Stummel) nochmal deutlich weicher, als wenn nur m oder m_2 vergrößert werden. In Bild 6-23 und Bild 6-24 sind für zwei unterschiedliche Serien exemplarisch die Knotencharakteristika zu sehen.

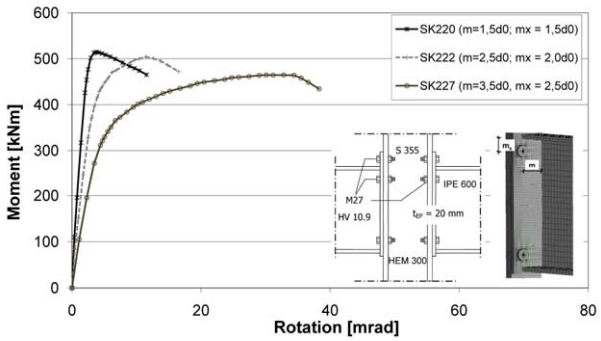


Bild 6-23: Einfluss der gleichzeitigen Vergrößerung von m und m_2 für Knotenserie SK220

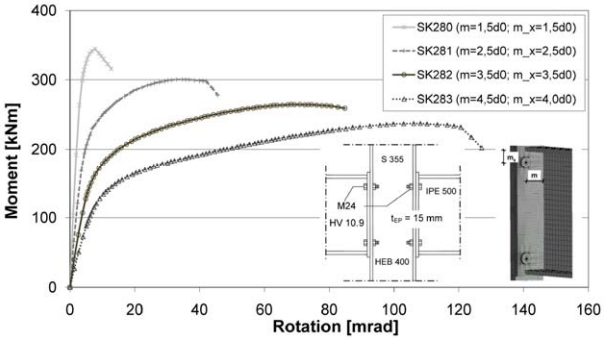


Bild 6-24: Einfluss der gleichzeitigen Vergrößerung von m und m_2 für Knotenserie SK280

Zur Verdeutlichung des Einflusses diagonal verschobener Schrauben, im Vergleich z.B. zu reiner Vergrößerung des horizontalen Abstandes m, sind in Bild 6-26 die unterschiedlichen Rotationskapazitäten gegenübergestellt. Der Unterschied fällt dabei sehr deutlich aus.

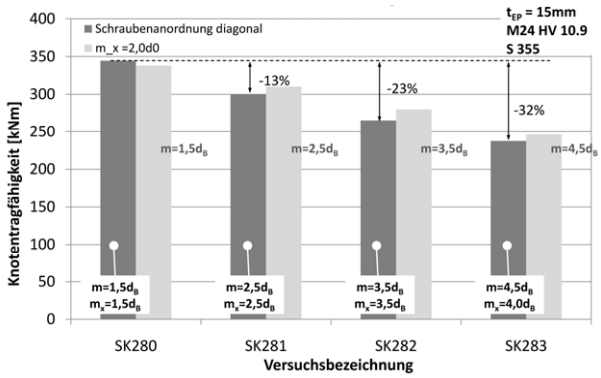


Bild 6-25: Einfluss der gleichzeitigen Vergrößerung von m und m_2 auf M_u

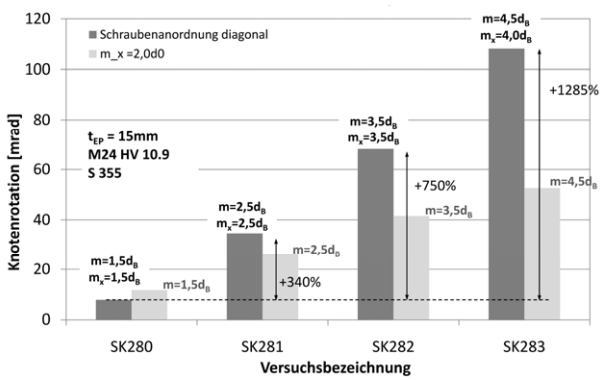


Bild 6-26: Einfluss der gleichzeitigen Vergrößerung von m und m_2 auf Φ_u

Die Zunahme an Duktilität hat auch hier wieder eine Abnahme der Momententragfähigkeit zur Folge und dieser Einfluss der diagonal verschobenen Schrauben auf die Tragfähigkeit ist in Bild 6-25 aufgezeigt. Hierbei ist wieder der Vergleich zur einfachen Vergrößerung des horizontalen Abstandes m in das Diagramm eingebaut. Allerdings fällt diese Reduktion, bedingt durch das gleichzeitige diagonal nach oben Setzen der unteren Schrauben (durch das symmetrische FE-Modell) geringer aus, als wenn nur die oberen Schrauben verschoben werden.

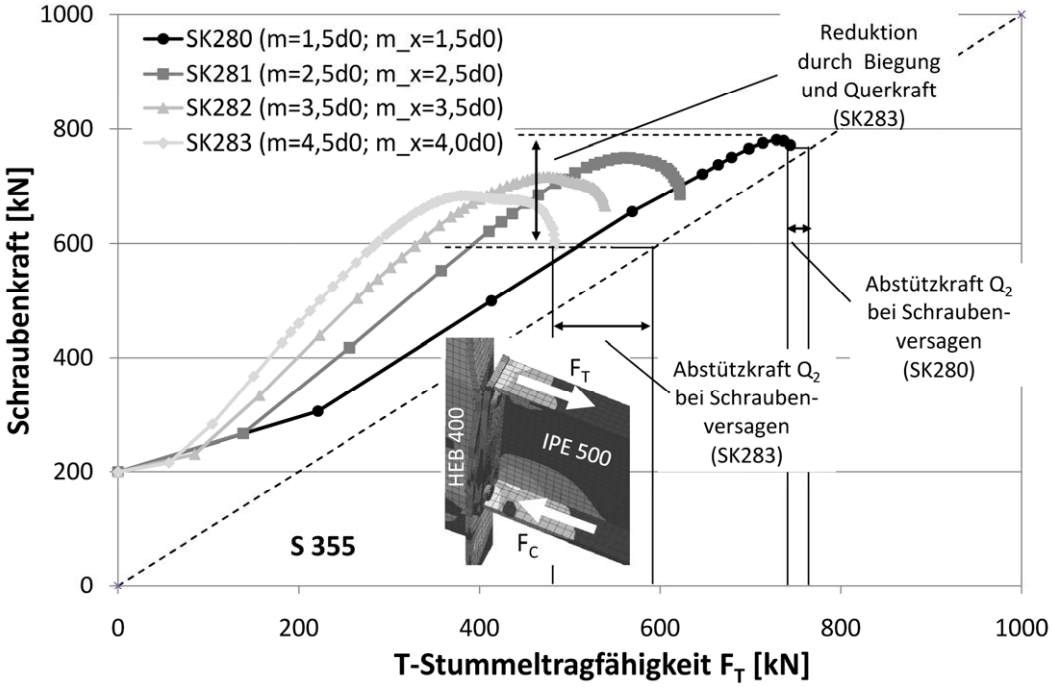


Bild 6-27: Anschlusscharakteristik in Abhängigkeit des vertikalen Schraubenabstandes m_2 (m_x)und des horizontalen Abstandes m [Ahg. C]

Die eigentliche Reduktion der T-Stummeltragfähigkeit der Zugzone lässt sich anhand Bild 6-27 sehr gut aufzeigen. Während Versuch SK280 mit minimalem Schraubenabstand noch nahezu die volle Schraubenzugkraft aktivieren kann, liegt bei SK283 eine T-Stummeltragfähigkeit vor, die nur noch 60% der maximalen Schraubenzugkraft entspricht. Der T-Stummel bei SK282 trägt auch nur noch 68% der maximalen Schraubenzugkraft. Diese Einbußen an Tragfähigkeit sind deutlich größer als die der Gesamtbetrachtung des Knotens in Bild 6-25. Hieraus lässt sich der Beitrag der unteren Schrauben zum Widerstandsmoment des Knotens aufzeigen.

6.3.6 *Einfluss der Stahlgüte auf das Trag-und Verformungsverhalten*

Durch den Einsatz unterschiedlicher Stahlgüten für Stirnplatte und Stütze kann die Trag- und Verformungsfähigkeit des Knotens ebenfalls beeinflusst werden. Grundsätzlich gilt, je höher die Stahlgüte desto weniger Verformungsfähigkeit, wie auch in Bild 6-28 und Bild 6-29 erkennbar. In beiden Grafiken ist der Einfluss der Stahlgüte auf die Knotenmomententragfähigkeit für zwei unterschiedliche t_{EP}/d_B-Verhältnisse veranschaulicht. Auf die maximale Tragfähigkeit des Knotens hat eine niedrige Stahlgüte prinzipiell negative Auswirkungen. Allerdings ist die abmindernde Wirkung deutlich geringer als es das Verhältnis der unterschiedlichen Streckgrenzen vermuten lässt. Durch die Verwendung einer niedrigen Stahlgüte wie S235 ist zwar ein leicht kleineres Knotenmomenten zu akzeptieren, dafür ist ein erheblicher Zuwachs an Rotationskapazität realisierbar.

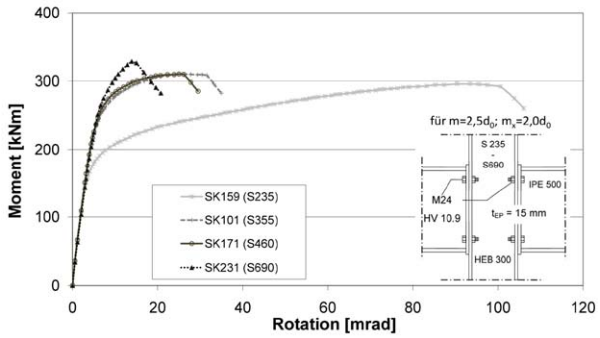


Bild 6-28: Einfluss der Stahlgüte bei t_{EP}/d_B = 0,625 [Ahg. A]

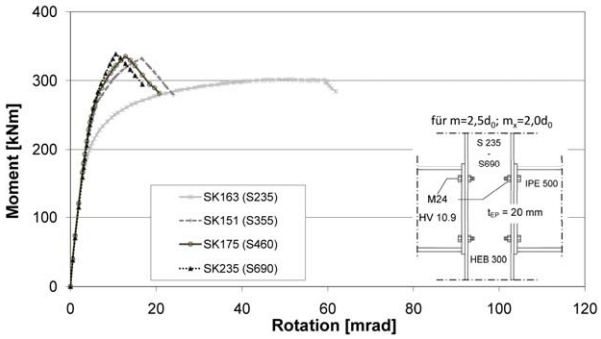


Bild 6-29: Einfluss der Stahlgüte bei t_{EP}/d_B = 0,83 [Ahg. A]

Um den Einfluss der Stahlgüte auf das Verformungs- und Tragverhalten der Stirnplatte und die daraus resultierenden Effekte für die Zugschrauben aufzuzeigen, dienen Bild 6-30 und Bild 6-31. Bei einer etwas steiferen Stirnplatte, wie in Bild 6-30 entscheidet die Wahl der Stahlgüte hauptsächlich, ob sich kaum oder nur eine kleine Schraubenbiegung einstellt.

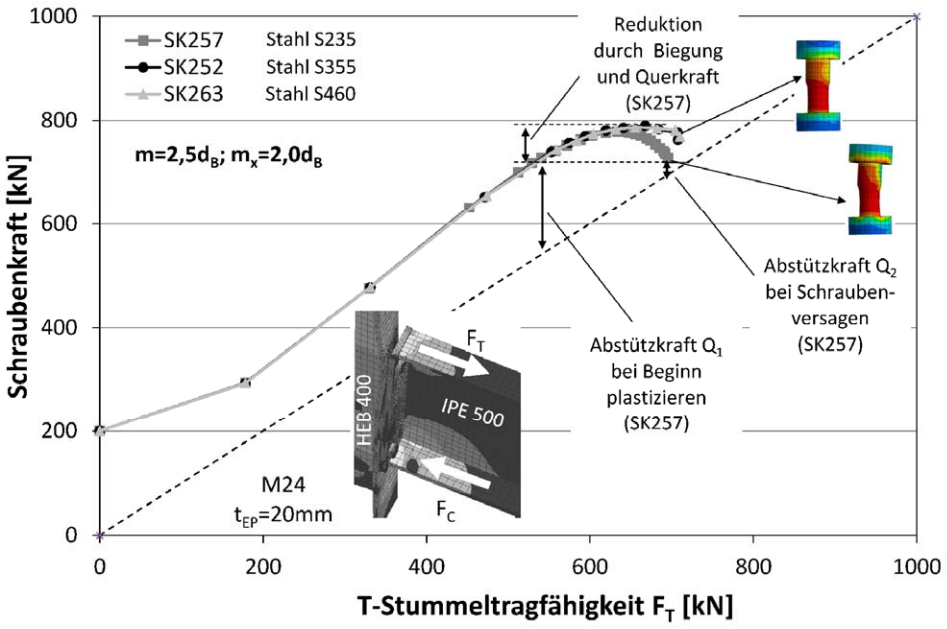


Bild 6-30: Tragfähigkeit der Zugzone im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit t_{EP}/d_B=0,83 [Ahg. C]

Für weichere Stirnplatten , wie in Bild 6-31 kann über die Wahl der Stahlgüte zusätzlich eine mögliche Aktivierung des Membraneffekts in der Stirnplatte gesteuert werden. Der Membraneffekt bedingt für die Schraube neben der Biegebeanspruchung auch noch eine Querkraftbeanspruchung, da sich die Stirnplatte auf dem Schraubenschaft abstützt, siehe Schraubenplot für SK255.

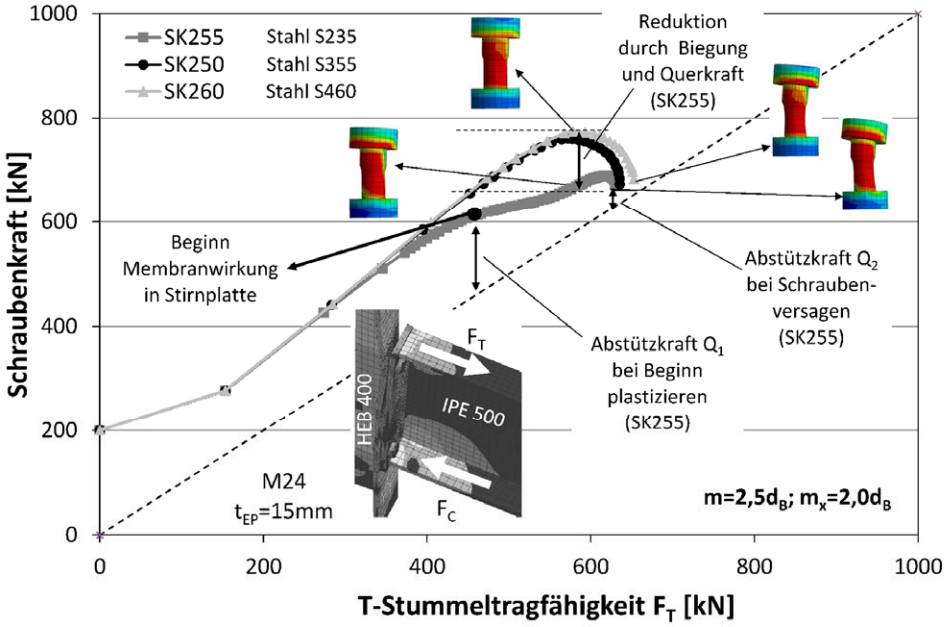


Bild 6-31: Tragfähigkeit der Zugzone im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit t_{EP}/d_B=0,625 [Ahg. C]

Bei der Verwendung des Parameters Stahlgüte als Steuerelement für hohe Verformungskapazitäten liegt die besondere Anforderung an der Überwachung der tatsächlich eingebauten Streckgrenze. Gerade für die Stahlgüte S235 werden oft verkappte Stähle der Güte S355 geliefert, die

dann aber deutlich weniger Verformungspotenzial aufweisen, wie in Bild 6-28 und Bild 6-29 aufgezeigt ist. Dieser Parameter bedarf demnach ein hohes Maß an Überwachung und Kontrolle, sonst liegen die getroffenen Annahmen der vorhandenen Rotationskapazität auf der unsicheren Seite.

Wie gravierend der Rückgang der Rotationskapazität von Güte S235 auf S355 ausfällt, ist in Bild 6-33 und Bild 6-35 nochmal veranschaulicht. Dagegen ist der Unterschied der Rotationskapazität zwischen Stahlgüte S355 und S690 eher minimal.

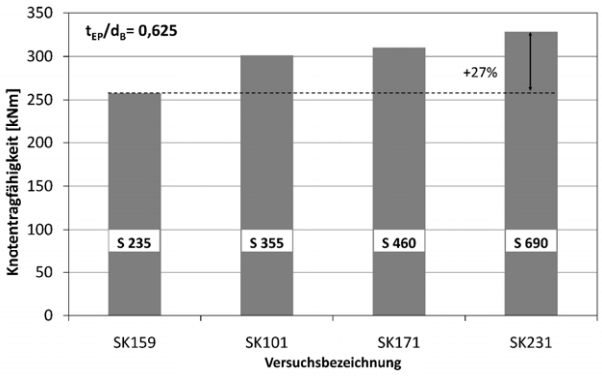


Bild 6-32: Einfluss der Stahlgüte bei t_{EP}/d_B = 0,625 auf Knotentragfähigkeit M_u

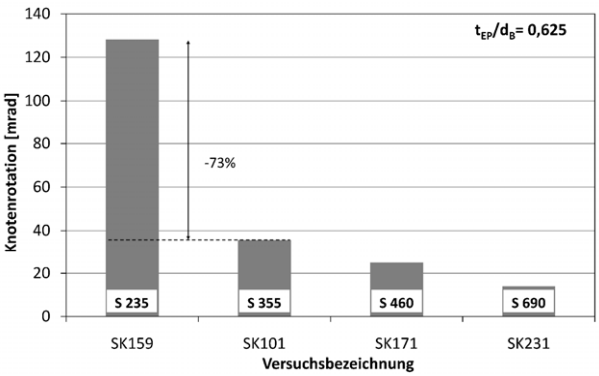


Bild 6-33: Einfluss der Stahlgüte bei t_{EP}/d_B = 0,625 auf Knotenrotation Φ_u

Die Reduktion der Momententragfähigkeit hinsichtlich der Stahlgüte ist, wie Bild 6-32 und Bild 6-34 dokumentieren, nur für S235 relevant. Bei einem kleinen Verhältnis t_{EP}/d_B sind zwar auch für S355 und S460 minimal kleinere Knotentragfähigkeiten vorhanden als für S690, diese liegen aber in einem Bereich kleiner gleich 5%.

Für größere Verhältnis t_{EP}/d_B, wie in Bild 6-34, sind so gut wie keine Unterschiede der Tragfähigkeit zwischen S355 und S690 auszumachen.

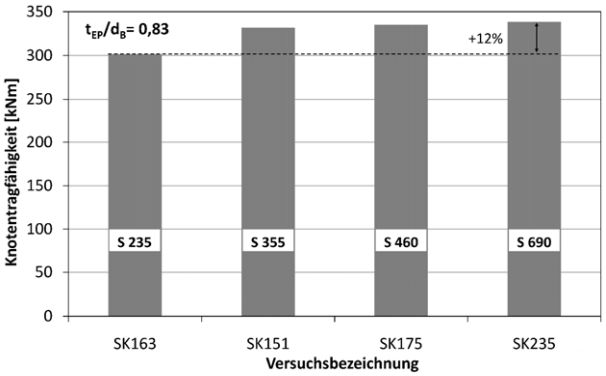


Bild 6-34: Einfluss der Stahlgüte bei t_{EP}/d_B = 0,83 auf Knotentragfähigkeit M_u

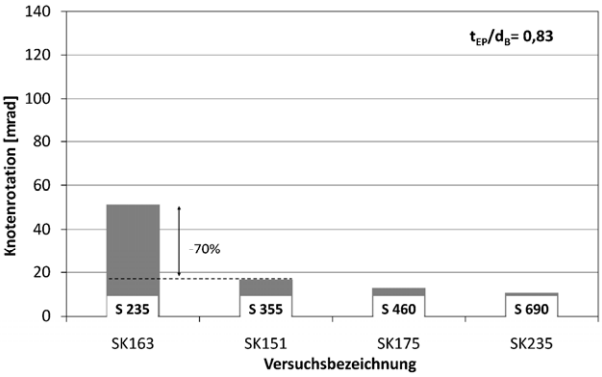


Bild 6-35: Einfluss der Stahlgüte bei t_{EP}/d_B = 0,83 auf Knotenrotation Φ_u

Der Abminderungsfaktor zur Berücksichtigung der Stahlgüte wird somit für S355 zu 1,0 gesetzt. Für S235 erfolgt eine entsprechende Abminderung, für die Stahlgüten S460 und S690 wird der Faktor zu einem geringfügigen Erhöhungsfaktor. Mehr hierzu in Kapitel 7.3.6.

6.3.7 *Einfluss weiterer Parameter*

Die experimentellen Untersuchungen in Kapitel 5.2 haben wegen Streuung der Materiafestigkeiten und teilweise leicht variierender Schraubenabstände keine eindeutigen Rückschlüsse auf den Einfluss der Schraubengröße auf das Verformungsverhalten zugelassen. Um die Versuchsergebnisse (in Bild 5-9) besser einordnen zu können, wurden ausführliche numerische Untersuchungen hierzu durchgeführt. Diese sind im Forschungbericht [75] detailliert erläutert. Eine Übersicht hierzu ist des Weiteren im Anhang der Arbeit zu finden. Da es sich hierbei um keinen Parameter handelt, der den Knotenkorrekturfaktor in Kapitel 7.3 direkt beeinflusst, wird an dieser Stelle auf die Wiedergabe der Ergebnissse verzichtet.

6.4 Untersuchung überstehender Stirnplatten

6.4.1 *Allgemeines*

Ergänzend zu den experimentellen und numerischen Untersuchungen an bündigen Stirnplatten wurden zur Erweiterung des Anwendungsbereiches auch numerische Parameterstudien an überstehenden Stirnplatten durchgeführt. Hier soll für dieselben Parameter wie bei den bündigen Stirnplatten der Einfluss auf das Trag- und Verformungsverhalten untersucht werden. Besonderheit der überstehenden Stirnplatten ist die Kräfteverteilung der innenliegenden und außenliegenden Schrauben. Da die Bereiche der Stirnplatte um die innenliegenden Schrauben durch die zusätzliche Stegstützung steifer sind als der kragarmähnliche Überstand der Stirnplatte ist eine ungleiche Kraftaufteilung zu erwarten [85]. Zudem unterscheidet sich das Tragverhalten überstehender Stirnplatten im Vergleich zu bündigen, da das Niveau des erreichten Tragwiderstandes meist deutlich unter der maximal möglichen Tragfähigkeit bei voller Zugkraftausnutzung aller Schrauben liegt. Dies ist auf Abstützkräfte, vor allem im Bereich des Plattenüberstandes zurückzuführen. Inwieweit die Abminderung der Zugkrafttragfähigkeit der äußeren und inneren Schrauben auf Abstützkräfte und zusätzliche Biegebeanspruchung aufzuteilen ist, soll ebenfalls im Rahmen der FE-Parameterstudie untersucht werden. Im Anhang der Arbeit finden sich Tabellen, die eine Übersicht zu allen Knotenkonfiguartionen der überstehenden Stirnplatten geben. Zudem sind alle FE-Berechnungsergebnisse in Diagrammen aufgeführt.

6.4.2 *Einfluss des t_{EP}/d_B-Verhältnisses auf das Trag-und Verformungsverhalten*

6.4.2.1 Allgemeines

Das Verhältnis von Stirnplattendicke zu Schraubendurchmesser entscheidet maßgeblich über die Steifigkeit der Stirnplatte, und damit über die Kräfteverteilung der innen- und außenliegenden Schrauben. Da sich der innenliegende Bereich und der kragarmähnliche Bereich der Stirnplatte von ihrem Tragverhalten deutlich unterscheiden, ist nun von Interesse wie sich die Traganteile der inneren und äußeren Schrauben je nach t_{EP}/d_B - Verhältnis verändern. Bild 6-36 zeigt den Einfluss auf das Trag- und Verformungsverhalten exemplarisch für Serie SK380_EEP.

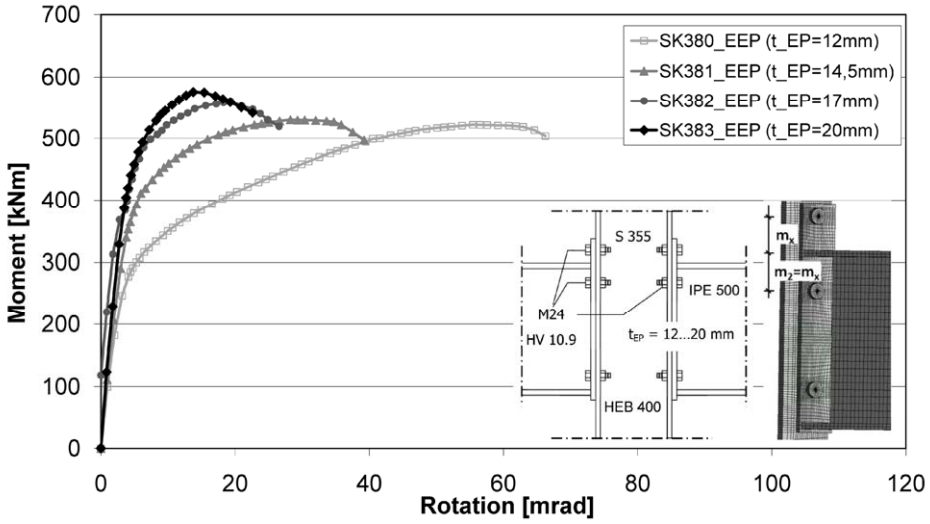


Bild 6-36: Anschlusscharakteristik der Serie SK380_EEP in Stahlgüte S355 [Ahg. B]

6.4.2.2 Einfluss auf das Tragverhalten

Die Stirnplattendicke bzw. das Verhältnis t_{EP}/d_B beeinflusst das Tragverhalten überstehender Stirnplatten im Prinzip in ähnlicher Weise wie bei bündigen Stirnplatten, nur dass auch für Werte von $t_{EP}/d_B \rightarrow 1{,}0$ die erreichte Knotentragfähigkeit immer deutlich unter dem Tragwiderstand bei ungestörter Mitwirkung der Zugschrauben bleibt. Für bündige Stirnplatten spielen die Abstützkräfte bei Variation der Stirnplattendicke eher eine untergeordnete Rolle, wie auch in Bild 6-4 zu sehen ist. Bei überstehenden Stirnplatten werden dagegen sowohl nennenswerte Biegebeanspruchung der Schrauben, als auch relativ große Abstützkräfte beobachtet. Dies ist in Bild 6-37, beispielhaft für die Serie SK380_EEP, gut zu erkennen. Die Summe der maximal möglichen Zugkraft aller vier Zugschrauben beträgt hier ca. $F_{u,B} \approx 1590$ kN. Die Differenz der Schraubenbruchkraft zu diesem Wert spiegelt den Einfluss aus Biegung und Querkraft der Schraube wider. Der

Unterschied zwischen Summe Schraubenbruchkraft zu maximaler T-Stummeltragfähigkeit zeigt die Größe der Abstützkräfte auf.

Wird nun der Einfluss des Verhältnisses t_{EP}/d_B auf die Knotentragfähigkeit genauer betrachtet, ist anhand Bild 6-38 und Bild 6-39 nur eine leichte Abnahme der Tragfähigkeit mit zunehmender Reduzierung der Stirnplattendicke zu erkennen. Vergleicht man die erreichten Grenztragfähigkeiten mit der maximal möglichen Momententragfähigkeit bei voller Ausnutzung der Schrauben auf Zug, erreicht auch der Versuch mit dem größten Verhältnis $t_{EP}/d_B = 0{,}83$ nur ca. 75% $M_{u,max}$.

$M_{u,max}$ sei hier das maximale Bruchmoment bei Aktivierung aller vier Schrauben zu 100% auf Zug. Dabei ist zu beobachten, dass bei sehr dünnen Stirnplatten ($t_{EP}/d_B = 0{,}5$) die Abstützkräfte eher geringer sind, dafür die Reduktion aus zusätzlicher Biege- und Querkraftbeanspruchung der Schraube deutlich höher, siehe Bild 6-37.

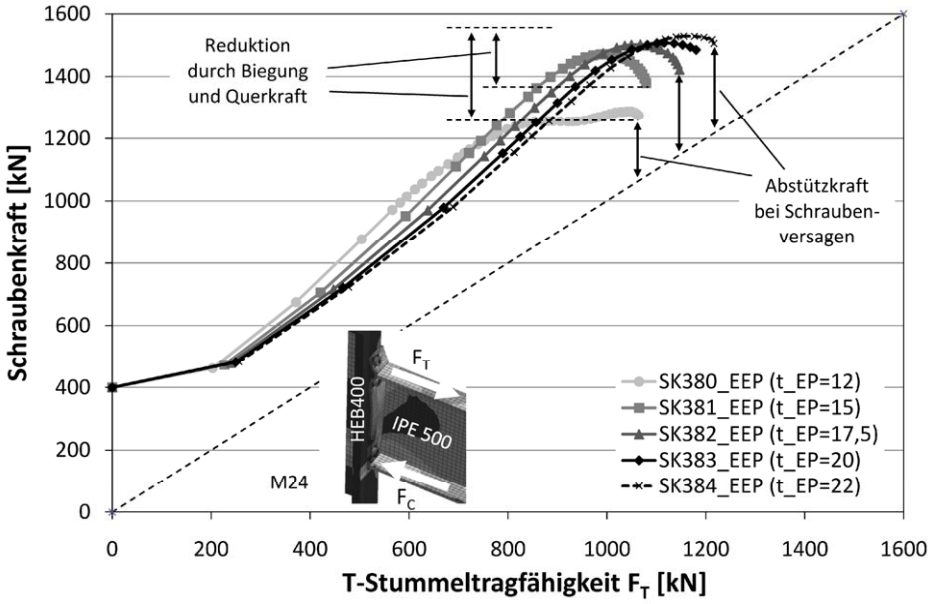


Bild 6-37: Tragfähigkeit der Zugzone des Knotens im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit für SK380_EEP-SK384_EEP [Ahg. D]

Bei dickeren Stirnplatten ($t_{EP}/d_B = 0{,}83$) ist die Reduktion aus zusätzlicher Biege- und Querkraftbeanspruchung von untergeordneter Bedeutung, aber die Abstützkräfte sind hier um einiges größer. Um zu beurteilen, ob die hohen Abstützkräfte tatsächlich durch den kragarmähnlichen Bereich verursacht werden und im innenliegenden Bereich der Stirnplatte nur ein geringer Teil der Abstützkräfte auftreten, wurden am FE-Modell detaillierte Auswertungen vorgenommen.

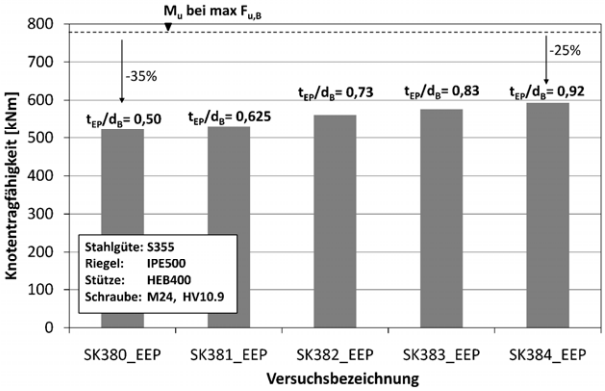


Bild 6-38: Einfluss des Verhältnisses t_{EP}/d_B auf die Momententragfähigkeit für die Serie SK380_EEP

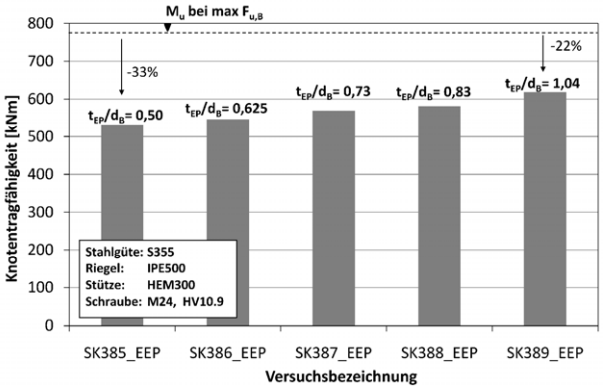


Bild 6-39: Einfluss des Verhältnisses t_{EP}/d_B auf die Momententragfähigkeit für die Serie SK385_EEP

In Bild 6-40 sind für die Serie SK380_EEP die Schrauben- und Abstützkräfte, aufgeteilt nach Bereichen, dargestellt. Dabei wird deutlich, dass die Abstützkräfte im Bereich der überstehenden Stirnplatte ein Vielfaches derer im innenliegenden Bereich ausmachen. Die Schraubenkräfte der außen- und innenliegenden Schrauben unterscheiden sich, bis auf die sehr dünne Stirnplatte bei SK380_EEP, nur unwesentlich. Die Querkontrolle, z.B. für SK381_EEP in Bild 6-40 ergibt ebenfalls ein schlüssiges Bild, so liegt die Summe der Abstützkräfte hier bei ca. 300 kN was auch der Differenz von Schraubenkraft und T-Stummeltragfähigkeit in Bild 6-37 entspricht.

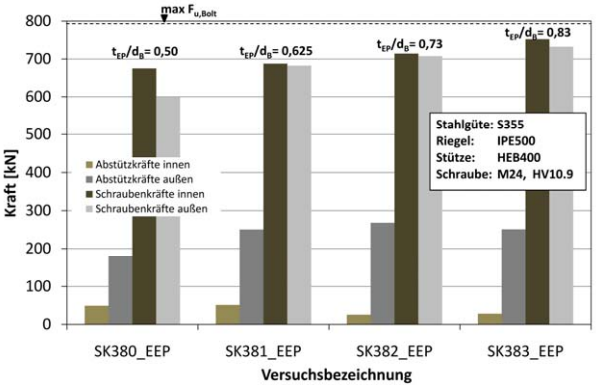


Bild 6-40: Aufteilung der Kräfte in Abhängigkeit des Verhältnisses t_{EP}/d_B für die Serie SK380_EEP

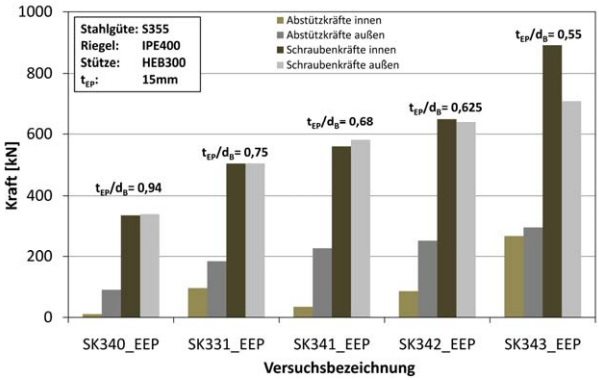


Bild 6-41: Aufteilung der Kräfte in Abhängigkeit des Verhältnisses t_{EP}/d_B für die Serie SK340_EEP

Wichtig für die Annahme der später folgenden Modellbildung zur Berechnung der Knotentragfähigkeit ist das relativ symmetrische Verhalten im Bereich der Zugzone der überstehenden Stirnplatte, d.h. die gleichmäßige Aufteilung der Zugkräfte auf die außen- und innenliegenden Schrauben, siehe Bild 6-40. Dies bestätigen auch die Untersuchungen mit konstanter Stirnplattendicke und Variation des Schraubendurchmessers der Serie SK340_EEP in Bild 6-41. Nur für sehr kleine t_{EP}/d_B-Verhältnissse ergibt sich ein steiferes Verhalten des bündigen Stirnplattenbe-

reichs, wie SK343_EEP zeigt. Damit ist die Lage der Zugkraftresultierenden im Bereich des Riegelzugflansches gerechtfertigt.

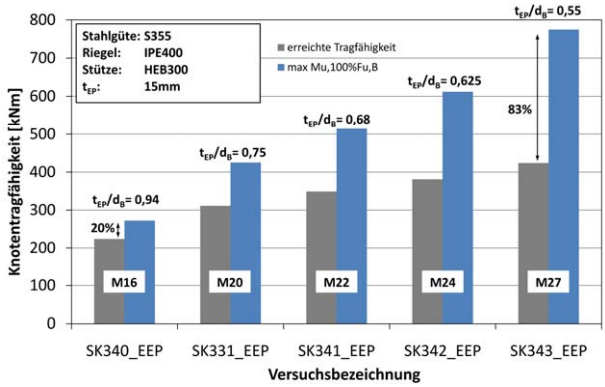


Bild 6-42: Einfluss t_{EP}/d_B auf ungestörte Schraubentragfähigkeit für Serie SK340_EEP

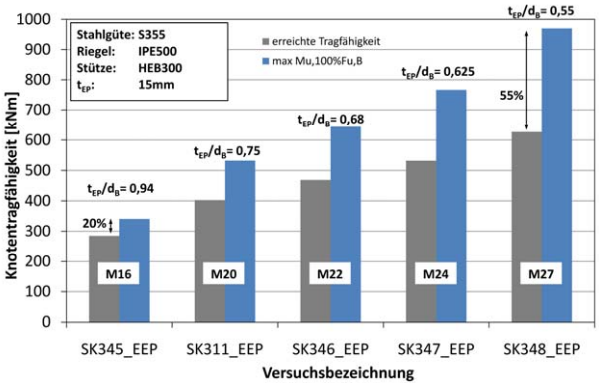


Bild 6-43: Einfluss t_{EP}/d_B auf ungestörte Schraubentragfähigkeit für Serie SK345_EEP

In den Simulationen der Serie SK340_EEP und SK345_EEP wurde ergänzend untersucht, wie sich die Tragfähigkeit des Anschlusses bei konstanter Stirnplattendicke und alleiniger Vergrößerung des Schraubendurchmessers steigern lässt. Für diese Untersuchungen wurde ein Stützenprofil HEB300 gewählt, was wiederum zu einem Verhältnis $t_{EP}/t_{cf} = 0{,}79$ führt, also eher ein „weiches“ Stützenprofil darstellt. Die Ergebnisse hierzu sind in Bild 6-42 und Bild 6-43 gegeben.

Dabei ist die maximal mögliche Momententragfähigkeit des Knotens bei ungestörtem Schraubentragverhalten der erreichten Knotentragfähigkeit gegenübergestellt. Mit abnehmendem t_{EP}/d_B - Verhältnis wird die Reduktion der Schraubenzugtragfähigkeit immer deutlicher.

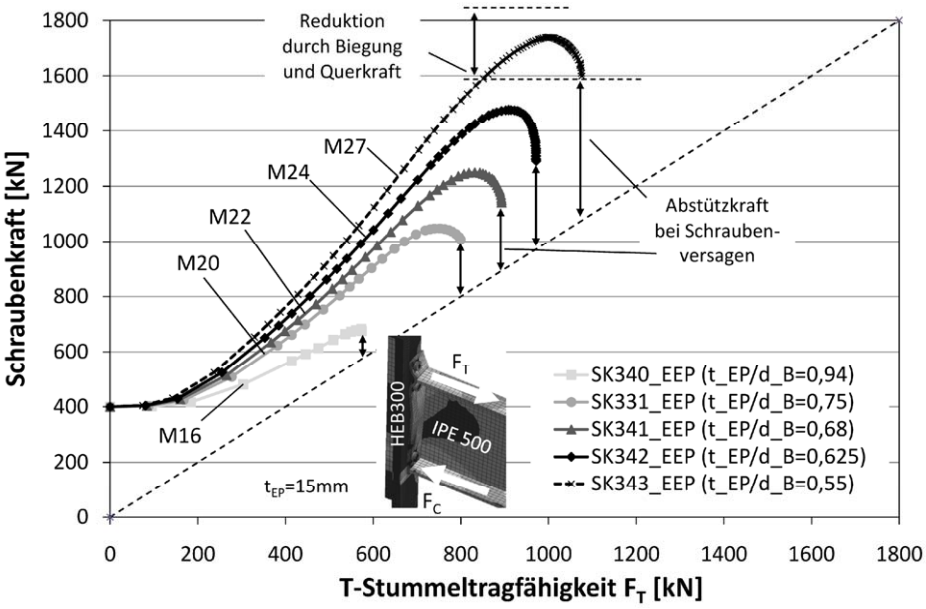


Bild 6-44: Tragfähigkeit der Zugzone des Knotens im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit für SK340_EEP-SK343_EEP [Ahg. D]

Die Störeinflüsse auf die Schraubenzugtragfähigkeit begründen sich anhand Bild 6-44. Mit kleiner werdendem t_{EP}/d_B - Verhältnis nehmen sowohl die Schraubenbiegung als auch die Abstützkräfte zu. Desweiteren ist anhand der Untersuchungen in Bild 6-42 und Bild 6-43 zu erkennen, dass anscheinend der oben beschriebene Einfluss bei niedrigeren Riegelprofilen stärker ausgeprägt ist als bei höheren Profilen.

6.4.2.3 Einfluss auf das Verformungsverhalten

Grundsätzlich verhält sich die überstehende Stirnplattenverbindung, hinsichtlich des Verformungsvermögens, bei Variation des t_{EP}/d_B - Verhältnisses ähnlich der bündigen Stirnplatte. In Bild 6-45 und Bild 6-46 sind die erreichten Rotationskapazitäten für die Serie SK380_EEP und SK385_EEP abgebildet und die überproportionale Zunahme der Rotation beim Unterschreiten eines bestimmten Wertes von t_{EP}/d_B ist auch hier offensichtlich. Vergleicht man die Serien SK380_EEP und SK385_EEP ist zudem der Einfluss der Stützenflanschdicke auf die Rotationskapazität zu erkennen. Der gedrungene Flansch (HEM300) bei Serie SK385_EEP trägt bei größeren t_{EP}/d_B - Verhältnissen keine nennenswerte Verformung zur Rotationskapazität bei und deshalb ist die Rotationskapazität von SK387_EEP und SK388_EEP etwas geringer als von SK382_EEP und SK383_EEP.

Für kleine t_{EP}/d_B - Verhältnisse wie bei SK385_EEP konnten durch das gedrungene Stützenprofil kleinere Abstützkräfte im Vergleich zu SK380_EEP beobachtet werden, was eine minimal größere Grenzmomententragfähigkeit (siehe Bild 6-38 und Bild 6-39) und somit auch eine etwas größere Rotationskapazität bedingt.

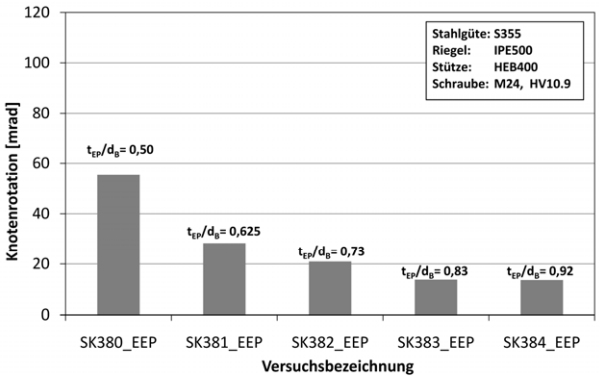


Bild 6-45: Einfluss des t_{EP}/d_B -Verhältnisses auf die Knotenrotation Φ_u für Serie SK380_EEP

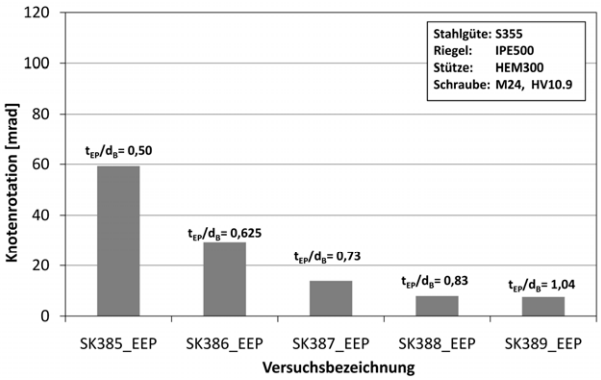


Bild 6-46: Einfluss des t_{EP}/d_B -Verhältnisses auf die Knotenrotation Φ_u für Serie SK385_EEP

Beim Auswerten der Serie SK340_EEP und SK345_EEP mit konstanter Stirnplattendicke und zunehmendem Schraubendurchmesser ist die nichtlineare Zunahme der Rotationskapazität mit abnehmendem t_{EP}/d_B - Verhältnis analog zu Bild 6-45 und Bild 6-46.

Auffallend ist beim Vergleich der Diagramme in Bild 6-47 und Bild 6-48 der Einfluss der Riegelhöhe. Das kleinere Riegelprofil IPE400 in Bild 6-47 weist bei sonst gleichen Randbedingungen fast die doppelte Rotationskapazität auf wie der Riegel IPE500 in Bild 6-48. Das bestätigt die Beobachtung, dass große Rotationskapazitäten mit relativ hohen Riegelprofilen deutlich schwerer zu realisieren sind.

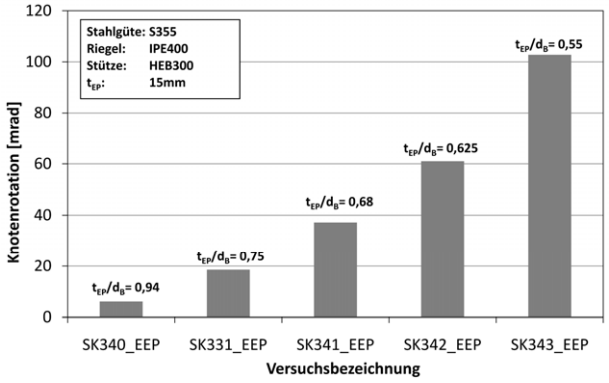


Bild 6-47: Einfluss des t_{EP}/d_B -Verhältnisses auf die Knotenrotation Φ_u für Serie SK340_EEP

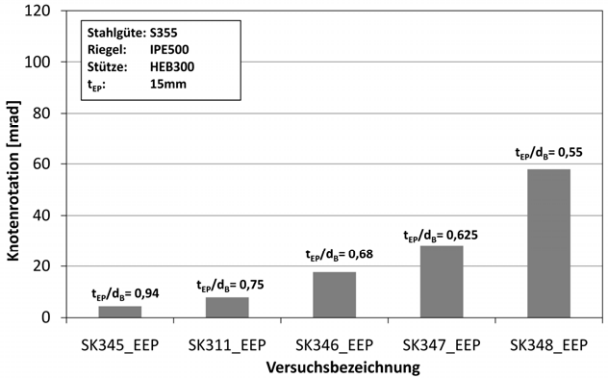


Bild 6-48: Einfluss des t_{EP}/d_B -Verhältnisses auf die Knotenrotation Φ_u für Serie SK345_EEP

Generell wirkt sich, wie auch bei den bündigen Stirnplatten, ein kleineres t_{EP}/d_B - Verhältnis positiv auf die Rotationskapazität aus.

Wird dagegen ein Verhältnis $t_{EP}/d_B \sim 1{,}0$ gewählt, wie es z.B. im Berechnungsmodell nach DASt/DSTV [79], [88] als Mindestmaß vorgeschlagen wird, dann ist nur ein rein elastisches Verformungsverhalten anzutreffen, das eine sehr beschränkte Rotationskapazität bedingt.

6.4.3 *Einfluss des horizontalen Schraubenabstandes m auf das Trag-und Verformungsverhalten*

6.4.3.1 Allgemeines

Analog den Untersuchungen in Kapitel 6.3.3 wurde auch für die Parameterstudie an überstehenden Stirnplatten der horizontale Abstand als Vielfaches des Schraubendurchmessers variiert.

Der minimale Abstand ist dabei ebenfalls mit $m = 1{,}5d_B$ festgelegt und der maximale Abstand mit $m = 4{,}5d_B$. Beispielhaft stehen die Ergebnisse der Serie SK300_EEP in Bild 6-49 für den Einfluss des horizontalen Schraubenabstandes m auf das Trag- und Verformungsverhalten.

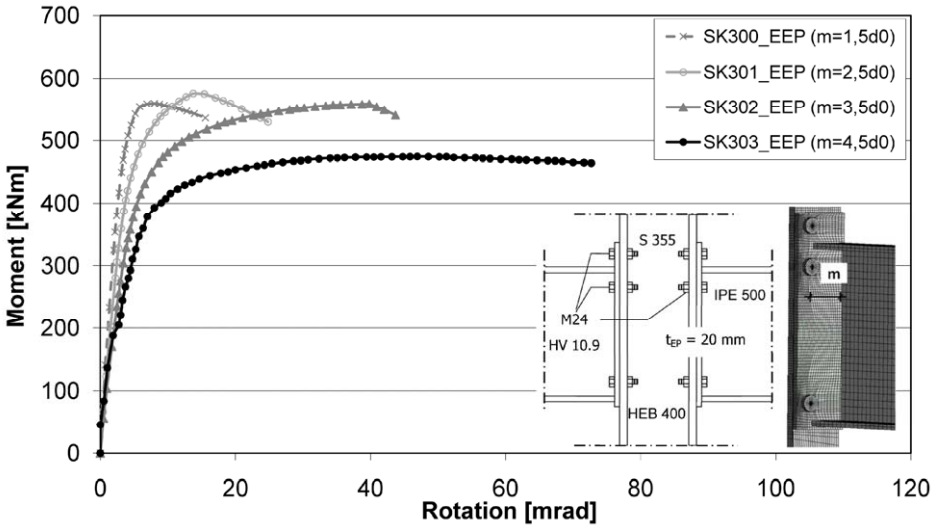


Bild 6-49: Anschlusscharakteristik in Abhängigkeit des horizontalen Schraubenabstandes m bei überstehender Stirnplatte [Ahg. B]

6.4.3.2 Einfluss auf das Tragverhalten

Anhand Bild 6-49 ist zu erkennen, dass auch für überstehende Stirnplattenverbindungen die Zunahme des horizontalen Abstandes m eine prinzipielle Abnahme der Grenzmomententragfähigkeit des Knotens bedingt. Allerdings unterscheidet sich das Tragverhalten insgesamt etwas von den bündigen Stirnplatten. Dies ist im Detail in Bild 6-50 und Bild 6-51 aufgezeigt. Besonders in Kombination mit kleinen t_{EP}/d_B - Verhältnissen oder hohen Stahlgüten verursacht ein größerer Abstand m keine Reduktion der Momententragfähigkeit im Vergleich zu einem kleinen Abstand m. In Bild 6-51 ist zu erkennen, dass die dünnere Stirnplatte (t_{EP} = 15mm & M20 Schraube) auch für große Abstände m keine signifikante Abnahme der Momententragfähigkeit aufweist. Dies ist durch ein „weicheres“ Plattentragverhalten und eine damit verbundene Reduktion der Abstützkräfte zu erklären. In Bild 6-50 ist für die Stahlgüte S690 für alle Abstände m annährend die gleiche Tragfähigkeit zu verzeichnen. Der Einfluss des Schraubenabstandes m auf das Tragverhalten steht desweiteren in einer gewissen Abhängigkeit zur Stahlgüte. Hierzu ist in Bild 6-50 die Momententragfähigkeit für gleiche Knotenkonfigurationen unterschiedlicher Stahlgüten über den horizontalen Schraubenabstand m aufgetragen. Gerade bei höheren Stahlgüten führt die Vergrößerung des Abstandes m auch wieder zu einem „weicheren“ Plattentragverhalten und einer damit verbundenen Reduktion der Abstützkräfte. Dies gilt solange die Abstützkräfte im Kragarm dominieren. Werden durch das nach Außensetzen der Schrauben die Abstützkräfte am Rand der bündigen Platte maßgebend, gleicht das Tragverhalten wieder mehr den bündigen Stirnplatten. Eine ausführliche Analyse und Erläuterung dieser Phänomene bei überstehenden Stirnplatten finden sich im internen Forschungsbericht [75].

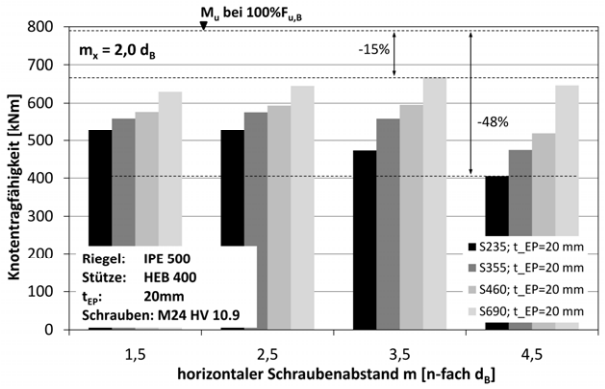


Bild 6-50: Einfluss des Abstandes m auf die Knotentragfähigkeit M_u bei unterschiedlichen Stahlgüten

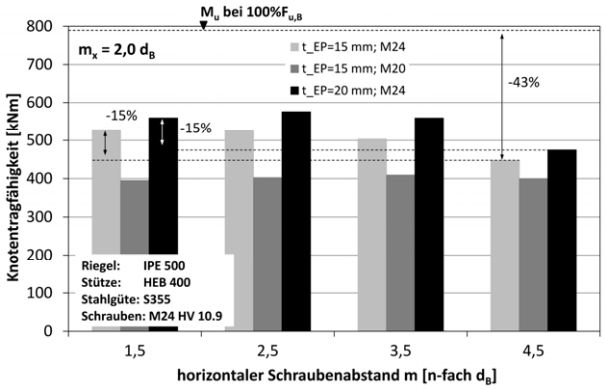


Bild 6-51: Einfluss des Abstandes m auf die Knotentragfähigkeit M_u bei unterschiedlichen t_{EP}/d_B-Verhältnissen

Der Einfluss des horizontalen Schraubenabstandes m auf die Momententragfähigkeit des Knotens ist bei überstehenden Stirnplatten demnach etwas differenzierter zu betrachten als für bündige Stirnplatten. Speziell die unterschiedliche Entwicklung der Abstützkräfte im innenliegenden und vor allem im kragarmähnlichen Bereich der Stirnplatte erschwert hier eine pauschale Aussage. Für die Erarbeitung des Knotenkorrekturfaktors in Kapitel 7.4 werden die aufgezeigten Phänomene aber nicht gesondert behandelt. In diesen Fällen wird die Tragfähigkeit auf der sicheren Seite etwas unterschätzt.

6.4.3.3 Einfluss auf das Verformungsverhalten

Wie schon für die bündigen Stirnplatten erläutert, hat die Vergrößerung des horizontalen Abstandes m zur Folge, dass die stützende Wirkung des Riegelsteges für die Stirnplatte abnimmt. Für überstehende Stirnplatten betrifft dies nur die innenliegenden Schrauben, da der kragarmähnliche Bereich der Stirnplatte keine stützende Wirkung des Riegelsteges erfährt. So erhöht sich auch bei überstehenden Stirnplatten die Verformungsfreudigkeit mit zunehmender Vergrößerung des Abstandes m. Es ist aber auch hier zu bedenken, dass der tatsächliche Einfluss des Abstandes m auf das Verformungsverhalten immer an weitere Randbedingungen wie das Verhältnis t_{EP}/d_B oder auch die Stahlgüte (Streckgrenze) geknüpft ist. In Bild 6-52 ist der kombinierte Einfluss Schraubenabstand m mit unterschiedlicher Stahlgüte exemplarisch aufgezeigt. Für alle Stahlgüten lässt sich durch Vergrößerung des Abstandes m, die Knotenduktilität deutlich steigern. Die Steigerungsraten fallen unterschiedlich aus, liegen aber in ähnlicher Größenordnung wie bei den bündigen Stirnplatten in Kapitel 6.3.3. Bild 6-53 zeigt, wie sich der Abstand m bei diversen t_{EP}/d_B - Verhältnissen auf die Rotationskapazität auswirkt. Auch hier hat die Vergrößerung von m eine klare, aber nicht definierbare Steigerung der Rotationskapazität zur Folge.

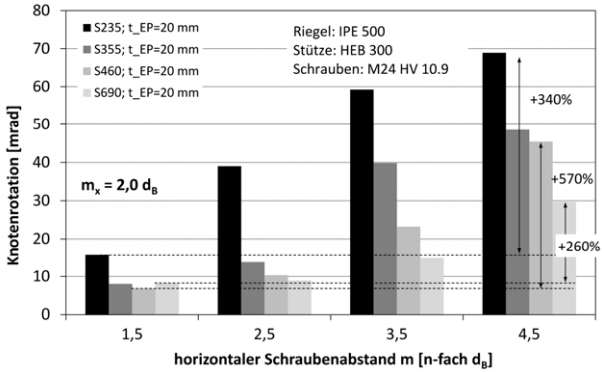


Bild 6-52: Einfluss des Abstandes m auf die Rotationskapazität für unterschiedliche Stahlgüten

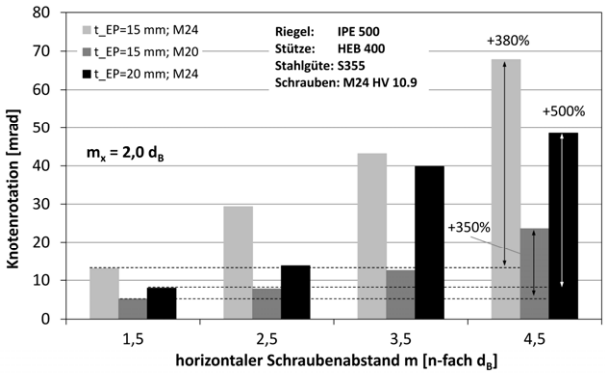


Bild 6-53: Einfluss des Abstandes m auf die Rotationskapazität für diverse Verhältnisse t_{EP}/d_B

6.4.4 *Einfluss des vertikalen Abstandes m_2 bzw. m_x auf das Trag- und Verformungsverhalten*

6.4.4.1 Allgemeines

Die Auswertung der Aufteilung der Schraubenkräfte auf die außen- und innenliegenden Schrauben in Kapitel 6.4.2.2 hat eine relativ gleichmäßige Verteilung aufgezeigt. Damit dürfte bei der überstehenden Stirnplatte, im Vergleich zur bündigen Stirnplatte, die Veränderung des vertikalen Schraubenabstandes keine nennenswerten Änderungen der Momententragfähigkeit verursachen. Dieser Eindruck wird durch Bild 6-54 und Bild 6-55 aber widerlegt.

6.4.4.2 Einfluss auf das Tragverhalten

Anders als für den horizontalen Abstand zeigt sich bei Vergrößerung des vertikalen Abstandes für alle Stahlgüten eine stetige Abnahme der Knotentragfähigkeit, wie aus Bild 6-54 und Bild 6-55 hervorgeht. Interessant ist, worauf sich die Abnahme der Knotentragfähigkeit der unter-

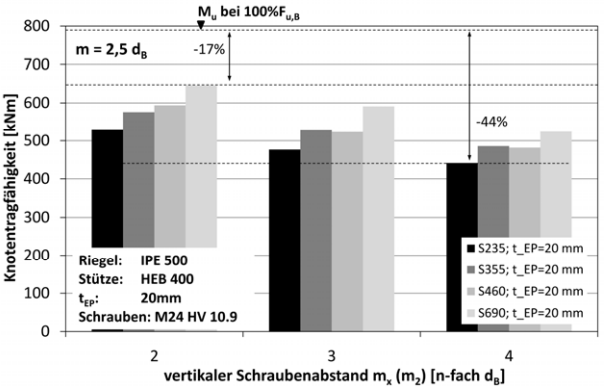


Bild 6-54: Einfluss des Abstandes m_2 auf die Knotentragfähigkeit bei verschiedenen Stahlgüten

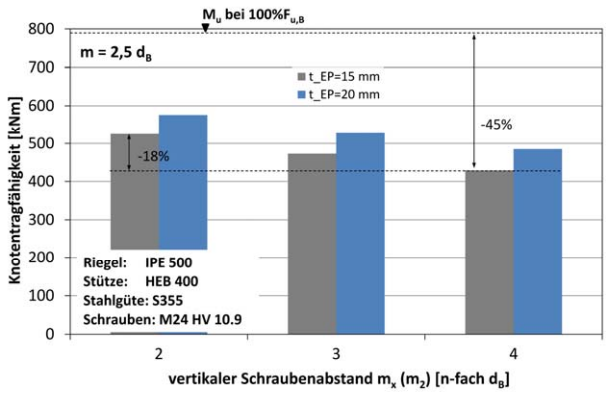


Bild 6-55: Einfluss des Abstandes m_2 auf die Knotentragfähigkeit für verschiedene t_{EP}/d_B

schiedlichen Stahlgüten bei Vergrößerung des Abstandes m_2 bzw. m_x begründet. Hierfür sind wieder für die niedrigste und höchste Stahlgüte die Effekte Schraubenbiegung und Abstützkräfte ausgewertet worden. Dabei ist in Bild 6-56 für Stahlgüte S235 eine Zunahme des Einflusse aus Schraubenbiegung bzw. zusätzlicher Querkraft in der Schraube erkennbar. Die Abstützkräfte bleiben für alle m_2 bzw. m_x - Werte in etwa gleich.

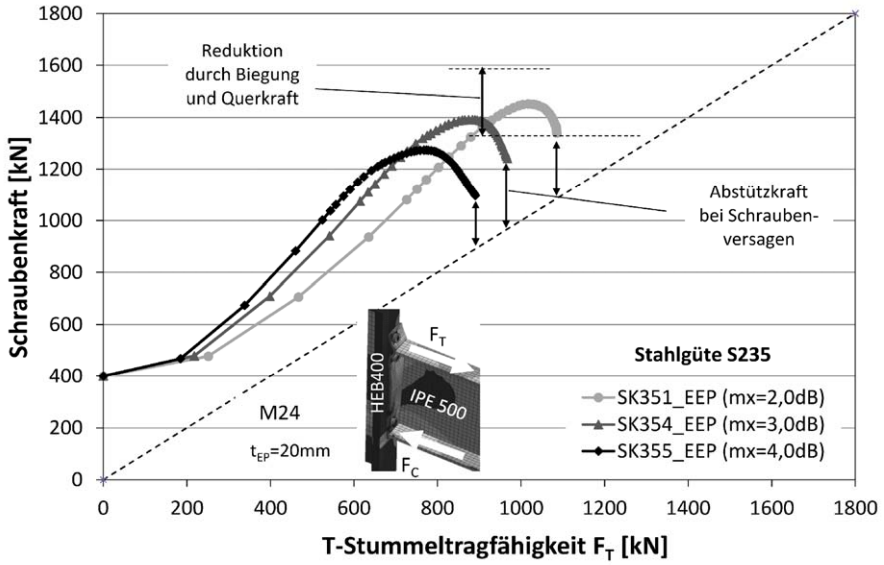


Bild 6-56: Tragfähigkeit der Zugzone des Knotens im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit für Serie SK351_EEP [Ahg. D]

Für Stahlgüte S690 in Bild 6-57 ist dagegen der Effekt aus Schraubenbiegung für alle m_2 bzw. m_x - Werte konstant, dafür wachsen die Abstützkräfte an und sind die Ursache für die Abnahme der Knotentragfähigkeit.

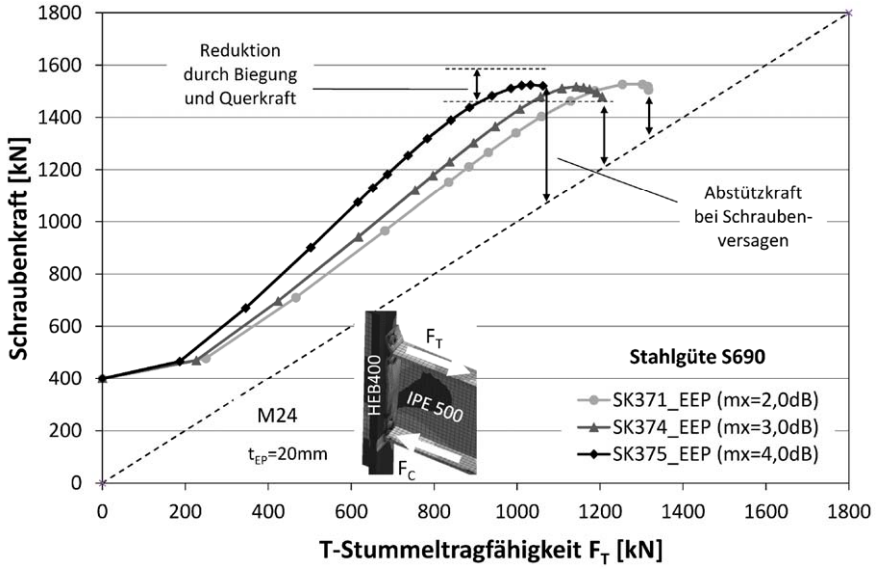


Bild 6-57: Tragfähigkeit der Zugzone des Knotens im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit für Serie SK371_EEP [Ahg. D]

Damit sind für für den horizontalen Schraubenabstand m und den vertikalen Abstand m_2 bzw. m_x entgegengesetzte Effekte für die beiden Stahlgüten S235 und S690 festzustellen, was Schraubenbiegung und Abstützkräfte betrifft. Ob dies Auswirkungen auf den Knotenkorrekturfaktor überstehender Stirnplatten hat, wird sich in Kapitel 7.4 zeigen.

6.4.4.3 Einfluss auf das Verformungsverhalten

Für die bündigen Stirnplatten hat die Vergrößerung des vertikalen Schraubenabstandes zum Riegelflansch durchweg eine positive Wirkung auf die Knotenduktilität gezeigt. Für überstehenden Stirnplatten ist bei Vergrößerung vom m_2 bzw. m_x ebenfalls ein für das Verformungsverhalten positive Effekt zu beobachten, aber eben nicht generell. Die Zunahme von m_2 bzw. m_x kann, wie in Bild 6-58 und Bild 6-59 zu sehen, bei gewissen Randbedingungen auch zu keiner nennenswerten Steigerung der Rotationskapazität führen.

Das betrifft in Bild 6-58 alle Stahlgüten außer S235. Die Steigerungen der Rotationskapazität fallen hier bei S355 bis S690 minimal aus, gleichzeitig bedeutet die Vergrößerung allerdings deutliche Einbußen in der Tragfähigkeit. In Bild 6-59 ist nur für ein kleines Verhältnisse t_{EP}/d_B eine Zunahme der Rotationskapazität zu beobachten. Es ist nur für sehr kleine Verhältnisse t_{EP}/d_B und eine niedrige Stahlgüte ein genereller positiver Einfluss festzustellen.

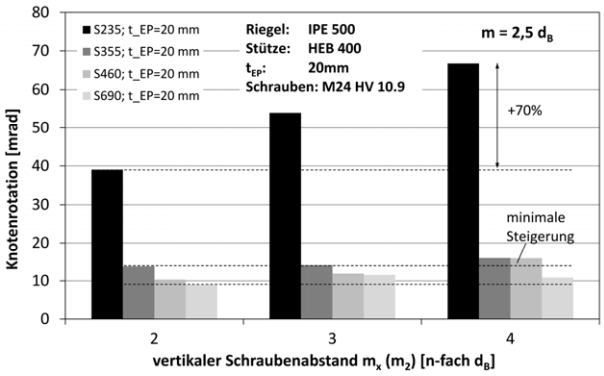


Bild 6-58: Einfluss des Abstandes m_2 auf die Rotationskapazität bei verschiedenen Stahlgüten

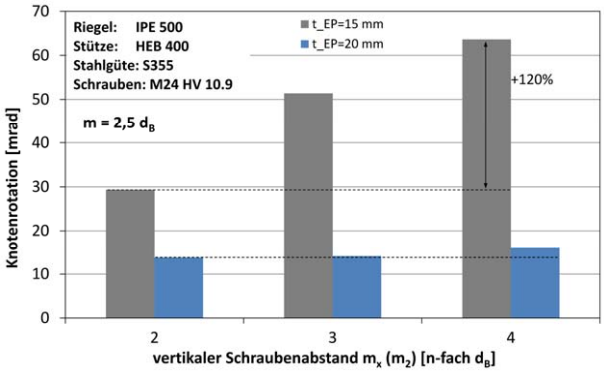


Bild 6-59: Einfluss des Abstandes m_2 auf die Rotationskapazität für verschiedene t_{EP}/d_B

Damit ist bei überstehenden Stirnplatten der Parameter m_2 bzw. m_x als Werkzeug zur Verbesserung der Knotenduktilität nur beschränkt geeignet bzw. an gewisse Restriktionen geknüpft.

6.4.5 *Einfluss gleichzeitiger Änderung der Abstände m und m_2 (m_x) auf das Trag- und Verformungsverhalten*

Für bündige Stirnplatten stellt sich das Verschieben der Schrauben diagonal nach außen als sehr effektives Mittel dar, um die Rotationskapazität, im Vergleich zur einfachen Vergrößerung

von m und m_2, nochmal deutlich zu steigern. In Bild 6-60 und Bild 6-61 ist der Einfluss der gleichzeitigen Vergrößerung von m und m_2 für überstehende Stirnplatten aufgezeigt. Gut zu erkennen ist die Zunahme der Rotationskapazität bei gleichzeitiger Abnahme der Tragfähigkeit. Diese Grundcharakteristik scheint unabhängig vom Verhältnis t_{EP}/d_B, solange gilt $t_{EP}/d_B < 1{,}0$.

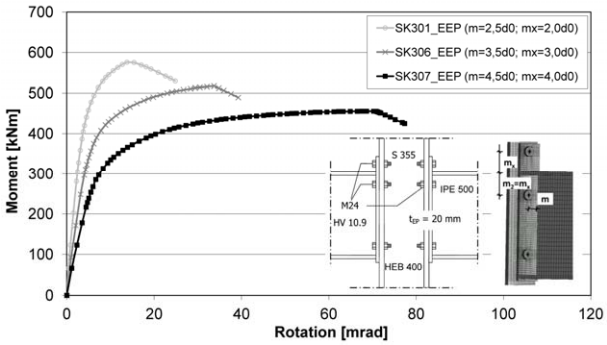


Bild 6-60: Einfluss der gleichzeitigen Vergrößerung von m und m_2 für t_{EP}/d_B=0,83 [Ahg. B]

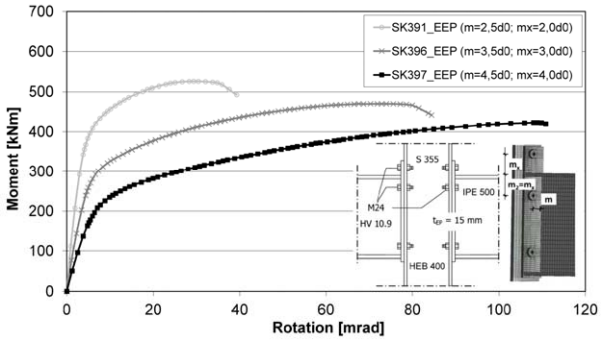


Bild 6-61: Einfluss der gleichzeitigen Vergrößerung von m und m_2 für t_{EP}/d_B=0,625 [Ahg. B]

Wird die gleichzeitige Vergrößerung des horizontalen und vertikalen Schraubenabstandes mit der reinen Vergrößerung des horizontalen Schraubenabstandes m verglichen ist eine leichte Reduktion der Tragfähigkeit ersichtlich, siehe Bild 6-62 und Bild 6-63. Die Größenordnung der Reduktion innerhalb einer Serie ist vergleichbar zu den Untersuchungen an bündigen Stirnplatten in Kapitel 6.3.5. Allerdings befindet sich die Tragfähigkeit, in Bezug auf die maximal mögliche Tragfähigkeit bei ungestörter Schraubenzugtragfähigkeit, auf deutlich niedrigerem Niveau im Vergleich zu den bündigen Stirnplatten.

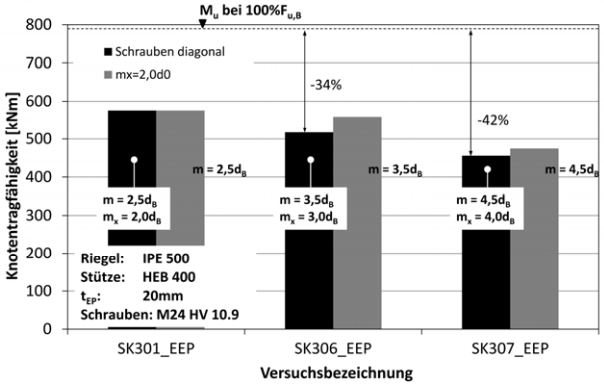


Bild 6-62: Einfluss der gleichzeitigen Vergrößerung von m und m_2 für M_u bei t_{EP}/d_B=0,83

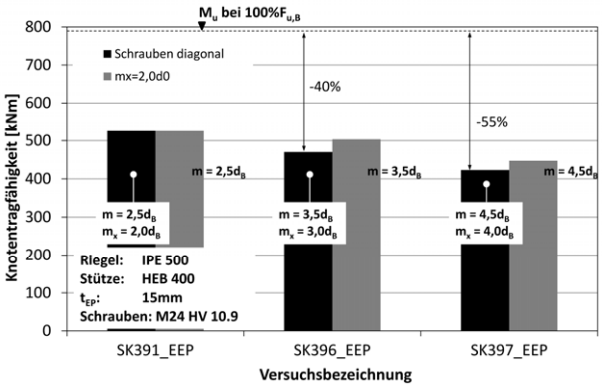


Bild 6-63: Einfluss der gleichzeitigen Vergrößerung von m und m_2 für M_u bei t_{EP}/d_B=0,625

Die Steigerung der Rotationskapazität fällt bei den überstehenden Stirnplatten dagegen etwas differenzierter aus. Für das Verhältnis t_{EP}/d_B =0,83 in Bild 6-64 ist für den FE-Versuch SK306_EEP sogar eine geringere Knotenrotation zu beobachten als für den korrespondierenden Versuch mit nur einfacher Vergrößerung des Abstandes m.

Die Serie mit Verhältnis t_{EP}/d_B =0,625 in Bild 6-65 zeigt einen sehr ähnlichen Einfluss der diagonal verschobenen Schrauben, wie er auch bei bündigen Stirnplatten in Bild 6-26 zu erkennen war. Die gleichzeitige Vergrößerung von m und m_2 kann hier durchweg eine höhere Rotationskapazität aufweisen als nur die einfache Vergrößerung von m.

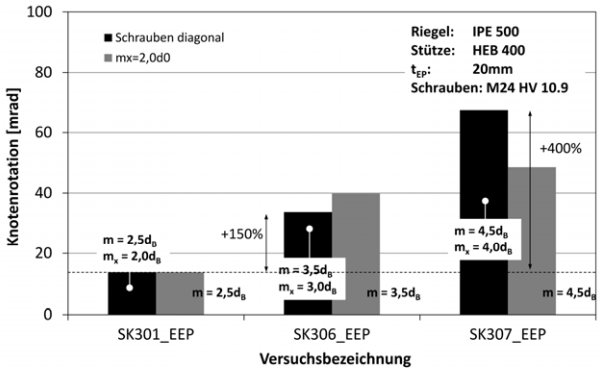


Bild 6-64: Einfluss der gleichzeitigen Vergrößerung von m und m_2 für Φ_u bei t_{EP}/d_B=0,83

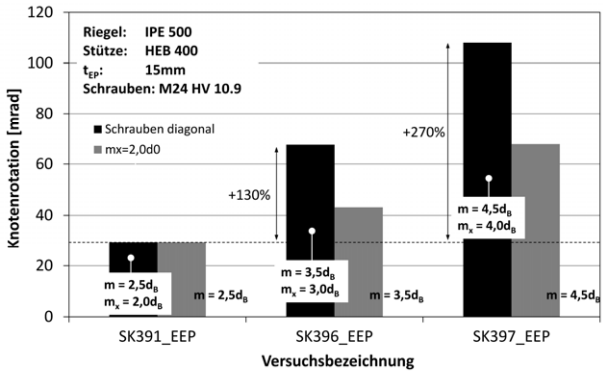


Bild 6-65: Einfluss der gleichzeitigen Vergrößerung von m und m_2 für Φ_u bei t_{EP}/d_B=0,625

6.4.6 *Einfluss der Stahlgüte auf das Trag- und Verformungsverhalten*

Der grundsätzliche Einfluss unterschiedlicher Stahlgüten wurde bereits in Kapitel 5.2.7 und Kapitel 0 diskutiert. In Kapitel 6.4.2 bis 6.4.5 wurde im Rahmen der Untersuchungen zum Einfluss des Schraubenabstandes bei überstehenden Stirnplatten auch schon auf den Einfluss der Stahlgüte vorgegriffen.

In Bild 6-66 sind die Knotencharakteristika für S235 bis S690 bei einem Verhältnis t_{EP}/d_B = 0,83 und in Bild 6-67 bei einem Verhältnis t_{EP}/d_B = 0,625 aufgezeigt. Mit zunehmender Stahlgüte nimmt dabei die Tragfähigkeit zu und die Rotationskapazität ab.

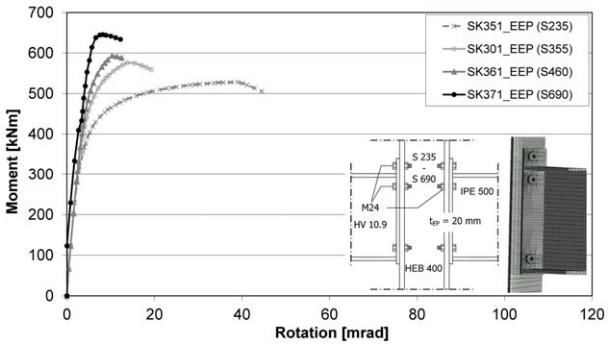


Bild 6-66: Einfluss der Stahlgüte bei t_{EP}/d_B = 0,83 *[Ahg. B]*

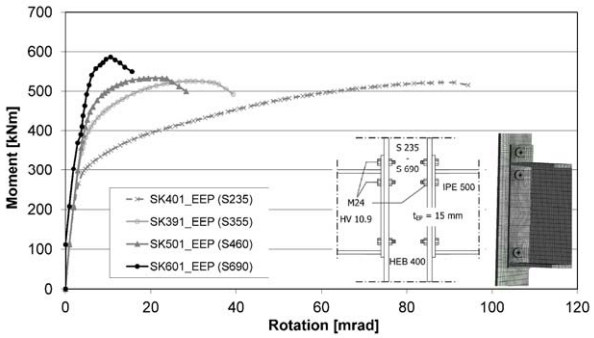


Bild 6-67: Einfluss der Stahlgüte bei t_{EP}/d_B = 0,625 *[Ahg. B]*

Um den Abfall der Tragfähigkeit von S690 bis S235 erklären zu können, dienen Bild 6-68 und Bild 6-69. Hier sind für alle untersuchten Stahlgüten die Effekte aus Schraubenbiegung und Abstützkräften erfasst.

Mit Abnahme der Stahlgüte von S690 auf S355 ist aus den Diagrammen in Bild 6-68 und Bild 6-69 eine leichte Zunahme der Abstützkräfte abzulesen, während die Effekte aus Schraubenbiegung beinahe unverändert bleiben. Dies lässt sich wieder durch ein sich veränderndes Klaffungsverhalten zwischen Stirnplatte und Stützenflansch erklären.

Werden Platte und Flansch etwas weicher, nimmt die V-förmige Klaffung zu und zusätzliche Kantenpressung entsteht, woraus die Beträge der Abstützkräfte resultieren.

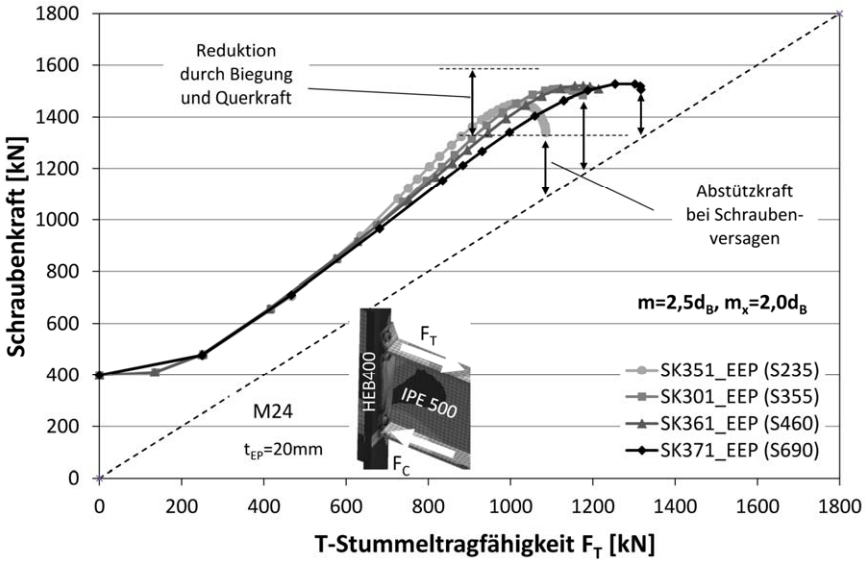


Bild 6-68: Tragfähigkeit der Zugzone des Knotens im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit für Serie SK351-301-361-371_EEP [Ahg. D]

Für die Stahlgüte S235 wird nun die Stirnplatte und der Stützenflansch teilweise so weich, dass die Abstützkräfte zum Teil schon wieder rausplastizieren können und damit im Vergleich zu S355 wieder zurückgehen.

Allerding bedingt das duktilere Verhalten der Platte bei Stahlgüte S235, dass die Schraube mehr Reduktion durch Biegung und Querkraft erfährt. In Bild 6-69 ist z.B für SK401 und SK391 zu erkennen, dass beide annäherend die gleiche T-Stummeltragfähigkeit aufweisen, die ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit aber durch jeweils unterschiedliche Anteile aus Abstützkräften und Schraubenbiegung reduziert wird.

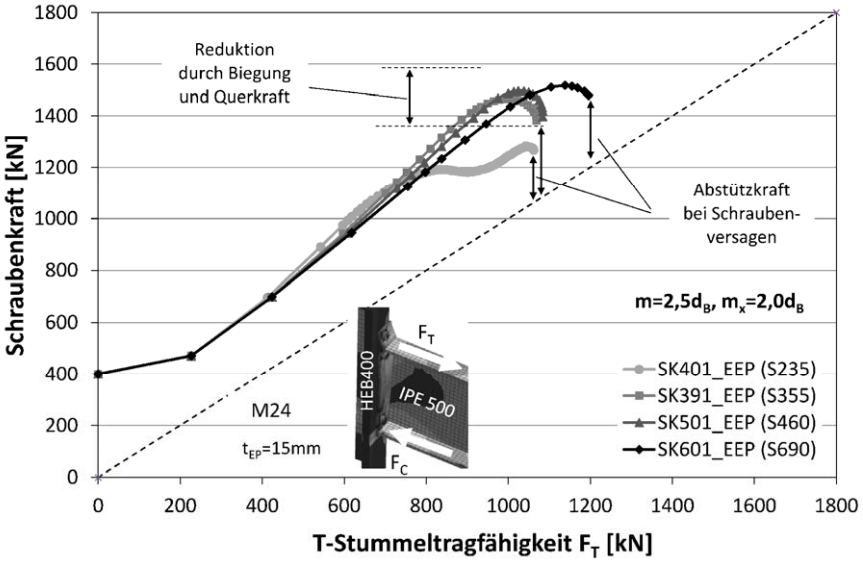


Bild 6-69: Tragfähigkeit der Zugzone des Knotens im Vergleich zur Schraubentragfähigkeit für Serie SK401-391-501-601_EEP [Ahg. D]

6.5 Vergleich bündiger und überstehender Stirnplatten

Als größter Unterschied zwischen bündigen und überstehenden Stirnplatten wurde bereits die Entstehung und Größe der Abstützkräfte identifiziert. Dafür ist vor allem der kragarmähnliche Bereich bei überstehenden Stirnplatten verantwortlich. Im Folgenden soll anhand eines exemplarischen Vergleichs der numerischen Ergebnisse bündiger und überstehender Stirnplatten der Unterschied für nachfolgende Parameter erörtert werden:

- Verhältnis t_{EP}/d_B
- horizontaler Schraubenabstand m
- vertikaler Schraubenabstand m_2 bzw. m_x
- Stahlgüte f_y

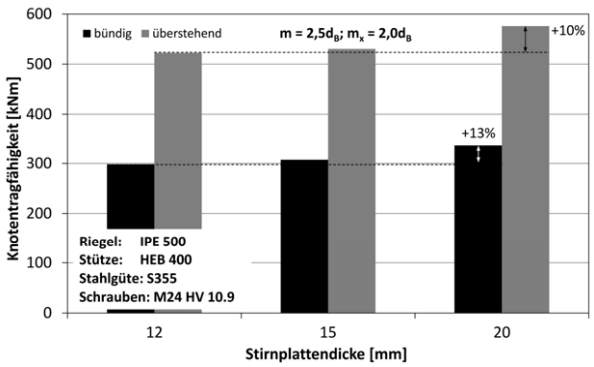


Bild 6-70: Vergleich des Einflusses von t_{EP}/d_B auf M_u

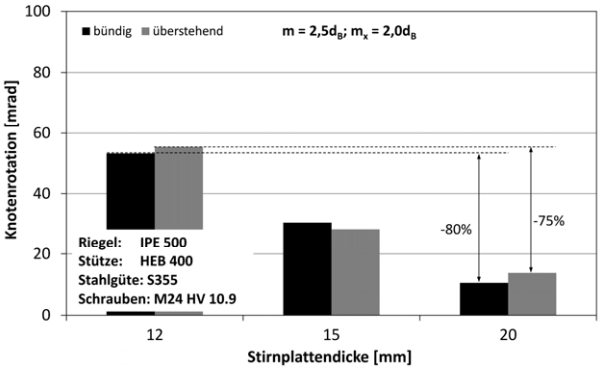


Bild 6-71: Vergleich des Einflusses von t_{EP}/d_B auf Φ_u

In Bild 6-70 und Bild 6-71 zeigt sich, dass für bündige und überstehende Stirnplatten das Verhältnis t_{EP}/d_B sowohl für die Tragfähigkeit M_u als auch für die Rotationskapazität Φ_u nur geringe Unterschiede aufweist. Der Einfluss dieses Parameters ist für beide Knotentypen vergleichbar.

In Bild 6-72 und Bild 6-73 ist zu erkennen, dass für bündige und überstehende Stirnplatten der horizontale Schraubenabstand m für die Grenzmomententragfähigkeit M_u einen ähnlichen Einfluss hat, für die Rotationskapazität Φ_u dagegen unterschiedlich ausfällt.

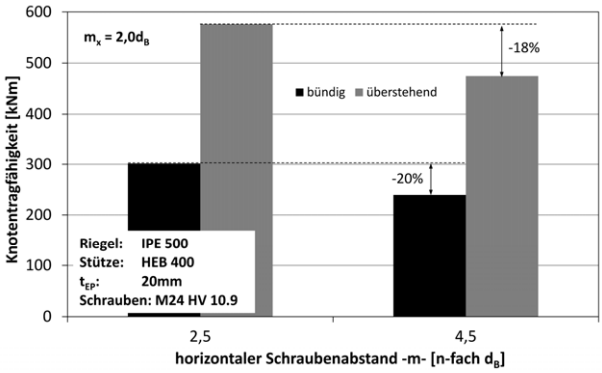


Bild 6-72: Vergleich des Einflusses von m auf M_u

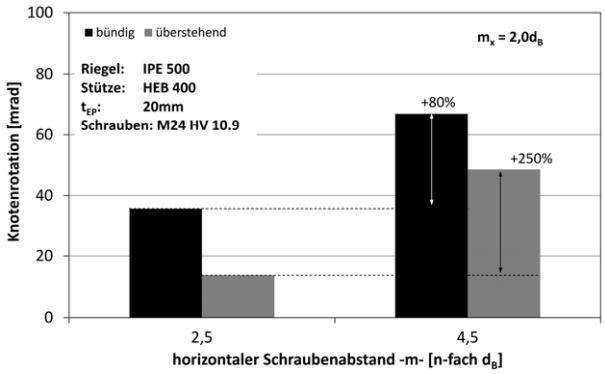


Bild 6-73: Vergleich des Einflusses von m auf Φ_u

Der vertikale Schraubenabstand m_2 beeinflusst bei den überstehenden Stirnplatten speziell die Größe der Abstützkräfte.

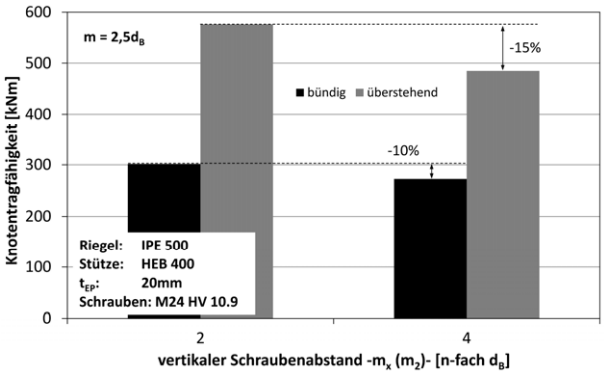


Bild 6-74: Vergleich des Einflusses von m_2 auf M_u

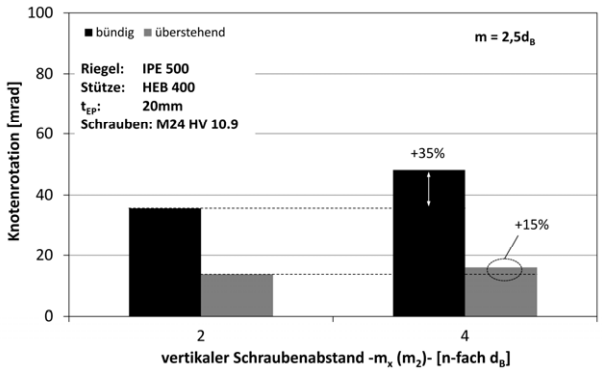


Bild 6-75: Vergleich des Einflusses von m_2 auf Φ_u

Dies wirkt sich in Bild 6-74 durch einen etwas stärkeren Einfluss von m_2 auf die Tragfähigkeit der überstehenden Stirnplatte aus. Das bedingt auch, dass bei überstehenden Stirnplatten der positive Einfluss auf die Rotationskapazität Φ_u geringer ausfällt als bei bündigen Stirnplatten, siehe Bild 6-75. Der Parameter m_2 hat demnach für beide Knotentypen einen unterschiedlichenn Einfluss auf das Trag- und Verformungsverhalten.

Als letzter Parameter wird der Einfluss der Stahlgüte verglichen. Hinsichtlich der Grenzmomententragfähigkeit M_u ist in Bild 6-76 zu beobachten, dass überstehende Stirnplatten bei der Verwendung hochfester Stähle mehr profitieren. Das liegt zum einen daran, dass hier mit zunehmender Stahlgüte (Streckgrenze) die Effekte aus Schraubenbiegung zurückgehen und zum anderen die Abstützkräfte abnehmen. Für bündige Stirnplatten ist dagegen bei hoher Stahlgüte eher eine Zunahme der Abstützkräfte zu beobachten. In Bezug auf das Verformungsverhalten ist anhand Bild 6-77 kein wesentlicher Unterschied beider Knotentypen erkennbar.

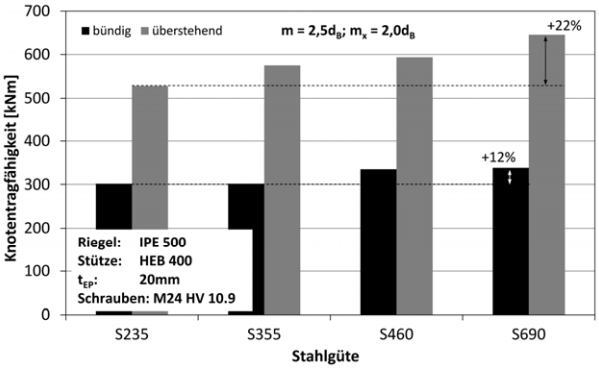


Bild 6-76: Vergleich des Einfluss von f_y auf M_u

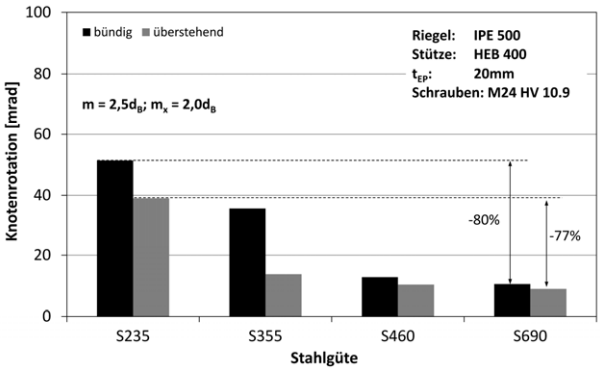


Bild 6-77: Vergleich des Einfluss von f_y auf Φ_u

Damit können für das zu erarbeitende Bemessungsmodell in Kapitel 7 die Parallelen beider Knotentypen genutzt werden und es kann versucht werden, das Modell für bündige Stirnplatten zu entwickeln und anhand geringer Modifikationen oder Ergänzungen auch für überstehende Stirnplatten anwendbar zu machen.

6.6 Schlussfolgerung und Zusammenfassung

Die durchgeführten numerischen Untersuchungen zum Tragverhalten überstehender Stirnplatten mit 2 Schrauben in einer Reihe haben gezeigt, dass die doppelte Anzahl an Zugschrauben im Vergleich zu bündigen Stirnplatten mit 2 Schrauben in einer Reihe, nicht automatisch eine Verdopplung der zu Verfügung stehenden Zugkraft bedeutet. Damit wird auch der von Steurer [85] vorgestellte Ansatz zur Berechnung überstehender Stirnplattenverbindungen nach SIA [19] bzw. SZS [20] vom Grundsatz her bestätigt, dass Abstützkräfte im Kragarm der überstehenden Stirnplatte eine Reduktion der ansetzbaren Zugkraft der äußeren Schraube notwendig machen. Nach SZS-Modell [20] sind die inneren Schrauben mit 100% ihres Zugkraftwiderstandes und die äußeren Schrauben mit 70% des Zugkraftwiderstandes zu berücksichtigen. Dabei wird für alle Anschlusstypen von einer einheitlichen Hebelkraft bzw. Abstützkraft in Höhe von 30% der Schraubenzugkräfte ausgegangen. Allerdings bezieht sich dieses Modell auf Stirnplattendicken $t_{EP} \geq 1{,}0d_B$. Das bedeutet für den auf der Flanschinnenseite befindlichen Teil der Stirnplatte ein

noch relativ verformungsarmes, nahezu elastisches Verhalten und für den kragarmähnlichen Bereich schon leichte plastische Verformungen, die eine Kantenpressung an der Oberkante der Stirnplatte ermöglichen.

Um nun analog den bündigen Stirnplatten ein vereinfachtes Bemessungsverfahren auch für überstehende Stirnplattenverbindungen anwendbar zu machen, sind die Einflussfaktoren für die Abstützkräfte zusätzlich zu berücksichtigen. Während bei den bündigen Stirnplattenverbindungen zum Zeitpunkt des letztendlichen Schraubenversagens die Abstützkräfte größtenteils wieder abgebaut sind und somit vereinfachend vernachlässigt werden können, ist dies für die überstehenden Stirnplatten nicht der Fall.

Zudem ist bei den überstehenden Stirnplatten zu beobachten gewesen, dass die Rotationskapazitäten nicht die ganz hohen Werte bündiger Stirnplatten erreichen. Allerdings werden die doch noch beachtlichen Rotationskapazitäten der überstehenden Stirnplatten auf deutlich höherem Tragniveau erreicht als für die vergleichbaren bündigen Stirnplatten. Da aber die Anforderungen an die erforderliche Knotenrotation in Zusammenhang mit der Knotentragfähigkeit stehen, dürften sich die beiden Effekte in gewisser Weise kompensieren.

7 Ableitung eines vereinfachten Modells zur Bestimmung der Knotentragfähigkeit

7.1 Allgemeines

Das vereinfachte Bemessungsmodell geschraubter Stirnplattenverbindungen geht von der Grundannahme aus, dass die Schraubentragfähigkeit maßgebend für die Anschlusstragfähigkeit ist. Das bedeutet, dass anhand eines Anwendungs- bzw. Gültigkeitsbereich sicherzustellen ist, dass tatsächlich die Schraube die schwächste Komponente am Anschluss darstellt. Für die Stirnplatten- und Stützenflanschtragfähigkeit werden in diesem Modell zudem Verfestigungs- bzw. Überfestigkeitseffekte berücksichtigt. Desweiteren soll das vereinfachte Bemessungsmodell für verformungsarme wie auch duktile Anschlüsse anwendbar sein und eine zufriedenstellende Genauigkeit erreichen. Nach dem ausführlichen Verfahren der Komponentenmethode in DIN EN 1993-1-8 [8] müssen zunächst alle Komponententragfähigkeiten berechnet werden und anschließend die kleinste maßgebende Komponente bestimmt werden, um dann die plastische Momententragfähigkeit des Anschlusses zu ermitteln. Da am Anschluss eine Vielzahl Komponenten vorliegen, ist die händische Durchführung dieser Prozedur recht aufwändig. Des Weiteren besteht die Problematik, dass z.B. durch das gewählte Stützenprofil planmäßig nicht die Stirnplatte auf Biegung als schwächste Komponente vorliegt. Nach Wahl einer neuen Stirnplatte müsste die Prozedur wiederholt werden, was zusätzlichen Arbeitsaufwand bedeutet. Diese wird durch das neue Vorgehen mittels „steuernder“ geometrischer Kriterien vermieden.

Der Grundgedanke des zu entwickelnden Modells zur Bestimmung der Momententragfähigkeit geschraubter Stirnplattenanschlüsse beruht auf dem Ansatz Moment = Kraft × Hebelarm, d.h. die ansetzbare Schraubenzugkraft mit ihrem Hebelarm zu multiplizieren. Die Momententragfähigkeit an sich kann dann in drei Rechenschritten bestimmt werden. Zunächst wird die ungestörte Schraubenzugkraft nach Tabelle 3.4 in DIN EN 1993-1-8 [8] berechnet. Anschließend wird im zweiten Schritt ein Knotenkorrekturfaktor ermittelt, der die Randbedingungen am Knoten und deren abmindernde Effekte, wie Schraubenbiegung und Abstützkräfte, auf die ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit berücksichtigt. Zum Schluss kann das Widerstandsmomenten des Knotens über das Produkt von Schraubenzugkraft, Abminderungsfaktor und innerem Hebelarm berechnet werden. Begleitend zum Widerstandsmodell, wird auch noch die Überprüfung eines Anwendungsbereiches sowie die Einhaltung sogenannter Duktilitätskriterien vom Anwender abverlangt, hierzu mehr in Kapitel 8 und Kapitel 9.

7.2 Modell

Das mechanische Modell zur Bestimmung des Widerstandsmomentes des Knotens basiert auf der Annahme, dass die Zugkraftresultierende im Schwerpunkt der Schrauben angreift und die resultierende Druckkraft ihre Lage in der Schwerlinie des Druckflansches hat. Damit ist der innere Hebelarm klar definiert und anhand der geometrischen Verhältnisse einfach zu berechnen. Für überstehende Stirnplatten kann bei symmetrischer Anordnung der Zugschrauben zum Zugflansch des Riegels die Annahme getroffen werden, dass sich die Zugkraftresultierende in der Schwerlinie des Zugflansches befindet, siehe Bild 7-1 Mitte.

Die typisierten Anschlüsse [79] gehen bei den vordefinierten überstehenden Anschlussvarianten ebenfalls von einer symmetrischer Anordnung der Schrauben aus und so wird sich im Folgenden ebenfalls darauf konzentriert. Zudem wurde für alle numerischen Untersuchungen eine symmetrische Schraubenanordnung gewählt, so dass zur Bewertung des Modells nur diese Ergebnisse vorliegen. Prinzipiell wäre es denkbar, das Modell auch für eine unsymmetrische Anordnung der Schrauben zu erweitern.

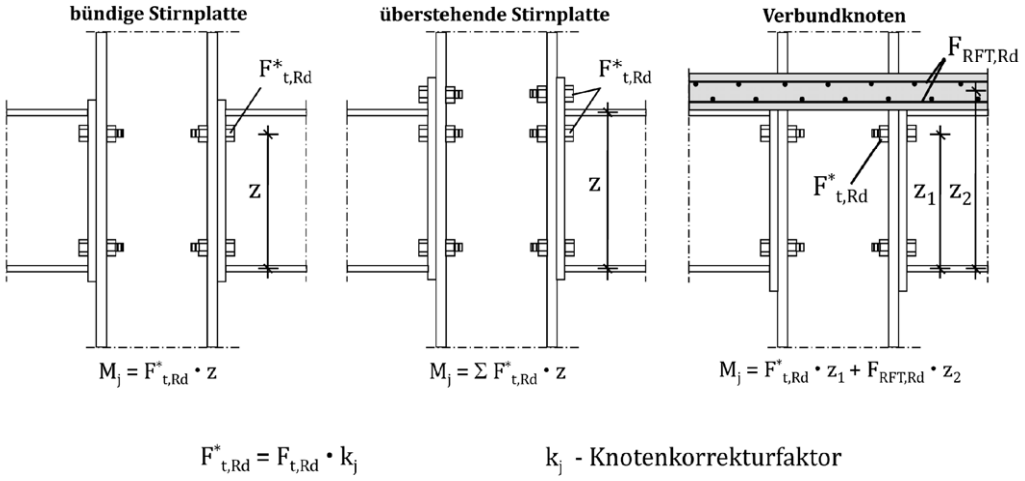


Bild 7-1: Mechanisches Modell zur Bestimmung der Knotentragfähigkeit

Damit sichergestellt ist, dass die Schraubenzugtragfähigkeit die Momententragfähigkeit maßgeblich bestimmt, ist das neue Modell an gewisse Anwendungsgrenzen gebunden. Einen wichtigen Beitrag hierfür stellt die Ableitung und Definition von Kriterien dar, die eine Art Anwendungs- oder Gültigkeitsbereich, ähnlich der Hohlprofilregelungen in DIN EN 1993-1-8 [8] Tabelle 7.1, vorgeben, um von Anfang an zu gewährleisten, dass Riegel und vor allem Stützenprofil so gewählt werden, dass keine der dortigen Komponenten für die Anschlusstragfähigkeit maßgebend werden. Zudem sind Schranken für die Stirnplattendicke in Abhängigkeit der Schraubengröße und –anordnung zu definieren, damit sichergestellt ist, dass die Stirnplatte

und/oder der Stützenflansch auch ausreichend Verformungskapazität für eine vollplastische Bemessung besitzen, um eine gezielte gleichzeitige Optimierung von Tragfähigkeit und Verformungsfähigkeit zu erreichen. Zur Erfassung aller Effekte, die die ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit beeinflussen, wird ein Knotenkorrekturfaktor eingeführt, der die Zugtragfähigkeit der Schraube je nach Randbedingungen am Knoten unterschiedlich abmindert.

Das Modell zur Berechnung der Knotenmomententragfähigkeit für reine Stahlknoten mittels vereinfachtem Verfahren wird zunächst für den Bruchzustand auf Mittelwertniveau entwickelt und folgt Gleichung (7.1).

$$M_{j,u} = F_{t,u} \cdot k_j \cdot z \qquad (7.1)$$

Hierfür lässt sich anhand eines Vergleichs mit den Ergebnissen der FE-Berechnungen eine statistische Auswertung nach DIN EN 1990 [4] durchführen, siehe Kapitel 7.7.

Damit das vereinfachte Bemessungsverfahren parallel zum bestehenden Komponentenverfahren in DIN EN 1993-1-8 [8] anwendbar ist, muss das Berechnungsmodell auf „plastisches Niveau“ mit Nennwerten der Festigkeit adaptiert werden, siehe Gleichung (7.2)

$$M_{j,pl,Rd} = F_{t,Rd} \cdot k_j \cdot \alpha \cdot z \qquad (7.2)$$

Die plastische Momententragfähigkeit, bestimmt mit dem vereinfachten Bemessungsverfahren, sollte im Vergleich zu $M_{j,pl,Rd,EC3}$ keine zu großen Streuungen aufweisen und tendenziell eher leicht auf der „sicheren Seite“ liegen, um akzeptiert zu werden. Deshalb muss eventuell noch ein pauschaler Faktor α eingeführt werden, um die plastischen Knotentragfähigkeiten des vereinfachten Verfahrens an die Werte nach der Komponentenmethode anzugleichen.

Für Verbundknoten sieht das mechanische Modell des vereinfachten Verfahrens eine Addition der beiden Zugkraftanteile aus Bewehrung und Stahlteil des Knotens, wie bisher, vor. Unterschied ist nur, dass der Traganteil des Stahlknotens nach Gleichung (7.2) bestimmt wird. Die „negative“ Momententragfähigkeit für Verbundknoten bestimmt sich nach Gleichung (7.3), vgl. Bild 7-1 rechts..

$$M_{j,pl,Rd} = F_{t,Rd} \cdot k_j \cdot \alpha \cdot z_1 + F_{T,RFT,Rd} \cdot z_2 \qquad (7.3)$$

Mit Hilfe des neuen Modells lassen sich die Knotentragfähigkeiten sowohl auf plastischem Tragniveau, wie auch für den Bruchzustand, bestimmen. So kann für Versagensmodus 2 (nahe Modus 1) der Stirnplatte oder des Stützenflansches zukünftig auch die Grenzmomententragfähigkeit des Knotens bestimmt werden, was mit der Komponentenmethode bisher nicht möglich ist. Das entwickelte Konzept der Komponentenmethode zielt allein auf die plastische Knotentragfähigkeit ab und liefert speziell für Versagensmodus 2 und 1 nur unzureichende Abschätzungen für die Grenz-(Bruch)tragfähigkeit.

7.3 Knotenkorrekturfaktor für bündige Stirnplatten

7.3.1 *Allgemeines*

Bei sehr dicken Stirnplatten und relativ gedrungenen Stützenprofilen liegt ein rein elastisches Verhalten des Stirnbleches und des Stützenflansches vor. Dadurch, dass die Bleche nahezu keine Verformung aufweisen, treten Effekte wie Schraubenbiegung oder Abstützkräfte nicht auf, was wiederum eine voll Ausnutzung der ungestörten Schraubenzugtragfähigkeit ermöglicht. Zudem ist die bisherige Philosophie der Praxis die Schrauben möglichst nahe an Steg und Flansch anzuordnen, was ein „steifes Verhalten“ und damit die Ausnutzung der ungestörten Schraubenzugtragfähigkeit noch mehr begünstigt.

Da hier das angestrebte Ziel die Ausbildung duktiler bis hochduktiler Knoten ist und die Verformungskapazitäten der Stirnplatte und des Stützenflansches die Basis dieser duktilen Knotenverbindungen darstellen, ist die ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit nicht mehr gegeben. In Abhängigkeit der Randbedingungen der Stirnplattenverbindung stellen sich durch die Verformung des Stirnbleches bzw. des Stützenflansches Effekte ein, die die maximal mögliche Zugtragfähigkeit der Schraube reduzieren. Durch die Verformung der Stirnplatte findet eine Verdrehung des Schraubenkopfes bzw. -mutter statt, die eine zusätzliche Biegebeanspruchung der Schraube auslöst. Bei zunehmender Verformung der Stirnplatte stellt sich eine Membrantragwirkung des Bleches ein, dadurch hängt sich das Blech in die Schrauben und verursacht eine zusätzliche Querkraftbeanspruchung. Der dritte Effekt, der sich negativ auf die aufnehmbare Zugtragfähigkeit der Zugzone auswirkt, sind Hebelkräfte der sich abstützenden Kanten der Stirnplatte auf den Stützenflansch, wenn sich beide ähnlich verformen.

In Kapitel 6.3 wurde für bündige Stirnplatten der Einfluss der maßgebenden Parameter am Anschluss mit Hilfe numerischer Methoden untersucht. Anhand der dort gewonnenen Erkenntnisse werden im Folgenden die Korrekturfaktoren für jeden Parameter erarbeitet. Dabei soll für

jeden Parameter zunächst ein linearer Abminderungsfaktor bestimmt werden. Für die Auswertung werden die im Anhang gelisteten FE-Berechnungsergebnisse herangezogen.

7.3.2 *Parameter t_{EP}/d_B*

Der Parameter t_{EP}/d_B hat Einflusss auf die Verformung der Stirnplatte und damit auf den Effekt Schraubenbiegung und die Entwicklung von Membraneffekten in der Stirnplatte, die zu einer zusätzlichen Querkraftbeanspruchung der Schraube führen. Für das Verhältnis t_{EP}/d_B wurden in Kapitel 6.3.2 nennenswerte Abminderungen der ungestörten Schraubentragfähigkeit ab $t_{EP}/d_B < 0{,}75\ldots0{,}70$ beobachtet. In Bild 7-2 sind die Ergebnisse unterschiedlicher Knotenserien und deren relative Momententragfähigkeit in Abhängigkeit des Verhältnisses t_{EP}/d_B gegeben. Die maximale Momentragfähigkeit $M_{referenz}$ (entspricht 100%) wurde dabei für das größte Verhältnis t_{EP}/d_B festgelegt. In Gleichung (7.4) ist der abgeleitete Reduktionsfaktor $k_{j,1}$ für den Einfluss des Verhältnisses t_{EP}/d_B aufgeführt und in Bild 7-2 entsprechend visualisiert. Eine Serie spiegelt dabei Typen von FE-Berechnungen aus der Tabelle im Anhang wider, die sich nur durch das t_{EP}/d_B - Verhältnis unterscheiden.

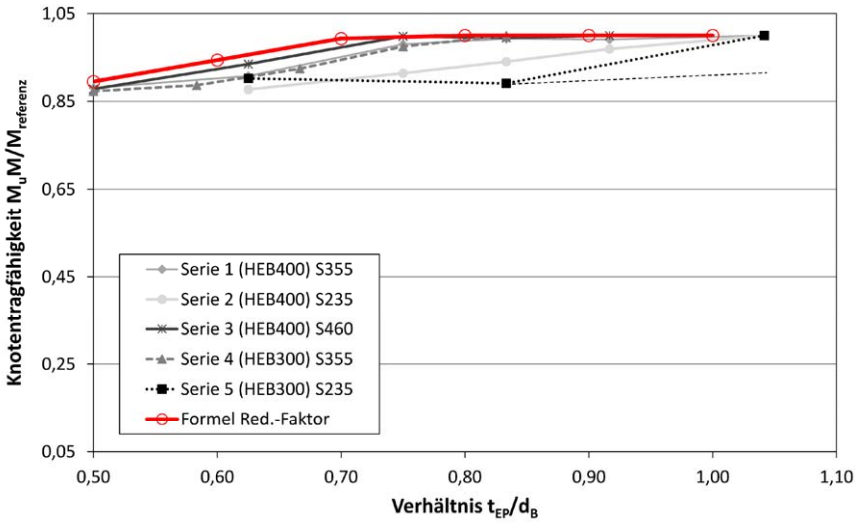


Bild 7-2: Reduktionsfaktor für das Verhältnis t_{EP}/d_B

Der Reduktionsfaktor orientiert sich hierbei an der „oberen Grenze“, das bedeutet Einflüsse aus Materialfestigkeit, Schraubenabstand oder Stützenflanschdicke sollen nicht mit einfließen, da diese separat erfasst werden. Gut zu erkennen ist außerdem, dass ein Verhältnis $t_{EP}/d_B > 0{,}72$ keine nennenswerte Abminderung der Schraubenzugtragfähigkeit mehr zur Folge hat.

$$k_{j,1} = 0{,}65 + 0{,}35\left(1{,}4 \cdot \frac{t_{EP}}{d_B}\right) \quad \text{mit } k_{j,1} \leq 1{,}0 \qquad (7.4)$$

7.3.3 *Parameter t_{fc}/d_B*

Der Parameter t_{cf}/d_B hat großen Einflusss auf die Verformung des Stützenflansches und damit auf die Art und Größe der Kantenpressung zwischen Stirnplatte und Stützenflansch. Nebenbei beeinflusst er natürlich auch die Schraubenbiegung, resultierend aus der auftretenden Stützenflanschverformung. Für das Verhältnis t_{fc}/d_B wurden in Kapitel 6.3.7 nennenswerte Abminderungen der ungestörten Schraubentragfähigkeit ab $t_{fc}/d_B < 0{,}83$ beobachtet. In Bild 7-3 sind die Ergebnisse unterschiedlicher Knotenserien und deren relative Momententragfähigkeit in Abhängigkeit des Verhältnisses t_{fc}/d_B gegeben. Die maximale Momentragfähigkeit $M_{referenz}$ (entspricht 100%) wurde hier für das größte Verhältnis t_{fc}/d_B festgelegt. Eine Serie in Bild 7-3 setzt sich aus mehreren typengleichen Knoten zusammen, die sich nur durch das Stützenprofil unterscheiden.

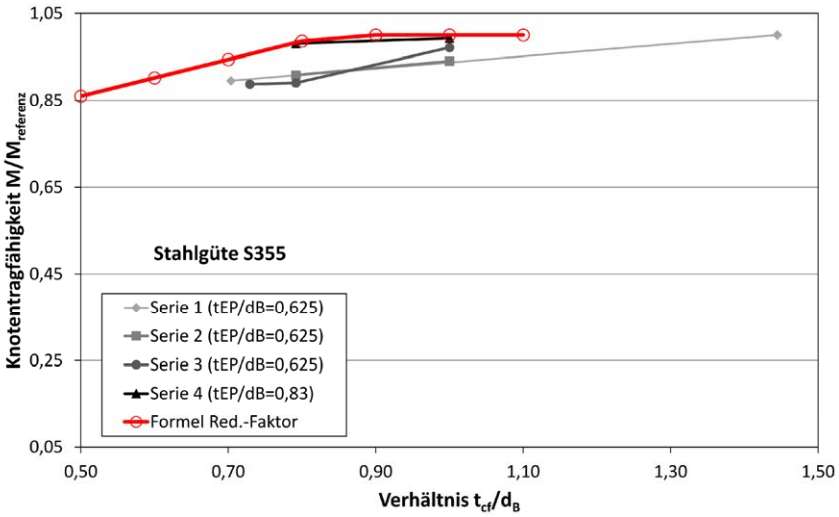


Bild 7-3: Reduktionsfaktor für das Verhältnis t_{fc}/d_B

Dabei bildet der Reduktionsfaktor $k_{j,2}$ aus Gleichung (7.5) zur Berücksichtigung der Stützenflanschdicke wieder eine „obere Schranke“, da die Einflüsse aus anderen Parametern, wie schon erwähnt, eigenständig berücksichtigt werden.

Deshalb liegen die Serien mit kleinem Verhältnis t_{EP}/d_B in Bild 7-3 auch etwas unterhalb der Reduktionsfaktorgleichung.

$$k_{j,2} = 0{,}65 + 0{,}35\left(1{,}2 \cdot \frac{t_{fc}}{d_B}\right) \text{ mit } k_{j,2} \leq 1{,}0 \qquad (7.5)$$

Aus Bild 7-3 ist zu entnehmen, dass Stützenflanschdicken ab einem Verhältnis $t_{fc}/d_B > 0{,}83$ keine signifikante Abminderung der Schraubenzugkraft mehr bedingen.

7.3.4 *Parameter m - horizontaler Schraubenabstand*

Der Parameter m, der horizontale Schraubenabstand, hat Einfluss auf die Verformung der Stirnplatte und damit auf den Effekt Schraubenbiegung und die Entwicklung von Membraneffekten in der Stirnplatte, die zu einer zusätzlichen Querkraftbeanspruchung der Schraube führen. Da sich mit zunehmender Vergrößerung des Abstandes m zwischen Riegelsteg und Schraube i.d.R. auch der Randabstand n der Schraube ändert, verändert sich auch das Verhalten des Plattenüberstandes und damit die Entwicklung von Abstützkräften. In Kapitel 6.3.3.2 wurde dieses Phänomen aufgezeigt und auch darauf hingewiesen, dass die Steifigkeit der Platte und damit auch die Wahl der Stahlgüte in diesem Zusammenhang eine wesentliche Rolle spielt. Der minimale Abstand zwischen Riegelsteg und Schraubenachse wurde montagetechnisch zu. $m = 1{,}5d_B$ gewählt.

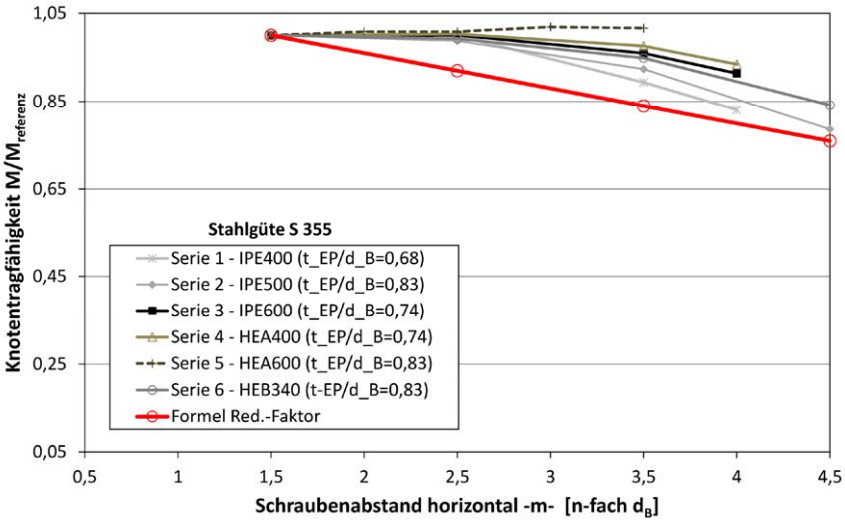


Bild 7-4: Reduktionsfaktor für den Parameter m

Bei Vergrößerung dieses Abstandes erfährt die Schraubenzugtragfähigkeit eine allmähliche Abminderung, wie aus den Knotenserien in Bild 7-4 hervorgeht. Jede Serie enthält wieder vergleichbare Knoten, die sich nur anhand des horizontalen Schraubenabstandes m unterscheiden. Der linearisierte Reduktionsfaktor aus Gleichung (7.6) trifft die tatsächliche Abnahme der Tragfähigkeit nicht ganz zufriedenstellend, da diese eher einen parabelförmigen Verlauf aufweist. Für Anfangswert $m = 1{,}5d_B$ und Endwert $m = 4{,}5d_B$ des Untersuchungsbereichs passt der Reduktionsfaktor $k_{j,3}$ relativ gut, für den Bereich dazwischen wird die Tragfähigkeit tendenziell unterschätzt.

$$k_{j,3} = 1{,}12 - 0{,}12 \cdot \left(\frac{m}{1{,}5d_B}\right) \text{ mit } k_{j,3} \leq 1{,}0 \qquad (7.6)$$

7.3.5 *Parameter m_2 bzw. m_x - vertikaler Schraubenabstand*

Der Parameter m_2 bzw. m_x, der vertikale Schraubenabstand, hat Einflusss auf die Verformung der Stirnplatte und damit wiederum vor allem auf die Schraubenbiegung. Mit zunehmender Vergrößerung des Abstandes zwischen Riegelzugflansch und Schraubenachse nimmt der aussteifende Einfluss des Flansches auf die Stirnplatte ab und die Verformungsfreudigkeit des Stirnbleches zu. Hieraus resultiert eine zunehmende Verdrehung des Schraubenkopfes bzw. -mutter, die sich in zusätzlicher Biegebeanspruchung der Schraube bemerkbar macht. In Kapitel 6.3.4.2 wurde hierauf detailliert eingegangen. Bild 7-5 ist zu entnehmen, dass ab einem Abstand $m_2 > 2{,}0d_B$ eine Reduzierung der ungestörten Schraubenzugtragfähigkeit eintritt. Der linearisierte Reduktionsfaktor $k_{j,4}$ aus Gleichung (7.7) ist für das „Grenzverhältnis“ $t_{EP}/d_B = 0{,}72$ aus Kapitel 7.3.2 ausgelegt. Knotenserien mit einem kleineren Verhältnis t_{EP}/d_B liegen deshalb leicht unter der Kurve des Reduktionsfaktors in Bild 7-5, größere Verhältnis t_{EP}/d_B eher oberhalb.

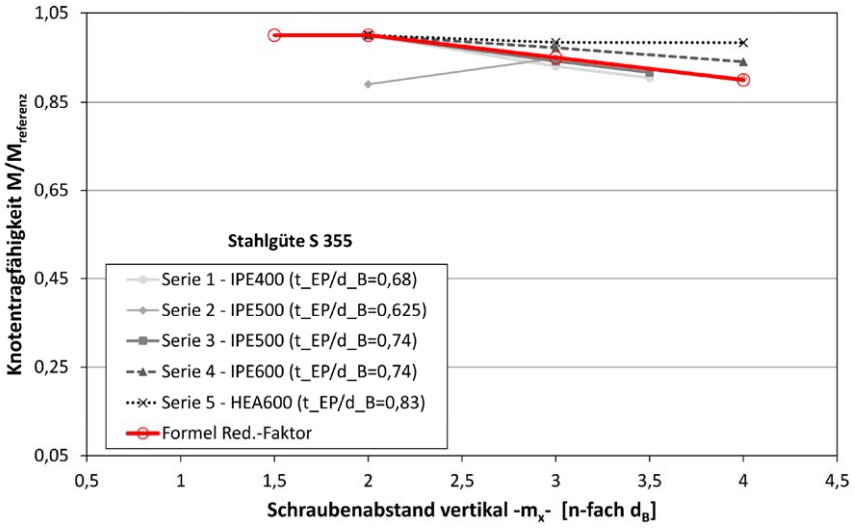


Bild 7-5: Reduktionsfaktor für den Parameter m_2 bzw. m_x

Grundsätzlich spiegelt der linearisierte Reduktionsfaktor aus Gleichung (7.7) den tatsächlichen Einfluss des vertikalen Schraubenabstandes auf das Tragverhalten gut wider.

$$k_{j,4} = 1{,}1 - 0{,}1 \cdot \left(\frac{m_x}{2{,}0d_B}\right) \text{ mit } k_{j,4} \leq 1{,}0 \qquad (7.7)$$

7.3.6 *Parameter f_y/f_{uB} - Festigkeitsverhältnis*

Der Parameter f_y/f_{uB}, der das Verhältnis von Streckgrenze der Stirnplatte zur Schraubenzugfestigkeit darstellt, bestimmt zusammen mit dem Verhältnis t_{EP}/d_B den Abstand zwischen maximaler Schraubenzugtragfähigkeit und plastischem Widerstandsmoment des Stirnbleches. Als

Referenzwert der Stahlgüte wurde S355 festgelegt und für Schrauben stellt die Güte 10.9 den Basiswert dar. Wird eine niedrigere Stahlgüte als S355 für die Stirnplatte verwendet, ergibt sich ein Reduktionsfaktor und bei Einsatz höherfester Stähle ein leichter Erhöhungsfaktor, der allerdings auf maximal 1,05 gedeckelt ist, siehe Gleichung (7.8). In Bild 7-6 ist der linearisierte Faktor zur Berücksichtigung des Parameters Festigkeitsverhältnis veranschaulicht. Hier fällt auf, dass bei einem Verhältnis $t_{EP}/d_B > 0{,}72$ eine niedrigere Streckgrenze der Stirnplatte einen größeren Einfluss auf die zur Verfügung stehende Schraubenzugtragfähigkeit hat. Dies begründet sich, wie schon in Bild 6-30 und Bild 6-31 aufgezeigt, mit der „sprunghaften“ Zunahme der Schraubenbiegung durch das weichere Plattenverhalten.

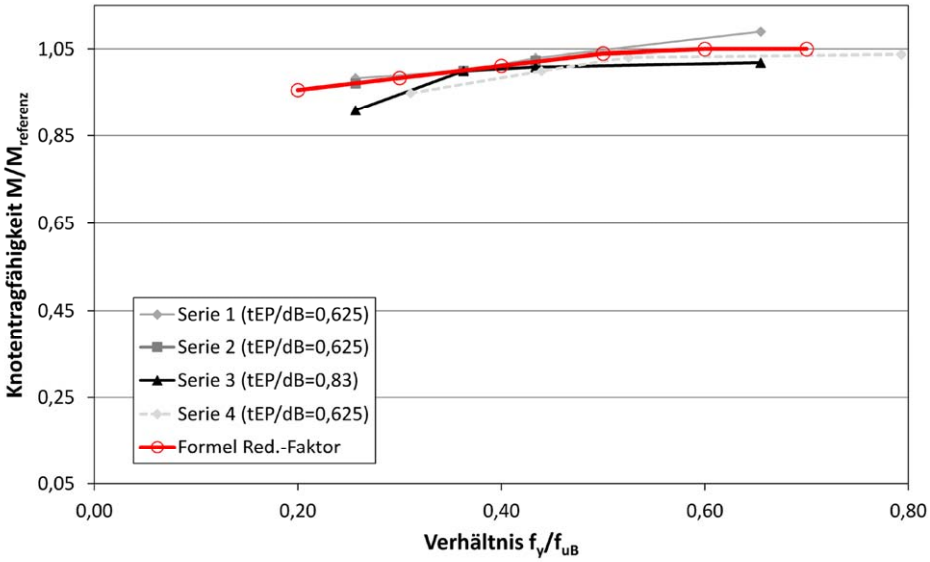


Bild 7-6: Reduktions- bzw- Erhöhungsfaktor für das Verhältnis f_y/f_{uB}

Der untersuchte Wertebereich im Rahmen der numerischen Simulationen umfasst die Stahlgüte S235 bis S690 für das Stirnblech. Für Schrauben wurde fast ausschließlich die Festigkeit HV 10.9 betrachtet. Allerdings dürfte der Faktor auch für HV 8.8 problemlos anwendbar sein. Einige FE-Tastversuche wie die in Bild 7-6 aufgezeigte Serie 4 haben dies bestätigt.

Alle FE-Berechnungen der Serie 4 enthalten Schrauben der Güte 8.8 anstelle von 10.9.

Für den Reduktionsfaktor zur Berücksichtigung des Festigkeitsverhältnisses ergibt sich damit folgenden Gleichung:

$$k_{j,5} = 0{,}9 + 0{,}28 \cdot \left(\frac{f_y}{f_{uB}}\right) \text{ mit } k_{j,5} \leq 1{,}05 \qquad (7.8)$$

7.3.7 *Zusammensetzung des Knotenkorrekturfaktors*

In den vorangegangenen Kapiteln wurde jeder einzelne Knotenkorrekturfaktor $k_{j,i}$ abgeleitet, begründet und anhand der FE-Ergebnisse verifiziert. Um nun alle Effekte am Knoten gleichzeitig berücksichtigen zu können, müssen die einzelnen Faktoren zu einem Gesamtfaktor zusammengeführt werden. Dazu wird ein Produkt aus allen Einzelfaktoren gebildet.

Der Knotenkorrekturfaktor k_j zur Berücksichtigung der abmindernden Effekte auf die ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit setzt sich nun wie folgt zusammen:

$$k_j = k_{j,1} \cdot k_{j,2} \cdot k_{j,3} \cdot k_{j,4} \cdot k_{j,5} \tag{7.9}$$

Werden die in Kapitel 7.3.2 bis Kapitel 7.3.6 erarbeiteten linearen Terme für die Einzelfaktoren eingesetzt, ergibt sich folgende Formel für k_j:

$$\begin{aligned} k_j &= k_{j,1} \cdot k_{j,2} \cdot k_{j,3} \cdot k_{j,4} \cdot k_{j,5} \\ &= \left[0{,}65 + 0{,}35\left(1{,}4 \cdot \frac{t_{EP}}{d_B}\right)\right] \cdot \left[0{,}65 + 0{,}35\left(1{,}2 \cdot \frac{t_{cf}}{d_B}\right)\right] \\ &\quad \cdot \left[1{,}12 - 0{,}12 \cdot \left(\frac{m}{1{,}5 d_B}\right)\right] \cdot \left[1{,}1 - 0{,}1 \cdot \left(\frac{m_x}{2{,}0 d_B}\right)\right] \\ &\quad \cdot \left[0{,}9 + 0{,}28 \cdot \left(\frac{f_y}{f_{uB}}\right)\right] \end{aligned} \tag{7.10}$$

Diese Formel ist das direkte Ergebnis der zusammengefassten einzelnen Einflüsse der 5 wichtigsten Parameter am geschraubten bündigen Stirnplattenanschluss auf das Tragverhalten. Da für eine schnelle und praktikable Anwendung, die ein vereinfachtes Bemessungsverfahren mit sich bringen sollte, die Formel in Gleichung (7.10) zu umständlich ist, wird im nächsten Schritt eine ingenieurmäßige Vereinfachung angestrebt. Ziel ist es, alle Parameter in einem einzigen Produkt zusammenzufassen und dabei trotzdem den Einfluss aller einzelnen Parameter zufriedenstellend zu berücksichtigen. Da sich ein linearisierter Reduktionsfaktor in der oben durchgeführten Betrachtung für einzelne Parameter nicht über den gesamten Wertebereich als optimal herausgestellt hat, wird im Folgenden auf eine Exponentialfunktion zurückgegriffen. Alle einzelnen Parameter orientieren sich dabei wieder an den Erkenntnissen aus Kapitel 7.3.2 bis Kapitel 7.3.6:

- Parameter t_{EP}/d_B – $[(t_{EP}/d_B)/0{,}72]$ mit $0{,}5 \leq t_{EP}/d_B \leq 1{,}25$
- Parameter t_{cf}/d_B – $[(t_{cf}/d_B)/0{,}83]$ mit $0{,}5 \leq t_{cf}/d_B \leq 1{,}25$
- Parameter m – $[1{,}5d_B/m]$ mit $1{,}5 \leq m/d_B \leq 4{,}5$
- Parameter m_2 bzw. m_x – $[2{,}0d_B/m_2]$ mit $1{,}5 \leq m_2/d_B \leq 4{,}0$
- Parameter f_y/f_{uB} – $[(f_y/355)(1000/f_{uB})]$

Dabei ist für jeden Parameter sein zulässiger Wertebereich, wie oben angegegebn, einzuhalten.

$$k_{j\,(FEP)}^{*} = \left[\left(\frac{t_{EP}/d_B}{0{,}72}\right)\left(\frac{t_{cf}/d_B}{0{,}83}\right)\left(\frac{1{,}5d_B}{m}\right)\left(\frac{2{,}0d_B}{m_2}\right)\left(\frac{f_y \cdot 1000}{355 \cdot f_{uB}}\right)\right]^{0{,}25} \qquad (7.11)$$

Durch Auflösen der Gleichung (7.11) ergibt sich folgender Ausdruck für den Reduktionsfaktor k_j:

$$k_{j\,(FEP)}^{*} = 1{,}95 \cdot \left(\frac{t_{EP} \cdot t_{cf} \cdot f_y}{m \cdot m_x \cdot f_{uB}}\right)^{0{,}25} \leq 1{,}0 \qquad (7.12)$$

Werden die beiden Korrekturfaktoren k_j und k_j^* hinsichtlich der Streuungen verglichen ergeben sich nur kleine Unterschiede wir in Bild 7-7 und Bild 7-8 zu sehen ist. Bei Betrachtung der statistischen Kenngrößen schneidet der vereinfachte Knotenkorrekturfaktor k_j^* sogar fast mit den gleichen Werten ab, was Mittelwert, Standardabweichung und Variationskoeffizient betrifft.

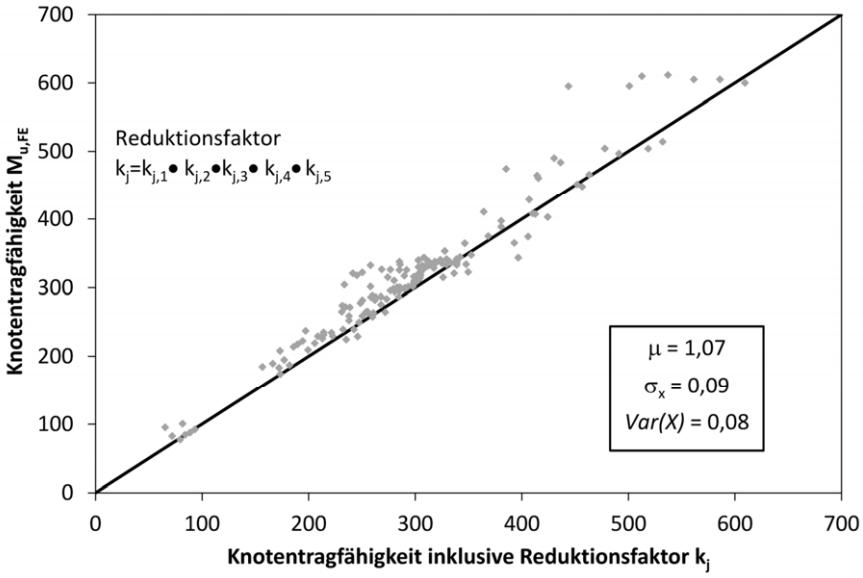


Bild 7-7: Vergleich der rechnerischen Traglast mit FE-Rechnungsergebnis für k_j (Gl.(7.10))

Mit dem Modellvergleich in Bild 7-7 ist die Qualität des erarbeiteten Knotenkorrekturfaktors k_j im Vergleich zu den FE-Rechnungsergebnissen demonstriert. Während der Faktor k_j anhand eines Produktes aus sogenannten Trendlinien für die Einzelparameter erarbeitet wurde, beruht der Faktor k_j^* auf einer hierauf aufbauenden weiteren empirischen Ableitung. Dass der Faktor k_j^* sehr gut die Einflüsse auf das Tragverhalten geschraubter Anschlüsse widerspiegelt, ist durch den Modellvergleich in Bild 7-8 bestätigt. Der Faktor k_j bzw. k_j* wurden hier zunächst für bündige Stirnplatten entwickelt, deshalb der Index „FEP“ für Flush Endplate.

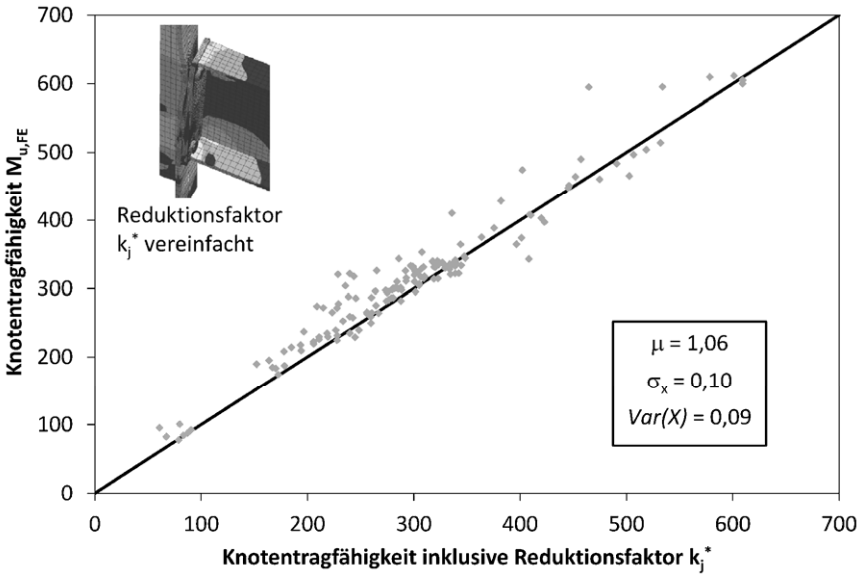


Bild 7-8: Vergleich der rechnerischen Traglast mit FE-Rechnungsergebnis für k_j^* (Gl.(7.12))

Um die Zuverlässigkeit des rechnerischen Modells im Detail zu bewerten, erfolgt im nachfolgenden Kapitel 7.7 ein standardisiertes Auswerteverfahren nach DIN EN 1990 [4].

7.4 Knotenkorrekturfaktor für überstehende Stirnplatten

In Kapitel 6.5 wurde aufgezeigt, dass sich die Einflüsse der maßgebenden Parameter am Knoten für überstehende Stirnplatten denen der bündigen Stirnplatten sehr ähnlich sind. Damit wird hier die Annahme getroffen, dass die in Kapitel 7.3 erarbeiteten Reduktionsfaktoren auch für überstehende Stirnplattenverbindungen Gültigkeit haben. Damit das Bemessungsmodell des vereinfachten Verfahrens auch wirklich einfach und benutzerfreundlich gehalten wird, soll der zusammengesetzte Reduktionsfaktor k_j* aus Gleichung (7.12) auch für überstehenden Stirnplatten weiterverwendet. Allerdings müssen die abmindernden Effekte der dort höheren Abstützkräfte noch zusätzlich berücksichtigt werden. Die Abstützkräfte treten größtenteils am kragarmähnlichen Bereich der Stirnplatte auf, sollen aber der Einfachheit halber mit einem pauschalen Faktor

δ in den Reduktionsfaktor mit einfließen. Für überstehende Stirnplatten ergibt sich damit ein Knotenkorrekturfaktor nach Gleichung (7.13).

$$k^*_{j\,(EEP)} = \delta_{pf} \cdot 1{,}95 \cdot \left(\frac{t_{EP} \cdot t_{cf} \cdot f_y}{m \cdot m_x \cdot f_{uB}}\right)^{0{,}25} \leq 1{,}0 \qquad (7.13)$$

mit: δ_{pf} - Beiwert zur Berücksichtigung von Abstützkräften

Werden die in Gleichung (7.11) einfließenden Grenzverhältnisse bei überstehenden Stirnplatten eingehalten oder sogar überschritten, wird im Vergleich zu den bündigen Stirnplatten, die Knotentragfähigkeit bei ungestörter Schraubenzugtragfähigkeit trotzdem deutlich unterschritten. Die Auswertung in Kapitel 6.4.2 bis 6.4.6 hat dabei aufgezeigt, dass sich bedingt durch die vorherrschenden Abstützkräfte eine Abminderung der ungestörten Schraubenzugkraft um ca. 25% ergibt. Dies wird auch durch den Vergleich ausgewählter FE-Rechnungsergebnisse in Bild 7-9 veranschaulicht. Alle hier aufgezeigten Knotenkonfigurationen halten die Grenzkriterien nach Gleichung (7.13) gerade so ein und stehen damit exemplarisch für die komplette numerische Versuchsserie.

Während für bündige Stirnplatten bei Einhaltung der Grenzverhältnisse die maximale Knotentragfähigkeit für ungestörte Schraubenzugkraft gerade noch erreicht werden konnte, ist für überstehende Stirnplatten eine Reduktion zwischen 15% ….35% zu beobachten, wie Bild 7-9 zeigt. Im Mittel ist das eine Reduktion von ca. 25%.

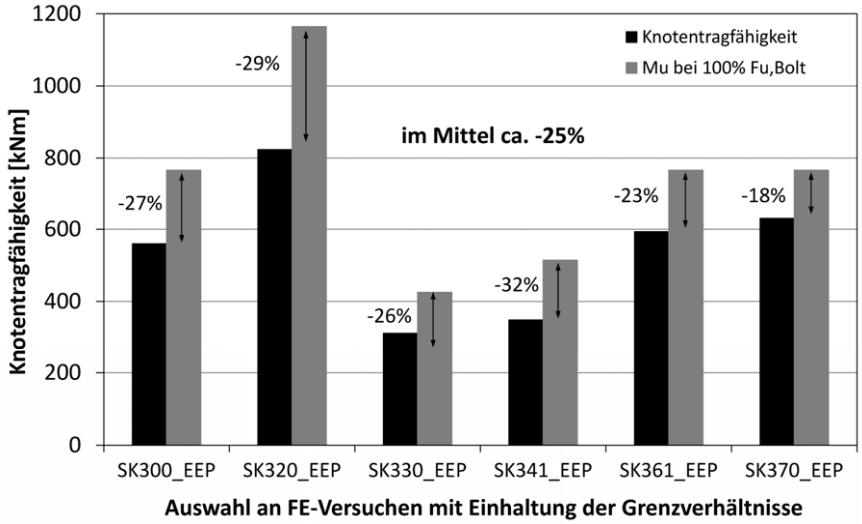


Bild 7-9: Erreichte Knotentragfähigkeiten im Vergleich zu max. M_u bei 100% $F_{u,Bolt}$

Aus Bild 7-9 ergibt sich damit für den Reduktionsbeiwert zur Berücksichtigung der Abstützkräfte bei überstehenden Stirnplatten:

$$\delta_{pf} = 0{,}75 \qquad (7.14)$$

Wird nun $\delta_{pf} = 0{,}75$ in Gleichung (7.13) eingesetzt und der so modifizierte Reduktionsfaktor k_j^* für überstehenden Stirnplatten auf die Berechnung der Momententragfähigkeit angewendet, ergibt sich der Modellvergleich nach Bild 7-10.

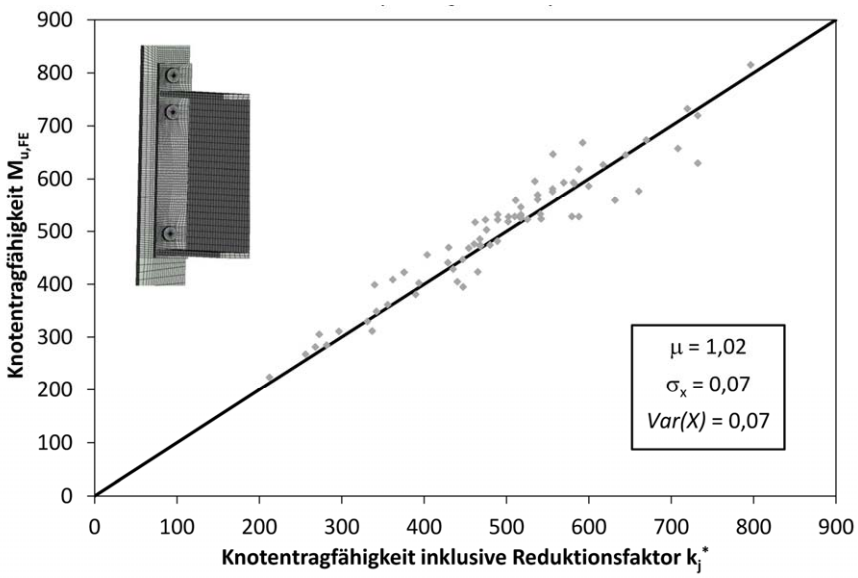


Bild 7-10: Vergleich der rechnerischen Traglast mit FE-Rechnungssergebnis für k_j^* (EEP)

Die Qualität des erarbeiteten Knotenkorrekturfaktors $k_{j\,(EEP)}^*$ im Vergleich zu den FE-Versuchsergebnissen ist sehr zufriedenstellend, die Streuungen um die Winkelhalbierende sind klein. Bei Betrachtung der statistischen Kenngrößen, Mittelwert, Standardabweichung und Variationskoeffizient, weist das Modell, inklusive des modifizierten Reduktionsfaktors für überstehende Stirnplatten, akzeptable Werte auf, siehe Bild 7-10. Der Index „EEP“ steht hier für Extended Endplate.

Um die Zuverlässigkeit des rechnerischen Modells im Detail zu bewerten, erfolgt im nachfolgenden Kapitel 7.7 auch für die überstehenden Stirnplatten ein standardisiertes Auswerteverfahren nach DIN EN 1990 [4].

7.5 Tragfähigkeit T-Stummel isoliert

Zur Absicherung und Überprüfung der allgemeinen Gültigkeit der erarbeiteten Knotenkorrekturfaktoren werden diese nachfolgend auch dahingehend untersucht, ob sie sich eignen, die isolierte T-Stummeltragfähigkeit zu bestimmen. Somit ist für nicht ausgesteifte T-Stummel zur Bestimmung der Tragfähigkeit mittels vereinfachtem Verfahren der Reduktionsfaktor nach Gleichung (7.13) anzuwenden. Für ausgesteifte T-Stummel bestimmt sich die Tragfähigkeit dann unter Anwendung des Reduktionsfaktors nach Gleichung (7.12) in Kapitel 7.3. Werden die analytischen Traglasten der T-Stummel mit Versuchsergebnissen verglichen, ergibt sich auch hier eine gute Übereinstimmung.

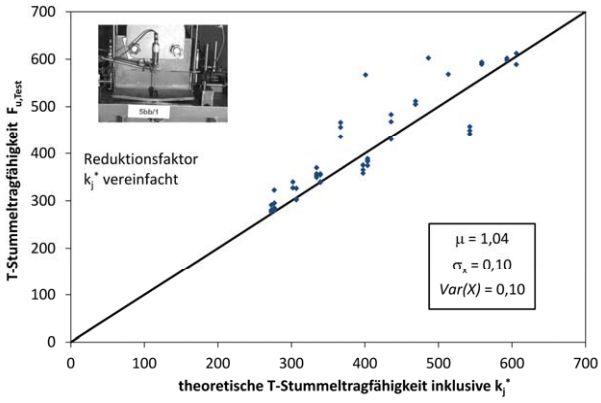


Bild 7-11: Vergleich der rechnerischen Traglast $F_{T,u,T\text{-}Stub}$ mit Trento Versuchen [31]

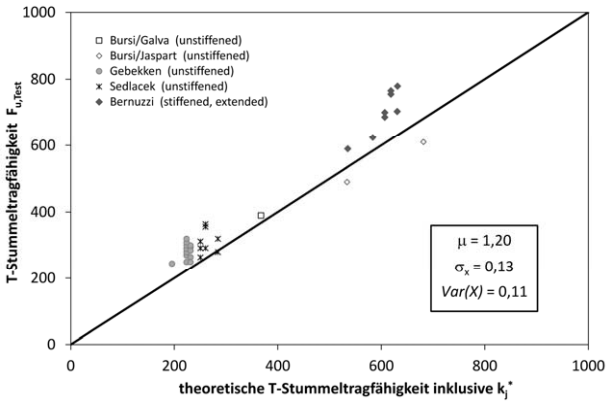


Bild 7-12: Vergleich der rechnerischen Traglast $F_{T,u,T\text{-}Stub}$ mit diversen Versuchen [32], [38], [48]

In Bild 7-11 ist das Modell mit den Ergebnissen der T-Stummelversuche aus Trento [31] verglichen. Die Streuung fällt hier relativ klein aus. Ergänzend wurden diverse in der Literatur [32], [38], [47], [48] verfügbare T-Stummelversuche zur weiteren Verifizierung herangezogen, und der Modellvergleich hierzu ist in Bild 7-12 aufgezeigt. Die größere Streuung in diesem Fall resultiert überwiegend aus unscharf dokumentierten Versuchsrandbedingungen und -ergebnissen in den vorliegenden Dokumenten und damit aus möglichen fehlerbehafteten Eingangsgrößen.

7.6 Überprüfung der Knotenkorrekturfaktoren auf plastischem Bemessungsniveau

Zur Anwendung des vereinfachten Bemessungsverfahrens geschraubter Stirnplattenanschlüsse im Grenzzustand der Tragfähigkeit (GZT) bedarf es der Bestimmung der plastischen Momententragfähigkeit des Anschlusses $M_{j,pl,Rd}$ und nicht des Grenzmoments (Bruchmoments) $M_{j,u}$. Das Modell auf Mittelwertniveau zur Bestimmung des Grenzmoments diente zum Abgleich mit Versuchs- und FE-Ergebnissen. Das Modell zur Bestimmung der plastischen Momententragfähigkeit

des Knotens wird nun mit den Werten der plastischen Knotentragfähigkeit nach der Komponentenmethode in DIN EN 1993-1-8 [8] verglichen. Das vereinfachte Verfahren soll das bestehende ausführliche Verfahren der Komponentenmethode ergänzen und muss deshalb vergleichbare Ergebnisse liefern, um eine konfliktfreie parallele Einführung zu ermöglichen.

Hierzu wird für alle in Kapitel 6.3 untersuchten bündigen Stirnplatten sowie für die in Kapitel 6.4 untersuchten überstehenden Stirnplatten die plastischen Momententragfähigkeit $M_{j,pl,Rd,EC3}$ mit der plastischen Momententragfähigkeit $M_{j,pl,Rd,kj*}$ nach Gleichung (7.2) verglichen.

Zunächst wird die plastische Tragfähigkeit für bündige Stirnplatten überprüft. Der Modellvergleich in Bild 7-13 zeigt, dass mit dem vereinfachten Verfahren die plastische Momententragfähigkeit des ausführlichen Verfahrens nach der Komponentenmethode leicht überschätzt wird. Das resultiert aus der Tatsache, dass hier vor allem duktile Knoten mit Stirnplattenversagen im Versagensmodus 2 nahe Versagensmodus 1 untersucht wurden. Hier liefert das Verfahren der Komponentenmethode eher konservative Ergebnisse.

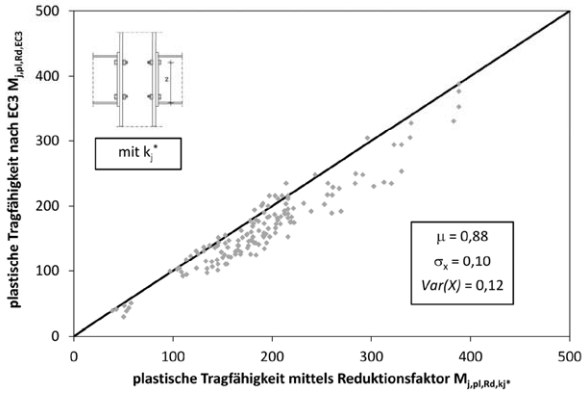


Bild 7-13: Vergleich von $M_{j,pl,Rd,EC3}$ und $M_{j,pl,Rd,kj*}$ für bündige Stirnplatten

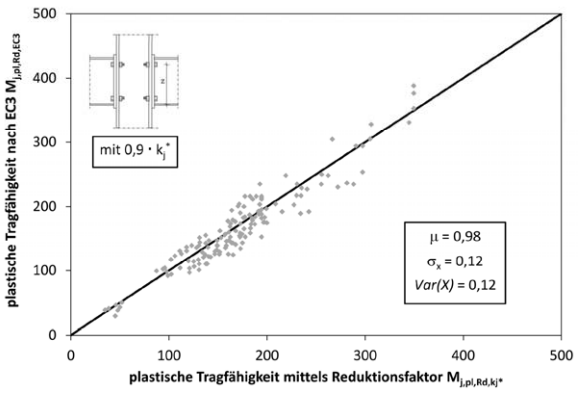


Bild 7-14: Vergleich von $M_{j,pl,Rd,EC3}$ und $M_{j,pl,Rd,kj*}$ für bündige Stirnplatten inkl. α=0,9

Zur Anpassung des vereinfachten Modells an DIN EN 1993-1-8 [8] muss, wie schon in Kapitel 7.2 angedeutet, ein zusätzlicher pauschaler Anpassungsfaktor α eingeführt werden. Wird in Gleichung (7.2) der Wert $\alpha = 0{,}9$ gesetzt, ergibt sich der Modellvergleich in Bild 7-14. Die Ergebnisse des vereinfachten Verfahrens überschätzen nun die Werte der Komponentenmethode weniger oft und wenn, dann auch nur noch leicht wie auch die statistischen Kenngrößen zeigen.

Die Überprüfung des Modells der plastischen Tragfähigkeit für überstehende Stirnplatten ist in Bild 7-15 aufgezeigt. Zur Berechnung von $M_{j,pl,Rd,kj*}$ für überstehende Stirnplatten wurde Gleichung (7.2) unter Berücksichtigung von Gleichung (7.13) angewandt. Werden hierfür die statistischen Kenngrößen wie Mittelwert und Standardabweichung verglichen, zeigt sich, dass das

vereinfachte Modell in Bezug auf die Ergebnisse nach der Komponentenmethode gute Übereinstimmung liefert und hier auf einen zusätzlichen Anpassungsfaktor α verzichtet werden könnte.

Fairerweise muss an dieser Stelle erwähnt werden, dass sich der Großteil der FE-Simulationen für überstehende Stirnplatten in einem Bereich mit $t_{EP}/d_B > 0{,}72$ und $t_{cf}/d_B > 0{,}83$ bewegt hat. Damit liegt hier für viele überstehende Stirnplatten Versagensmodus 2, aber mit deutlicherem Abstand zu Versagensmodus 1 vor, als das für die bündigen Stirnplatten der Fall war. Hier fallen die Ergebnisse der Komponentenmethode „weniger konservativ" aus und deshalb passt der Modellvergleich in Bild 7-15 relativ gut.

Würden allerdings mehr dünnere Stirnplatten bzw. Stützenprofile in den Stichprobenumfang mit aufgenommen, wäre auch hier der Anpassungsfaktor $\alpha = 0{,}9$ gerechtfertigt und belegbar.

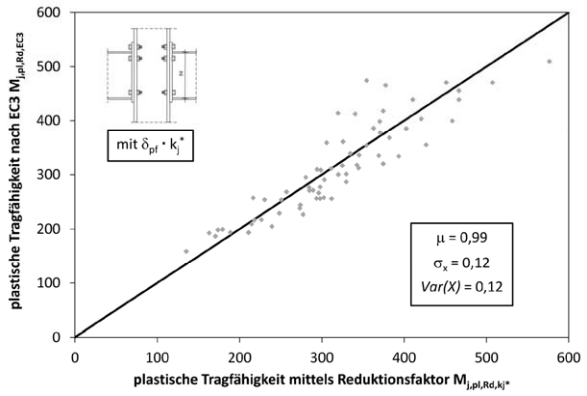


Bild 7-15: Vergleich von $M_{j,pl,Rd,EC3}$ und $M_{j,pl,Rd,kj*}$ für überstehende Stirnplatten

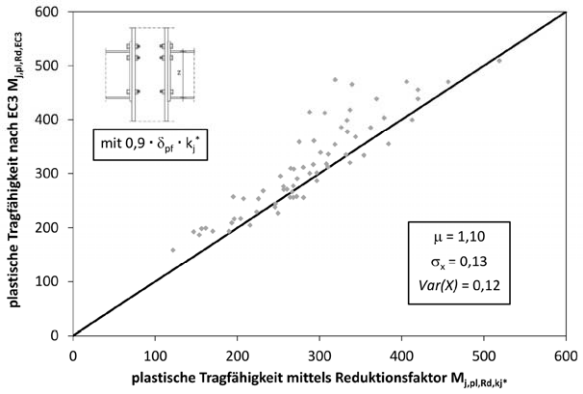


Bild 7-16: Vergleich von $M_{j,pl,Rd,EC3}$ und $M_{j,pl,Rd,kj*}$ für überstehende Stirnplatten inkl. α=0,9

Wird dieser auf den aus der numerischen Untersuchung zur Verfügung stehenden Stichprobenumfang angewendet, ergibt sich der Modellvergleich nach Bild 7-16. Für die Bestimmung der Momententragfähigkeit auf plastischem Bemessungsniveau ergibt sich für das vereinfachte Verfahren die angepasste Gleichung (7.2) zu Gleichung (7.15):

$$M_{j,pl,Rd} = 0{,}9 \cdot k_j^* \cdot F_{t,Rd} \cdot z \qquad (7.15)$$

Für Verbundknoten ist entsprechend Gleichung (7.3) anzupassen, wobei sich die Tragfähigkeit der Bewehrung nach DIN EN 1994-1-1 [9], Kapitel 8.4 bestimmt. Das Vorgehen für den Stahlanschluss entspricht der beschriebenen Prozedur für bündige Stirnplatten.

7.7 Statistische Auswertung nach DIN EN 1990

7.7.1 *Allgemeines*

Anhand der in DIN EN 1990 Anhang D.8 [4] zur Verfügung stehenden standardisierten Vorgehensweise zur Überprüfung der Gültigkeit des entwickelten Bemessungsmodells wird kontrolliert, ob ausreichende Korrelation zwischen den theoretischen Werten und den Versuchsergebnissen besteht. Dabei werden Vorinformationen, wie aus der Literatur vorliegende Variationskoeffizienten der Basisvariablen, angewendet.

Zudem werden für das Auswerteverfahren folgende Annahmen getroffen:

- Die Widerstandsfunktion ist eine Funktion von unabhängigen Variablen.
- Eine ausreichende Anzahl Versuche (experimentell und numerisch) liegt vor.
- Alle relevanten Größen sind gemessene Werte.
- Es gibt keine Korrelation der Variablen innerhalb der Widerstandsfunktion.
- Alle Variablen genügen einer Normal-Verteilung oder einer Log-Normal-Verteilung.

Ziel ist es, unter Berücksichtigung der Streuung aller Einflussgrößen, festzustellen, ob Fehler beim Versuch oder Unzulänglichkeiten in der Widerstandsfunktion vorliegen. Da sowohl die Baustoffeigenschaften als auch die geometrischen Kenngrößen am Anschluss Streuungen unterliegen, sind Abweichungen von der Winkelhalbierenden, wie zum Beispiel in Bild 7-8, unabdingbar. Diese sollten sich aber in einem gewissen Rahmen bewegen. Bei Verwendung numerischer Versuchsergebnisse anstelle von experimentellen Ergebnissen muss die Unschärfe des FE-Modells, also die Modellungenauigkeit an sich, bedacht werden. Dafür ist die Vorhersage für die geometrischen und baustofftechnischen Kenngrößen im FE-Modell „nahezu perfekt“. Bei der Auswertung experimenteller Ergebnisse, speziell bei fremden Ergebnissen, führen dagegen unvorhersehbare Streuungen, die nicht über die Basisvariablen erfasst sind, sowie teilweise unzureichend dokumentierte Ergebnisse bzw. Versagensmechanismen zu deutlicheren Abweichungen. Große Streuungen resultieren dann am Ende in höheren erforderlichen Teilsicherheitsbeiwerten als Ergebnisgröße des Auswerteverfahrens. Allerdings muss bei der Auswertung eine Differenzierung des Zuverlässigkeitsniveaus vorgenommen werden. So gilt für die plastische Tragfähigkeit unter ständiger Bemessungssituation ein anderes Niveau als für die Bruchtragfähigkeit unter außergewöhnlicher Bemessungssituation.

7.7.2 *Auswertung bündiger Stirnplatten*

Das Widerstandsmodell des vereinfachten Bemessungsverfahrens für bündige Stirnplatten auf Mittelwertniveau in Gleichung (7.1) bzw. (11.1) wird für 164 FE-Berechnungen ausgewertet.

$$M_{j,u} = k_j^* \cdot F_{t,u} \cdot z \qquad (7.16)$$

mit:

$k_{j\,(FFP)}^* = 1{,}95 \cdot \left(\frac{t_{EP} \cdot t_{cf} \cdot f_y}{m \cdot m_x \cdot f_{uB}}\right)^{0{,}25}$ Knotenkorrekturfaktor

$F_{t,u} = A_s \cdot f_{uB,mean}$ ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit (Bruch)

z innerer Hebelarm

Die Variationskoeffizienten des rechnerischen Widerstandsmodells sind in Tabelle 7-1 aufgeführt. Die Variationskoeffizienten der Dicke der gewalzten Bleche (Stirnplatte, Stützenflansch) beruhen auf dem JCSS Probabilistic Model Code Part 3.10 [55]. Für die Streckgrenze der Stirnplatten wurde der JCSS Probabilistic Model Code Part 3.02 [54] herangezogen. Für die Variation der Zugfestigkeit hochfester Schrauben wurde in der Literatur nur eine Quelle [61] gefunden. Deshalb wurde auf die Erkenntnisse des JCSS Probabilistic Model Code Part 3.02 [54] für die Zugfestigkeit bei normalfestem Stahl in Kombination mit eigener Auswertung [63] an einem Stichprobenumfang von ca. 100 HV - Schrauben zurückgegriffen. Alle drei unterschiedlichen Quellen lieferten für den Variationskoeffizienten der Zugfestigkeit ähnliche Werte. Der Variationskoeffizient des Schraubenabstandes bzw. der Lage der Schraubenlöcher wurde nach den Toleranzmaßen in DIN EN 1090 [3], Tabelle D.1.8 abgeschätzt.

Tabelle 7-1: Variationskoeffizienten der Basisvariablen V_{xi} für das Widerstandsmodell

d_B	t_{EP}	t_{cf}	m	m_x	$f_{y,EP}$	f_{uB}
JCSS PMC Part 3.10			EN 1090 Tab. D.1.8		JCSS PMC Part 3.02	
0,03	0,03	0,03	0,05	0,05	0,07	0,04

Die partiellen Ableitungen nach den Basisvariablen aus Gleichung (7.16) sind in Tabelle 7-2 aufgelistet und stellen eine Art Wichtung für die Variationskoeffizienten der Basisvariablen dar.

Tabelle 7-2: Ableitungen nach den Basisvariablen V_{xi} für das Widerstandsmodell

d_B	t_{EP}	t_{cf}	m	m_x	$f_{y,EP}$	f_{uB}
$\partial g_{rt}/\partial d_B$	$\partial g_{rt}/\partial t_{EP}$	$\partial g_{rt}/\partial t_{cf}$	$\partial g_{rt}/\partial m$	$\partial g_{rt}/\partial m_x$	$\partial g_{rt}/\partial f_y$	$\partial g_{rt}/\partial f_{uB}$
2	0,25	0,25	-0,25	-0,25	-0,25	0,75

Die Ergebnisse der statistischen Auswertung für bündige Stirnplatten zeigen eine sehr gute Übereinstimmung des neuen Widerstandsmodells aus Gleichung (7.16) mit den FE-Ergebnissen.

Tabelle 7-3: Ergebnisse der Auswertung nach DIN EN 1990 für bündige Stirnplatten

numerische Untersuchungen nach	Tabelle A-1
theoretisches Widerstandsmodel nach Gleichung	Gl. (7.16)
Anzahl der Versuche	n=164
Mittelwertkorrekturfaktor b	
$b = \frac{\sum M_{FE,i} \cdot M_{t,i}}{\sum M_{t,i}^2}$	1,034
Variationskoeffizienten V_δ der Streugrößen δ	
$\delta_i = \frac{M_{FE,i}}{b \cdot M_{t,i}}$	-
$\Delta_i = ln(\delta_i)$	-
$\bar{\Delta} = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} \Delta_i$	0,020
$s_\Delta^2 = \frac{1}{n-1}\sum_{i=1}^{n} (\Delta_i - \bar{\Delta})^2$	0,008
$V_\delta^2 = \exp(s_\Delta^2) - 1$	0,088
Charakteristische Werte P_{Rk} der Widerstandsfunktion	
$V_{rt}^2 = \frac{1}{g_{rt}^2(\underline{X}_m)} \times \sum_{i=1}^{n} \left(\frac{\partial g_{rt}}{\partial X_i} \cdot \sigma_i\right)^2$	0,005
$V_r^2 = V_\delta^2 + V_{rt}^2$	0,013
$Q_{rt} = \sqrt{ln(V_{rt}^2 + 1)}$	0,072
$Q_\delta \sqrt{ln(V_\delta^2 + 1)}$	0,087
$Q = \sqrt{ln(V_r^2 + 1)}$	0,113
$\alpha_{rt} = \frac{Q_{rt}}{Q}$	0,638
$\alpha_\delta = \frac{Q_\delta}{Q}$	0,772
$P_{Rk} = b \cdot g_R(\underline{X}_m) \cdot exp(-k_\infty \alpha_{rt} Q_{rt} - k_n \alpha_\delta Q_\delta - 0{,}5Q^2)$	0,853· $b_{gr}(\underline{X}_m)$
Bemessungswert P_{Rd} der Widerstandsfunktion	
$P_{Rd} = b \cdot g_R(\underline{X}_m) \cdot exp(-k_{d,\infty} \alpha_{rt} Q_{rt} - k_{d,n} \alpha_\delta Q_\delta - 0{,}5Q^2)$	0,727· $b_{gr}(\underline{X}_m)$
$\gamma_R = \frac{P_{Rk}}{P_{Rd}}$ $\left(\gamma_R^* = \frac{P_{tRk}}{P_{Rd}}\right)$	1,172 (1,038)
k_n V_x $bekannt - 5\% - Fraktile\ (n)$	1,640
$k_{d,n}$ V_x $bekannt\ (n)$	3,040

Der Mittelwertkorrekturfaktor b sowie der Teilsicherheitsbeiwert γ_R^* liegen sehr nahe bei 1,0.

Zur Veranschaulichung der erarbeiteten charakteristischen Werte und Bemessungswerte der Widerstandsfunktion aus Tabelle 7-3 sind in Bild 7-17 die unterschiedlichen Niveaus visualisiert.

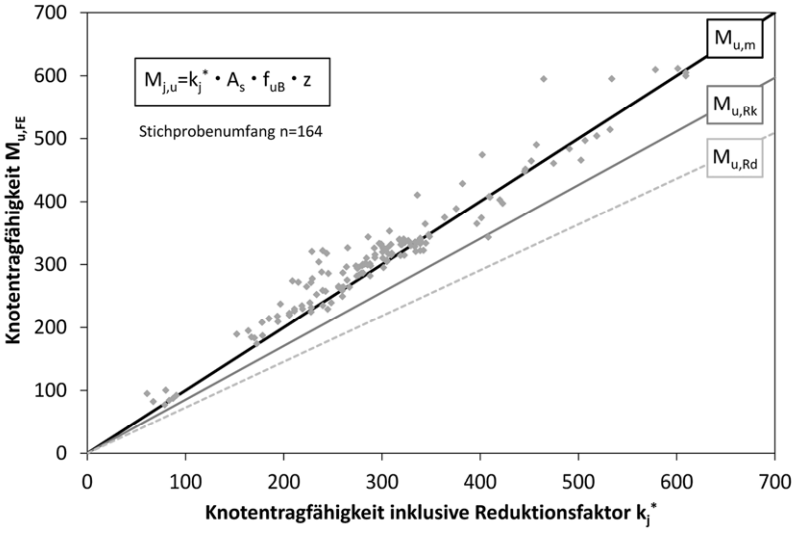


Bild 7-17: Vergleich von $M_{j,u,FE}$ und $M_{j,u,kj*}$ für bündige Stirnplatten

Zu bedenken ist, dass die Grundgleichungen für die Bestimmung des charakteristischen Wertes der Widerstandsfunktion P_{Rk} und des Bemessungswertes P_{Rd} den Zielwert des Zuverlässigkeitsindex $\beta = 3{,}8$ und den Schätzwert des Wichtungsfaktors $\alpha_R = 0{,}8$ enthalten. Je nach geforderter Schadensfolgeklasse in Tabelle B.1 in DIN EN 1990 [4] kann der entsprechende Sicherheitsindex aus Tabelle B.2 für die Zuverlässigkeitsklassen auch abweichend von $\beta = 3{,}8$ festgelegt werden. Die statistische Auswertung ist dann anzupassen und wird für kleinere β - Werte kleinere γ_R - Werte fordern und für größere β - Werte entsprechend größere γ_R – Werte.

7.7.3 *Auswertung überstehender Stirnplatten*

Das Widerstandsmodell des vereinfachten Bemessungsverfahrens für überstehende Stirnplatten auf Mittelwertniveau in Gleichung (7.17) wird für 68 FE-Berechnungen ausgewertet.

$$M_{j,u} = \delta_{pf} \cdot k_j^* \cdot F_{t,u} \cdot z \qquad (7.17)$$

mit:

$\delta_{pf} = 0{,}75$	Reduktionsbeiwert für Abstützkräfte
$k_{j\,(FFP)}^* = 1{,}95 \cdot \left(\frac{t_{EP} \cdot t_{cf} \cdot f_y}{m \cdot m_x \cdot f_{uB}}\right)^{0{,}25}$	Knotenkorrekturfaktor bündige Stirnplatten
$F_{t,u} = A_s \cdot f_{uB,mean}$	ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit (Bruch)
z	innerer Hebelarm

Der Unterschied zu den bündigen Stirnplatten ist im Widerstandsmodell in Gleichung (7.17) allein der pauschale Reduktionsbeiwert zur Berücksichtigung der Abstützkräfte.

Tabelle 7-4: Ergebnisse der Auswertung nach DIN EN 1990 für überstehende Stirnplatten

nummerische Untersuchungen nach	Tabelle B-1
theoretisches Widerstandsmodel nach Gleichung	Gl. (7.17)
Anzahl der Versuche	n=68
Mittelwertkorrekturfaktor b	
$b = \frac{\sum M_{FE,i} \cdot M_{t,i}}{\sum M_{t,i}^2}$	1,007
Variationskoeffizienten V_δ der Streugrößen δ	
$\delta_i = \frac{M_{FE,i}}{b \cdot M_{t,i}}$	-
$\Delta_i = ln(\delta_i)$	-
$\bar{\Delta} = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} \Delta_i$	0,011
$s_\Delta^2 = \frac{1}{n-1}\sum_{i=1}^{n} (\Delta_i - \bar{\Delta})^2$	0,005
$V_\delta^2 = \exp(s_\Delta^2) - 1$	0,068
Charakteristische Werte P_{Rk} der Widerstandsfunktion	
$V_{rt}^2 = \frac{1}{g_{rt}^2(\underline{X}_m)} \times \sum_{i=1}^{n} \left(\frac{\partial g_{rt}}{\partial X_i} \cdot \sigma_i\right)^2$	0,005
$V_r^2 = V_\delta^2 + V_{rt}^2$	0,010
$Q_{rt} = \sqrt{ln(V_{rt}^2 + 1)}$	0,072
$Q_\delta \sqrt{ln(V_\delta^2 + 1)}$	0,068
$Q = \sqrt{ln(V_r^2 + 1)}$	0,099
$\alpha_{rt} = \frac{Q_{rt}}{Q}$	0,729
$\alpha_\delta = \frac{Q_\delta}{Q}$	0,686
$P_{Rk} = b \cdot g_R(\underline{X}_m) \cdot exp(-k_\infty \alpha_{rt} Q_{rt} - k_n \alpha_\delta Q_\delta - 0{,}5Q^2)$	0,850· $b_{gr}(\underline{X}_m)$
Bemessungswert P_{Rd} der Widerstandsfunktion	
$P_{Rd} = b \cdot g_R(\underline{X}_m) \cdot exp(-k_{d,\infty} \alpha_{rt} Q_{rt} - k_{d,n} \alpha_\delta Q_\delta - 0{,}5Q^2)$	0,734· $b_{gr}(\underline{X}_m)$
$\gamma_R = \frac{P_{Rk}}{P_{Rd}}$ $\left(\gamma_R^* = \frac{P_{tRk}}{P_{Rd}}\right)$	1,159 (1,025)
k_n V_x $bekannt - 5\% - Fraktile\ (n)$	1,681
$k_{d,n}$ V_x $bekannt\ (n)$	3,257

Die Variationskoeffizienten des rechnerischen Widerstandsmodells entsprechen den Werten der bündigen Stirnplatten und es gelten Tabelle 7-1 und Tabelle 7-2. Auch die Ergebnisse der statistischen Auswertung für überstehende Stirnplatten aus Tabelle 7-4 zeigen eine sehr gute

Übereinstimmung des neuen Widerstandsmodells aus Gleichung (7.17) mit den FE-Ergebnissen. Der Mittelwertkorrekturfaktor b sowie der Teilsicherheitsbeiwert γ_R^* sind hier noch geringfügig kleiner als für die Auswertung der bündigen Platten.

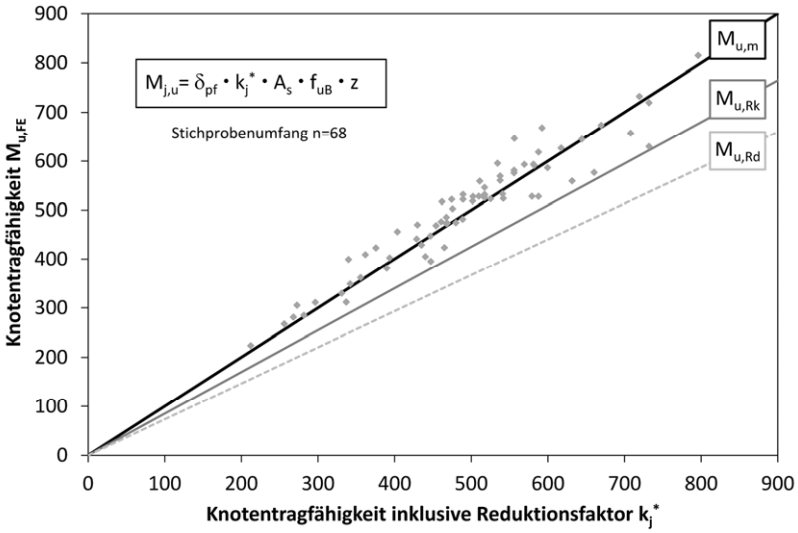


Bild 7-18: Vergleich von $M_{j,u,FE}$ und $M_{j,u,kj*}$ für überstehende Stirnplatten

Bild 7-18 zeigt anschaulich die Grenzen für die charakteristischen Werte und die Bemessungswerte der Widerstandsfunktion für überstehende Stirnplatten.

7.7.4 *Auswertung T-Stummelversuche*

Die Ergebnisse der T-Stummelversuche aus Kapitel 5.4 dienen als Grundlage für die Auswertung des Widerstandsmodells an isolierten T-Stummeln. Die Untersuchung enthält Stirnplatten T-Stummel und Stützenflansch T-Stummel und umfasst einen Stichprobenumfang von n = 56. Dabei stellt $F_{T,u}$ die T-Stummeltragfähigkeit in Gleichung (7.18) dar.

$$F_{T,u} = \delta_{pf} \cdot k_j^* \cdot F_{t,u} \qquad (7.18)$$

mit:

$\delta_{pf} = 0{,}75$	Reduktionsbeiwert für Abstützkräfte
$k_{j\,(FEP)}^* = 1{,}95 \cdot \left(\frac{t_{EP} \cdot t_{cf} \cdot f_y}{m \cdot m_x \cdot f_{uB}}\right)^{0{,}25}$	Knotenkorrekturfaktor bündige Stirnplatten
$F_{t,u} = A_s \cdot f_{uB,mean}$	ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit (Bruch)

Die Variationskoeffizienten des rechnerischen Widerstandsmodells entsprechen wieder den Werten der bündigen Stirnplatten und die Tabelle 7-1 und Tabelle 7-2 gelten hier ebenfalls.

Tabelle 7-5: Ergebnisse der Auswertung nach DIN EN 1990 für T-Stummel

experimentelle Untersuchungen nach	[31] Tabelle 3.3 & 3.4
theoretisches Widerstandsmodel nach Gleichung	Gl. (7.18)
Anzahl der Versuche	n=56
Mittelwertkorrekturfaktor b	
$b = \frac{\sum M_{FE,i} \cdot M_{t,i}}{\sum M_{t,i}^2}$	1,030
Variationskoeffizienten V_δ der Streugrößen δ	
$\delta_i = \frac{M_{FE,i}}{b \cdot M_{t,i}}$	-
$\Delta_i = ln(\delta_i)$	-
$\bar{\Delta} = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} \Delta_i$	0,060
$s_\Delta^2 = \frac{1}{n-1}\sum_{i=1}^{n} (\Delta_i - \bar{\Delta})^2$	0,009
$V_\delta^2 = \exp(s_\Delta^2) - 1$	0,097
Charakteristische Werte P_{Rk} der Widerstandsfunktion	
$V_{rt}^2 = \frac{1}{g_{rt}^2(\underline{X}_m)} \times \sum_{i=1}^{n} \left(\frac{\partial g_{rt}}{\partial X_i} \cdot \sigma_i\right)^2$	0,005
$V_r^2 = V_\delta^2 + V_{rt}^2$	0,015
$Q_{rt} = \sqrt{ln(V_{rt}^2 + 1)}$	0,072
$Q_\delta \sqrt{ln(V_\delta^2 + 1)}$	0,097
$Q = \sqrt{ln(V_r^2 + 1)}$	0,121
$\alpha_{rt} = \frac{Q_{rt}}{Q}$	0,598
$\alpha_\delta = \frac{Q_\delta}{Q}$	0,803
$P_{Rk} = b \cdot g_R(\underline{X}_m) \cdot exp(-k_\infty \alpha_{rt} Q_{rt} - k_n \alpha_\delta Q_\delta - 0{,}5Q^2)$	0,835· $b_{gr}(\underline{X}_m)$
Bemessungswert P_{Rd} der Widerstandsfunktion	
$P_{Rd} = b \cdot g_R(\underline{X}_m) \cdot exp(-k_{d,\infty} \alpha_{rt} Q_{rt} - k_{d,n} \alpha_\delta Q_\delta - 0{,}5Q^2)$	0,694· $b_{gr}(\underline{X}_m)$
$\gamma_R = \frac{P_{Rk}}{P_{Rd}}$ $\left(\gamma_R^* = \frac{P_{tRk}}{P_{Rd}}\right)$	1,203 (1,065)
k_n V_x $bekannt - 5\% - Fraktile\ (n)$	1,697
$k_{d,n}$ V_x $bekannt\ (n)$	3,291

Die Ergebnisse der Auswertung für isolierte T-Stummel zeigen, dass das Widerstandsmodell auch sehr gut mit experimentellen Ergebnissen übereinstimmt.

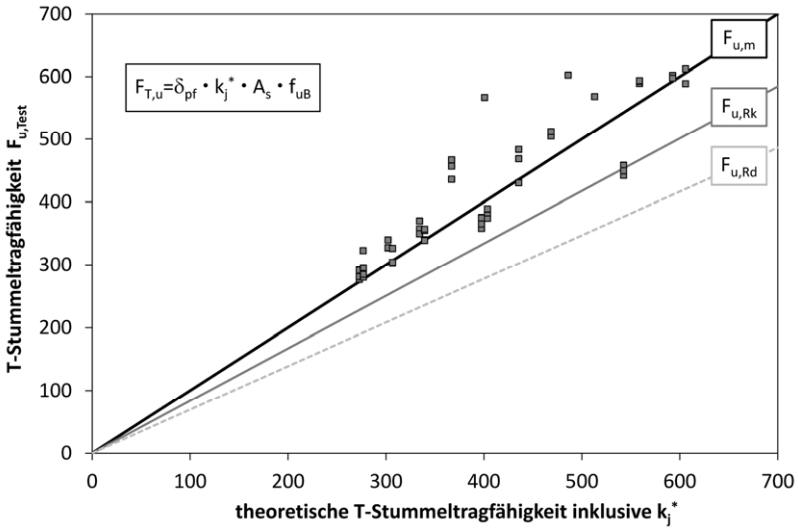


Bild 7-19: Vergleich von $F_{T,u,Test}$ und $F_{T,u,kj*}$ für ausgesteifte und nicht ausgesteifte T-Stummel

Bild 7-19 zeigt auch hier wieder anschaulich die Grenzen für die charakteristischen Werte und die Bemessungswerte der Widerstandsfunktion für die T-Stummeltragfähigkeiten.

7.7.5 *Auswertung Verbundknotenversuche*

Zur Überprüfung der Anwendbarkeit des vereinfachten Verfahrens auf Verbundknoten unter negativer Momentenbelastung werden eigene Versuche und Versuche an Verbundknoten von Schäfer [77] herangezogen. Der Stichprobenumfang ist mit n = 12 Versuchen zwar sehr beschränkt, aber eine Tendenz kann damit trotz allem aufgezeigt werden. Das Widerstandsmodell für Verbundknoten ist in Gleichung (7.19) gegeben und in Tabelle 7-6 ausgewertet. Der Variationskoeffizient für die Bewehrung wurde nach [54] Part 3.03. angesetzt.

$$M_{j,u} = \delta_{pf} \cdot k_j^* \cdot F_{t,u} \cdot z_1 + F_{T,u,RFT} \cdot z_2 \qquad (7.19)$$

mit:

$\delta_{pf} = 0{,}75$	Reduktionsbeiwert für Abstützkräfte
$k_{j\,(FEP)}^* = 1{,}95 \cdot \left(\frac{t_{EP} \cdot t_{cf} \cdot f_y}{m \cdot m_x \cdot f_{uB}}\right)^{0{,}25}$	Knotenkorrekturfaktor bündige Stirnplatten
$F_{t,u} = A_s \cdot f_{uB,mean}$	ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit (Bruch)
z_1	innerer Hebelarm obere Schrauben
$F_{T,u,RFT} = A_{s,RFT} \cdot f_{s,u}$	Bewehrungszugtragfähigkeit (Bruch)
z_2	innerer Hebelarm Bewehrung

Tabelle 7-6: Ergebnisse der Auswertung nach DIN EN 1990 für Verbundknoten

experimentelle Untersuchungen nach	Tabelle 5-9
theoretisches Widerstandsmodel nach Gleichung	Gl. (7.19)
Anzahl der Versuche	n=12
Mittelwertkorrekturfaktor b	
$b = \frac{\sum M_{FE,i} \cdot M_{t,i}}{\sum M_{t,i}^2}$	1,057
Variationskoeffizienten V_δ der Streugrößen δ	
$\delta_i = \frac{M_{FE,i}}{b \cdot M_{t,i}}$	-
$\Delta_i = ln(\delta_i)$	-
$\bar{\Delta} = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} \Delta_i$	-0,045
$s_\Delta^2 = \frac{1}{n-1}\sum_{i=1}^{n} (\Delta_i - \bar{\Delta})^2$	0,008
$V_\delta^2 = \exp(s_\Delta^2) - 1$	0,091
Charakteristische Werte P_{Rk} der Widerstandsfunktion	
$V_{rt}^2 = \frac{1}{g_{rt}^2(\underline{X}_m)} \times \sum_{i=1}^{n} \left(\frac{\partial g_{rt}}{\partial X_i} \cdot \sigma_i\right)^2$	0,007
$V_r^2 = V_\delta^2 + V_{rt}^2$	0,015
$Q_{rt} = \sqrt{ln(V_{rt}^2 + 1)}$	0,081
$Q_\delta \sqrt{ln(V_\delta^2 + 1)}$	0,091
$Q = \sqrt{ln(V_r^2 + 1)}$	0,121
$\alpha_{rt} = \frac{Q_{rt}}{Q}$	0,665
$\alpha_\delta = \frac{Q_\delta}{Q}$	0,750
$P_{Rk} = b \cdot g_R(\underline{X}_m) \cdot exp(-k_\infty \alpha_{rt} Q_{rt} - k_n \alpha_\delta Q_\delta - 0{,}5Q^2)$	0,852· $b_{gr}(\underline{X}_m)$
Bemessungswert P_{Rd} der Widerstandsfunktion	
$P_{Rd} = b \cdot g_R(\underline{X}_m) \cdot exp(-k_{d,\infty} \alpha_{rt} Q_{rt} - k_{d,n} \alpha_\delta Q_\delta - 0{,}5Q^2)$	0,700· $b_{gr}(\underline{X}_m)$
$\gamma_R = \frac{P_{Rk}}{P_{Rd}}$ $\left(\gamma_R^* = \frac{P_{tRk}}{P_{Rd}}\right)$	1,218 (1,055)
k_n V_x $bekannt - 5\% - Fraktile\ (n)$	1,753
$k_{d,n}$ V_x $bekannt\ (n)$	3,543

Die Ergebnisse der Auswertung für Verbundknoten zeigen, dass das Widerstandsmodell auch gut mit den ausgewählten am Institut durchgeführten experimentellen Ergebnissen übereinstimmt. Die in der Literatur verfügbaren Verbundknotenversuche sind größtenteils nicht ausrei-

chend dokumentiert, um alle Parameter verfügbar zu haben, die zur Nachrechnung mit dem Widerstandsmodell notwendig sind.

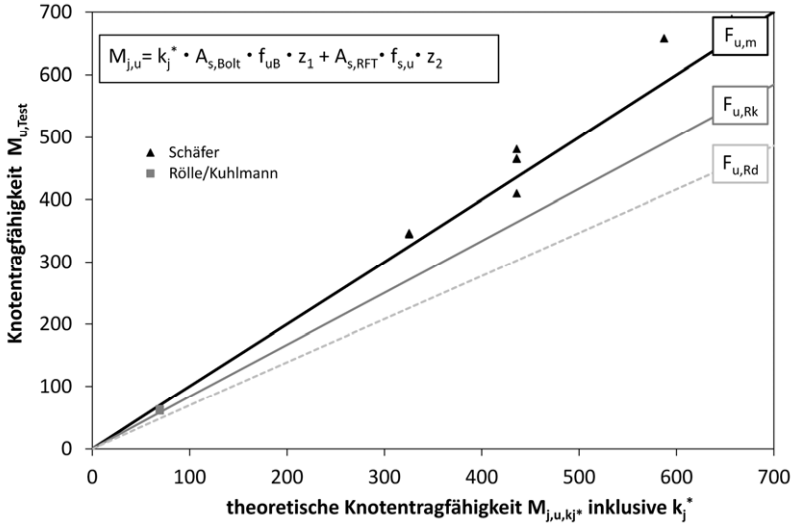


Bild 7-20: Vergleich von $M_{j,u,Test}$ und $M_{j,u,kj*}$ für Verbundknoten

Bild 7-20 zeigt auch hier wieder anschaulich die Grenzen für die charakteristischen Werte und die Bemessungswerte der Widerstandsfunktion für Verbundknoten. Prinzipielle Grundvoraussetzung für die Gültigkeit des in Gleichung (7.19) vorgeschlagenen vereinfachten Bemessungsansatzes für Verbundknoten ist eine entsprechende Verformbarkeit der Zugzone des reinen Stahlknotens aber auch des Zugbandes in der Betonplatte. Nur so lassen sich beide Komponenten auch gleichmäßig aktivieren.

7.7.6 *Zusammenfassung*

Es wurde ein vereinfachtes Bemessungsverfahrens entwickelt, das in wenigen Schritten die Bestimmung der Knotentragfähigkeit anhand der Schraubenzugtragfähigkeit und eines sogenannten Knotenkorrekturfaktors ermöglicht. Dieser Knotenkorrekturfaktor wurde zunächst auf Grundlage von über 200 FE-Ergebnissen, anhand mechanischer Erkenntnisse, abgeleitet. Anschließend wurde der Knotenkorrekturfaktor mit Hilfe „ingenieurmäßiger“ Überlegungen in eine anwendungsfreundliche Formulierung gebracht. Es wurde dabei zwischen bündigen und überstehenden Stirnplatten unterschieden. Der eigentliche Knotenkorrekturfaktor gilt für bündige Stirnplatten und bei überstehenden Stirnplatten ist noch ein zusätzlicher Anpassungsfaktor für Abstützkräfte hinzuzufügen. Zudem hat der Knotenkorrekturfaktor auch Gültigkeit für die Anwendung bei isolierten T-Stummeln und bei Verbundknoten. Die in Kapitel 7.7.2 bis 7.7.5 vorgestellten Ergebnisse der statistischen Analyse nach DIN EN 1990 [4] zeigen die hohe Qualität des Knotenkorrekturfaktors. Der Faktor erfasst alle Effekte am Anschluss, die sich „negativ“ auf

die ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit auswirken, wie Schraubenbiegung, Scherbeanspruchung der Schraube oder Abstützkräfte. Gleichzeitig ermöglicht er aber auch, dass sich für nachgiebige Anschlüsse im Versagensmodus 2-1, d.h. Modus 2 sehr nahe an Modus 1, sehr realistische Grenzmomententragfähigkeiten berechnen lassen, da Verfestigungseffekte und der Membrantrageffekt mit erfasst werden. Mit dem Modell des T-Stummels nach der Komponentenmethode in DIN EN 1993-1-8 [8] dagegen können nur Verfestigungseffekte für die maximale Biegetragwirkung der Stirnplatte bzw. des Stützenflansches erfasst werden, nicht aber der Membrantrageffekt.

Das vereinfachte Bemessungsverfahren geschraubter Stirnplattenanschlüsse liefert für die plastische Momententragfähigkeit $M_{j,pl,Rd}$ sehr zufriedenstellende Ergebnisse und die Abweichungen, zu den vergleichbaren Werten nach dem Komponentenverfahren in DIN EN 1993-1-8 [8], bewegen sich in einem akzeptablen Rahmen. Ein paralleles Anwenden beider Verfahren ist damit problemlos möglich.

Desweiteren eignet sich das vereinfachte Bemessungsverfahren geschraubter Stirnplattenanschlüsse auch als Werkzeug zur Plausibilitätskontrolle bei Einsatz kommerzieller Software für die Knotenbemessung. Bei Anwendung verformbarer teiltragfähiger Knoten hat der praktische Anwender bisher nicht die Möglichkeit einer „Überschlagsrechnung“ und muss gezwungener Maßen dem Programm „blind vertrauen“, oder das ausführliche Verfahren handschriftlich anwenden, wozu i.d.R. die Zeit fehlt. Voraussetzung ist, dass die Zugzone, respektive Stirnplatte oder Stützenflansch im Versagensmodus 2 maßgebend für die Knotentragfähigkeit ist.

Die durchgeführte statistische Auswertung bestätigt die Gültigkeit des Widerstandsmodells für das vereinfachte Bemessungsverfahren und demonstriert zudem seine hohe Genauigkeit. Dem Anwender steht somit ein Verfahren zur Verfügung, das folgende Vorteile bietet:

- Einfache und schnelle Bestimmung der plastischen Momententragfähigkeit für Stahl- und Verbundknoten mit guter Übereinstimmung im Vergleich zum ausführlichen Verfahren der Komponentenmethode nach DIN EN 1993-1-8 [8].
- Einfache schnelle und genaue Bestimmung der Grenzmomententragfähigkeit für Stahl- und Verbundknoten für Traglastbetrachtungen unter dem Aspekt der Robustheit.
- Der Knotenkorrekturfaktor beinhaltet alle wichtigen Parameter am Knoten und er ist so aufgebaut, dass alle Parameter entsprechend ihrer mechanischen Wirkungsweise auf Tragfähigkeit und Verformungsfähigkeit angeordnet sind. Dem Anwender erschließen sich damit die „Stellschrauben“ zur Umsetzung gewünschter Modifikationen intuitiv.

Ergänzend und erklärend sei an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass die hier durchgeführte genormte statistische Auswertung nach DIN EN 1990 [4] zum eigentlichen Ziel hat, ein zuverlässiges Widerstandsmodell für die ständige Bemessungssituation zu erarbeiten. Die hier durchgeführten Auswertungen für die „Bruchtragfähigkeit“ des Knotens sollen allerdings im Zusammenhang mit außergewöhnlichen Bemessungssituationen angewendet werden. Insofern sind die anzustrebenden Zielwerte des Zuverlässigkeitsindex β und auch des Wichtungsfaktors α_R eigentlich auf einem anderen (niedrigeren) Niveau. Dies als Hinweis für die Bewertung der γ-Werte in Tabelle 7-3 bis Tabelle 7-6. Würden die Eingangsgrößen der Widerstandsmodelle des Auswerteverfahrens hinsichtlich anzustrebender Zielwerte des Zuverlässigkeitsindex β modifiziert, müssten sich für die außergewöhnliche Bemessungssituation kleinere γ-Werte ergeben. Andererseits muss bedacht werden, dass die Lastseite, speziell für die außergewöhnlichen Einwirkungsszenarien erhebliche Unschärfen aufweist. Diese wird hier aber nicht betrachtet.

8 Anwendungs- und Gültigkeitsbereich des Modells

8.1 Allgemeines

Der Anwendungs- bzw. Gültigkeitsbereichs muss ausschließen, dass eine andere Komponente als die Zugzone des Stirnbleches oder des Stützenflansches für das Anschlussversagen maßgebend wird. Allgemeine Bedingungen sollen dafür sorgen, dass der Riegel in jedem Fall ausreichend Tragfähigkeit aufweist. Zudem begrenzen sie auch den bisherigen Untersuchungsbereich. Die zu erarbeitenden geometrischen Kriterien betreffen damit nur noch das Stützenprofil und müssen dafür zu sorgen, dass die Stützenkomponenten eine höhere Tragfähigkeit aufweisen als die Schrauben. Für Verbundknoten muss die zusätzliche Bewehrungszugkraft, speziell für die Untersuchung der Stützendruckkomponente, berücksichtigt werden.

8.2 Kriterien für Riegelprofil und Anschluss

Es werden folgende Annahmen für den Stahlknoten vorausgesetzt:

- $M_{j,pl,Rd} < 0{,}7\ M_{b,pl,Rd}$
- nur eine Schraubenreihe innerhalb des Riegelflansches
- bei überstehenden Stirnplatten nur eine Schraubenreihe außerhalb des Riegelflansches
- nur 2 Schrauben in einer Reihe
- $t_{fc} \geq 0{,}9\ t_{EP}$

Unter diesen Voraussetzungen müssen die Komponenten Riegelflansch auf Zug (BFT) und Riegelflansch auf Druck (BFC) hinsichtlich ihres Einflusses auf das Anschlussversagen nicht weiter betrachtet werden. Des Weiteren wird auch die Komponente Riegelsteg auf Zug (BWT) vom Versagen ausgeschlossen, auch wenn nach der Komponentenmethode für sehr kleine Abstände m, die Tragfähigkeit von BWT theoretisch relevant werden könnte. Die numerischen Untersuchungen mit kleinen Abständen zwischen Steg und Schraube haben allerdings gezeigt, dass nicht der Riegelsteg, sondern immer die Schrauben maßgebend waren. Lokale Überbeanspruchen des Steges werden durch Plastizieren umgelagert und es wird somit eine größere Steghöhe, als durch die Komponentenmethode angesetzt, aktiviert.

8.3 Kriterien für das Stützenprofil

8.3.1 *Stützenprofil auf Druck*

Bei zu schlanken Stützenstegen kann ein Versagen durch Ausbeulen des Steges, wie in Bild 8-1 veranschaulicht, auftreten. Um dies zu verhindern, muss die Bedingungen nach Gleichungen (8.1) gelten. Die Tragfähigkeit des Stützensteges auf Druck muss in jedem Fall größer sein als die maximal mögliche Schraubenzugtragfähigkeit.

$$F_{CWC} > F_T \qquad (8.1)$$

Die Bestimmung der Tragfähigkeit des Stützensteges auf Druck (F_{CWC}) nach DIN EN 1993-1-8 wird durch viele Parameter beeinflusst. Ein Gleichsetzen der Formel für F_{CWC} mit der Schraubentragfähigkeit F_T erschwert deshalb das anschließende Auflösen der Formel. Hier müssen im Vorfeld einige Annahmen bzw. Vereinfachungen getroffen werden, um ein „handhabbares“ Kriterium zu erarbeiten.

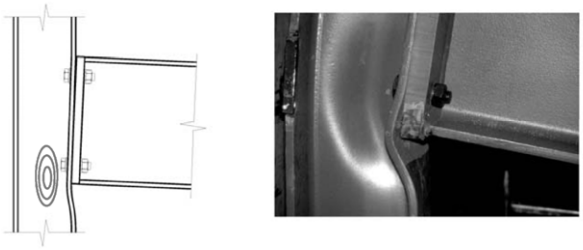


Bild 8-1: Versagen des Stützensteges auf Druck [87]

Werden die jeweiligen Ausdrücke des Widerstandsmodells für die Komponententragfähigkeit nach DIN EN 1993-1-8 [8] in Gleichung (8.1) eingesetzt, ergibt sich folgende Formulierung für bündige Stirnplatten mit 2 Zugschrauben:

$$\frac{\omega \cdot k_{wc} \cdot \rho \cdot b_{eff,c,wc} \cdot t_{wc} \cdot f_{y,wc}}{\gamma_{M1}} > \frac{2 \cdot 0{,}9 \cdot \left(\frac{0{,}88 \cdot d_B}{2}\right)^2 \cdot \pi \cdot f_{uB}}{\gamma_{M2}} \qquad (8.2)$$

mit:

$\omega = 1{,}0$ (Interaktion mit Schub soll hier unberücksichtigt bleiben)

$k_{wc} = 1{,}0$ (Ausnutzung Längsdruckspannungen wird zu $< 0{,}7\ \sigma_{com,Ed}$ angenommen)

$\rho = 1{,}0$ (da für Stichprobenumfang mit $f_{y,wc} \leq 355$ ➔ $\lambda_p < 0{,}72$)

Für die wirksame Breite des Stützensteges auf Querdruck werden folgende Annahmen getroffen:

$$b_{eff,c,wc} = t_{fb} + 2 \cdot \sqrt{2} \cdot a + 5(t_{fc} + s) + s_p$$

mit:

a = 6mm (Schweißnaht des Riegelflansches an die Stirnplatte)

$t_{fc} \approx 1{,}6\ t_{wc}$ (ergibt als ungefährer Mittelwert bei den Walzprofilen des Stichprobenumfangs)

$s \approx 0{,}1\ h_c$ (Verhältnis Ausrundungsradius zu Stützenprofilhöhe)

$s_p \approx 2 \cdot 0{,}9 \cdot t_{cf} = 2 \cdot 0{,}9 \cdot 1{,}6 \cdot t_{wc}$ (Länge durch die Lastausbreitung unter 45° durch das Stirnblech mit $t_{EP} = 0{,}9\ t_{cf}$)

$t_{fb} \approx t_{fc} = 1{,}6 \cdot t_{wc}$

Damit ergibt sich für die wirksame Breite des Stützensteges auf Querdruck folgender Term:

$$\begin{aligned} b_{eff,c,wc} &= t_{fb} + 2 \cdot \sqrt{2} \cdot a + 5(t_{fc} + s) + s_p \\ &= 1{,}6 \cdot t_{wc} + 2 \cdot \sqrt{2} \cdot 6 + 5(1{,}6 \cdot t_{wc} + 0{,}1 h_c) + 2 \cdot 0{,}9 \cdot 1{,}6 \cdot t_{wc} \end{aligned} \qquad (8.3)$$

Wird der Ausruck in Gleichung (8.3) zusammengefasst und in Gleichung (8.2) eingesetzt, ergibt sich folgende mechanische Bedingung für das Kriterium des Stützensteges auf Druck.

$$\frac{1{,}0 \cdot 1{,}0 \cdot 1{,}0 \cdot (12{,}5 \cdot t_{wc} + 0{,}5 \cdot h_c + 17) \cdot t_{wc} \cdot f_{y,wc}}{\gamma_{M1}} > \frac{0{,}348 \cdot {d_B}^2 \cdot \pi \cdot f_{uB}}{\gamma_{M2}} \qquad (8.4)$$

Ein weiteres Umstellen der Gleichung (8.4) ergibt folgendes Kriterium:

$$\frac{0{,}963 \cdot d_B^2 \cdot f_{uB}}{t_{wc} \cdot f_{y,wc}} - (12{,}5 \cdot t_{wc} + 0{,}5 \cdot h_c) < 17 \qquad (8.5)$$

Wird für ca. 550 unterschiedliche Anschlusskonfigurationen der Wert des Kriteriums über das Verhältnis von Tragfähigkeit des Stützensteges auf Druck und der Zugtragfähigkeit der Schraube in einem Diagramm aufgetragen, ergibt sich das Schaubild in Bild 8-2.

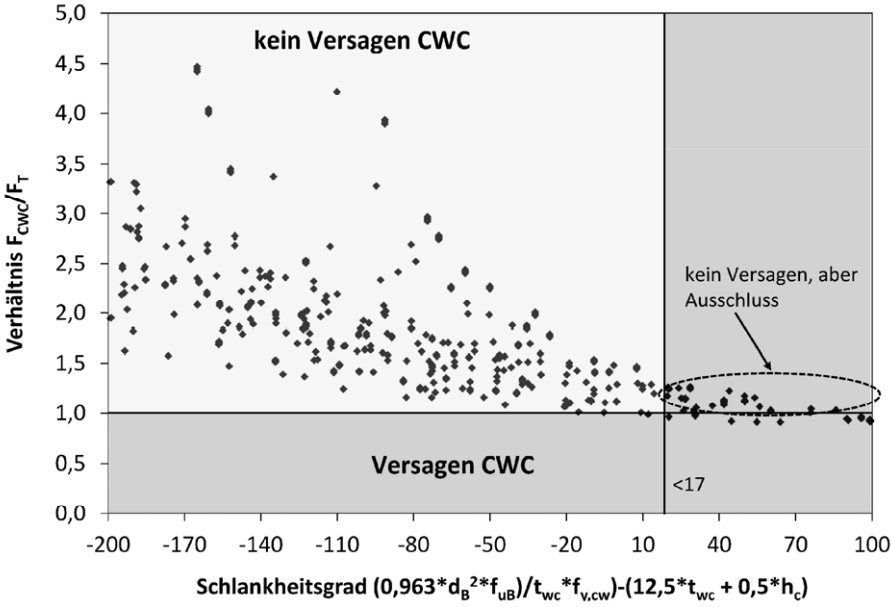


Bild 8-2: Verhältniswert F_{CWC}/F_T aufgetragen über Grenzkriterium aus Gleichung (8.5) für bündige Stirnplatten

Hierbei ist zu erkennen, dass doch einige Werte das Kriterium verletzen, obwohl die Stützenstegtragfähigkeit auf Druck größer als die Schraubenzugtragfähigkeit ist. Diese Anschlusskonfigurationen würden dann fälschlicherweise von der Anwendung ausgeschlossen.

Für überstehende Stirnplatten stehen im Vergleich zu den bündigen Stirnplatten vier statt zwei Zugschrauben zur Verfügung. Da die beiden überstehenden Schrauben wegen der Abstützkräfte- allerdings nicht voll aktiviert werden können, siehe hierzu Kapitel 7.4, wird die Schraubentragfähigkeit in Gleichung (8.2) nicht verdoppelt, sondern nur mit dem Faktor 1,5 erhöht. Somit ergibt sich für überstehende Stirnplatten das folgende Kriterium.

$$\frac{1{,}45 \cdot d_B^2 \cdot f_{uB}}{t_{wc} \cdot f_{y,wc}} - (12{,}5 \cdot t_{wc} + 0{,}5 \cdot h_c) < 17 \qquad (8.6)$$

Wird für Gleichung (8.6) der Wert des Kriteriums über das Verhältnis von Tragfähigkeit des Stützensteges auf Druck und der Zugtragfähigkeit der Schraube aufgetragen stellt sich das Diagramm in Bild 8-3 ein.

Auch für die überstehenden Stirnplattenverbindungen gibt es eine Vielzahl von Anschlusskonfigurationen, die das Kriterium aus Gleichung (8.6) verletzen, obwohl die Tragfähigkeit des Stützenstegs größer der Schraubentragfähigkeit ist.

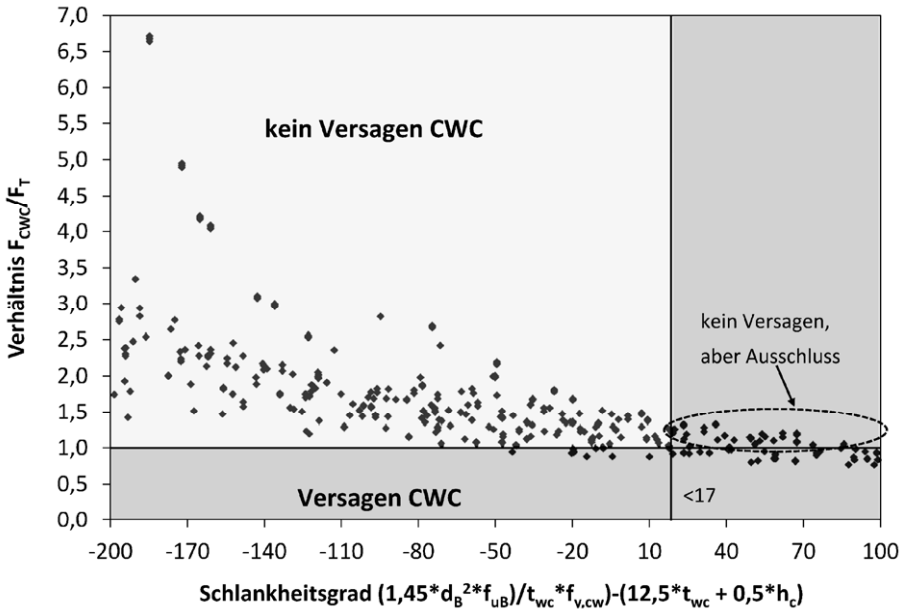


Bild 8-3: Verhältniswert F_{CWC}/F_T aufgetragen über Grenzkriterium aus Gleichung (8.6) für überstehende Stirnplatten

Das mechanisch abgeleitete und damit dimensionsechte Kriterium liefert damit noch keine zufriedenstellende Abgrenzung zwischen der Tragfähigkeit des Stützensteges auf Druck und der Schraubenzugtragfähigkeit. Deshalb wurde anhand von ca. 550 unterschiedlichster Anschlusskonfigurationen bündiger Stirnplatten, die einen repräsentativen Ausschnitt der gesamten Palette der Walzprofile widerspiegeln sollen, ein empirisches Grenzkriterium entwickelt. Für die Eingangsgrößen des Kriteriums liegen folgende physikalische Beziehungen vor:

- $h_c \rightarrow$ Einfluss auf Knicklänge
- $d_B \rightarrow$ Einfluss auf betragsmäßige Größe der Druckkraft
- $t_{wc} \rightarrow$ Einfluss auf Tragfähigkeit des Knickstabes
- $f_{y,c} \rightarrow$ Einfluss auf Tragfähigkeit des Knickstabes
- $f_{uB} \rightarrow$ Einfluss auf betragsmäßige Größe der Druckkraft

Für bündige Stirnplatten gilt zur Sicherstellung von $F_{CWC} > F_T$ das in der dimensionlosen (einheitenfreien) Formel (8.7) erarbeitete Kriterium:

$$\frac{\sqrt{h_c} \cdot d_B}{t_{wc}^2} \cdot \sqrt[3]{\frac{355}{f_{y,c}}} \cdot \sqrt{\frac{f_{uB}}{1000}} \leq 7{,}0 \qquad (8.7)$$

Für überstehende Stirnplattenverbindungen wurden zusätzlich weitere ca. 550 Anschlusskonfigurationen, die auch hier einen repräsentativen Ausschnitt der gesamten Palette der Walzprofile widerspiegeln sollen, untersucht. Da in diesem Fall, bedingt durch die zusätzlichen Schrauben des Kragarmes, die Zugkraft größer ist, muss für überstehende Stirnplatten das Kriterium aus Gleichung (8.7) angepasst werden. Für überstehende Stirnplatten gilt zur Sicherstellung von $F_{CWC} > F_T$ somit folgendes Kriterium:

$$\frac{\sqrt{h_c} \cdot 2 \cdot d_B}{t_{wc}^2} \cdot \sqrt[3]{\frac{355}{f_{y,c}}} \cdot \sqrt{\frac{f_{uB}}{1000}} \leq 10{,}0 \qquad (8.8)$$

Wird für die knapp 550 Anschlusskonfigurationen das Verhältnis von Tragfähigkeit des Stützensteges auf Druck und der Zugtragfähigkeit der Schraube über den Wert, der sich aus dem Grenzkriterium aus Gleichung (8.7) ergibt, aufgetragen, so erhält man die Verteilung in Bild 8-4.

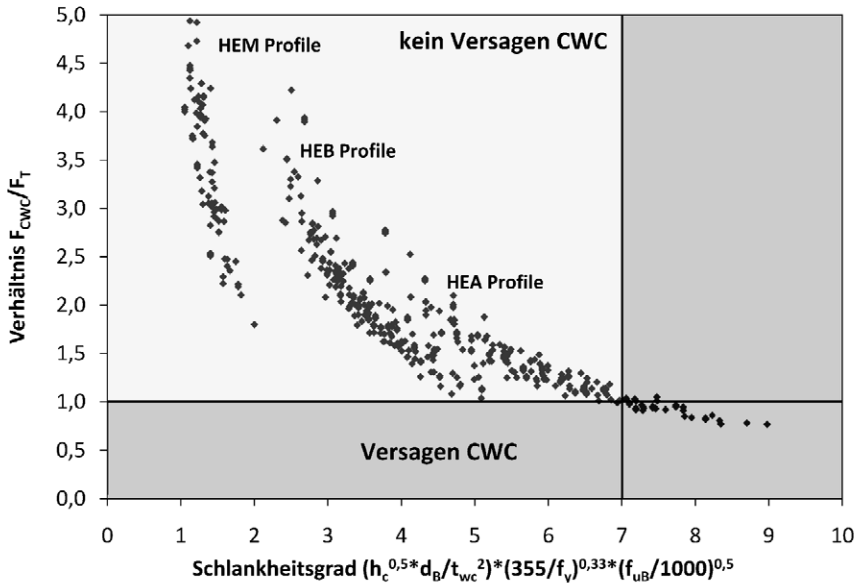


Bild 8-4: Verhältniswert F_{CWC}/F_T aufgetragen über Grenzkriterium aus Gleichung (8.7) für bündige Stirnplatten

Es ist zu erkennen, dass das Grenzkriterium sehr gut passt, da zum einen kein Verhältniswert $F_{CWC}/F_T < 1{,}0$ unterhalb von 7,0 auftritt und zum anderen für Kriterienwerte > 7,0 das Versagen CWC maßgebend wird. Zudem ist auffällig, dass die drei unterschiedlichen Walzprofiltypen, die für die Stütze verwendet wurden, sich hinsichtlich ihres Schlankheitsgrades deutlich unterscheiden und damit jeweils eigenständige Punktewolken bilden. So sind bei bündigen Stirnplatten fast ausschließlich HEA-Profile gefährdet, das Kriterium zu verletzen. Bei der Überprüfung des Grenzkriteriums für überstehende Stirnplatten in Bild 8-5 ist zu erkennen, dass auch hier das

Kriterium ziemlich gut passt auch wenn es ein paar wenige Verletzungen des Kriteriums gibt. Diese liegen aber in einer Größenordnung von kleiner 5%.

Verletzungen des Grenzkriteriums, bei denen das Tragfähigkeitsverhältnis kleiner 1,0 ist, obwohl der Grenzwert von 10,0 noch nicht überschritten wurde, betreffen überwiegend HEB-Profile mit gleichzeitigem Verhältnis von $t_{cf}/t_{EP} << 1{,}0$. Diese würden nach Kapitel 8.2 ohnehin ausgeschlossen, da die Stützenflanschdicke nicht nennenswert kleiner als die Stirnplattendicke sein sollte. Verletzungen des Grenzkriteriums, bei denen das Tragfähigkeitsverhältnis größer 1,0 ist, obwohl der Grenzwert von 10,0 überschritten wurde, betreffen überwiegend HEA-Profile mit gleichzeitig hoher Stahlgüte ≥ S460. Beide Situationen treten allerdings nur bei sehr ungünstig konfigurierten Anschlüssen auf und werden deshalb als akzeptabel eingestuft.

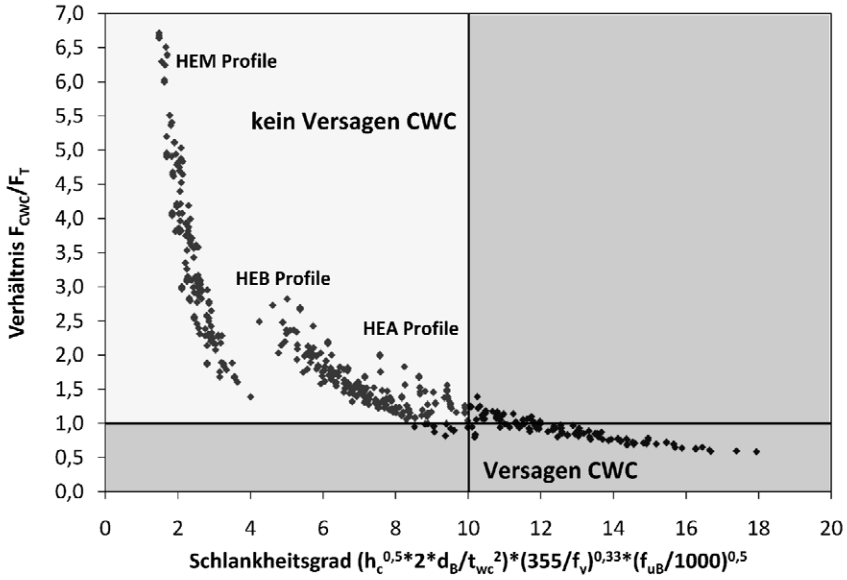


Bild 8-5: Verhältniswert F_{CWC}/F_T aufgetragen über Grenzkriterium aus Gleichung (8.8) für überstehende Stirnplatten

Das Kriterium aus Gleichung (8.7) bzw. (8.8) basiert zwar auf keinem direkten mechanischen Modell und ist nicht dimensionsecht, dafür ist die Prognosequalität im Vergleich zu dem mechanisch sauberen Kriterium aus Gleichung (8.5) bzw. (8.6) besser. Für das Nachweisformat in Kapitel 10 werden deshalb die Gleichung (8.7) bzw. (8.8) bevorzugt.

Für die in Kapitel 6.3 und Kapitel 6.4 numerisch untersuchten bündigen und überstehenden Stirnplattenverbindungen ergeben sich die nachfolgenden Verteilungen für das Grenzkriterium bei Druck, siehe Bild 8-6 und Bild 8-7. Dabei ist gut zu erkennen, dass bei „wohldimensionierten“ teiltragfähigen Anschlüssen mit Ziel einer verformungsfreundlichen Zugzone das Versagen der Komponente Stützensteg auf Druck (CWC) nicht maßgebend werden sollte.

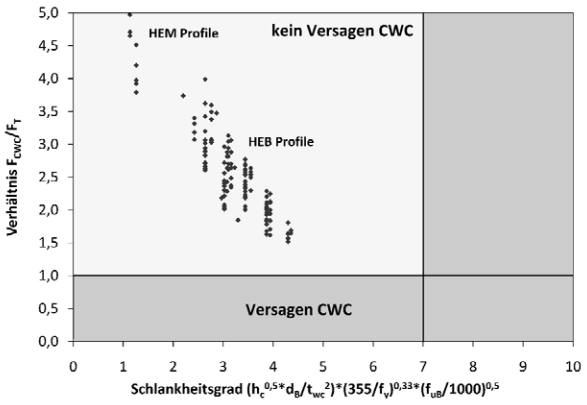


Bild 8-6: Grenzkriterium CWC für bündige Stirnplatten aus Kapitel 6.3

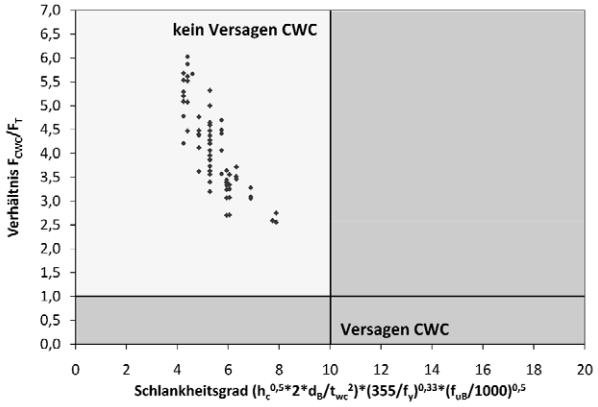


Bild 8-7: Grenzkriterium CWC für überstehende Stirnplatten aus Kapitel 6.4

Für Verbundknoten gilt das Grenzkriterium überstehender Stirnplatten, solange die Zugkraft der Bewehrung nicht größer als die korrespondierende Schraubenzugkraft des Überstandes ist. Für den Fall, dass die Zugkraft der Bewehrung größer als die der äußeren Schrauben ist, ist das Kriterium entsprechend anzupassen oder der Stützensteg auf Druck separat nachzuweisen.

8.3.2 *Stützenprofil auf Zug*

Für das Stützenprofil gilt es auch zu überprüfen, dass die in der Zugzone aktivierbare Tragfähigkeit des Stegbereiches F_{CWT} ein größeres Tragvermögen aufweist als der zur Verfügung stehende Schraubenwiderstand F_T.

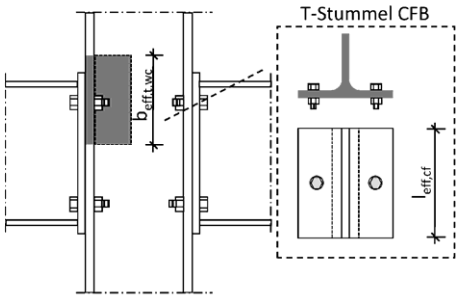


Bild 8-8: Versagen des Stützensteges auf Zug

Für die Zugzone der Stütze gilt:

$$F_{CWT} > F_T \tag{8.9}$$

Werden die jeweiligen Ausdrücke des Widerstandsmodells für die Komponententragfähigkeit nach DIN EN 1993-1-8 [8] in Gleichung (8.9) eingesetzt, ergibt sich folgende Formulierung:

$$\frac{l_{eff} \cdot t_{wc} \cdot f_{y,c}}{\gamma_{M0}} > \frac{2 \cdot 0{,}9 \cdot \left(\frac{0{,}88 d_B}{2}\right)^2 \cdot \pi \cdot f_{uB}}{\gamma_{M2}} \qquad (8.10)$$

Die aktivierbare Höhe des Stützensteges bestimmt sich aus der effektiven Länge des Stützenflansch-T-Stummels, siehe Bild 8-8. Als Grenzwert wird hier $l_{eff,cp}$ für sehr nah am Stützensteg angeordnete Schrauben $m = 1{,}5d_B$ angenommen. Wird $l_{eff} = 2*\Pi*(1{,}5d_B)$ in Gleichung (8.10) eingesetzt und die Gleichung nach t_{wc} aufgelöst, erhält man folgenden Ausdruck.

$$t_{wc} > 0{,}092 \cdot d_B \cdot \frac{f_{uB}}{f_{y,c}} \qquad (8.11)$$

Dieses Grenzkriterium gilt für bündige wie auch für überstehende Stirnplatten, da sich die doppelte Anzahl Zugschrauben mit der zweifachen effektiven Länge kürzt. Die Annahme begründet sich mit dem konservativen Ansatz der effektiven Länge l_{eff} und einem daraus resultierenden Verzicht einer Gruppenbetrachtung der Fließlinienmuster am Stützenflansch. Wird für die knapp 550 Anschlusskonfigurationen das Verhältnis von Tragfähigkeit Stützensteg auf Zug und Zugtragfähigkeit der Schraube über den Wert, der sich aus dem Grenzkriterium aus Gleichung (8.11) ergibt, aufgetragen, so erhält man die Verteilung in Bild 8-9.

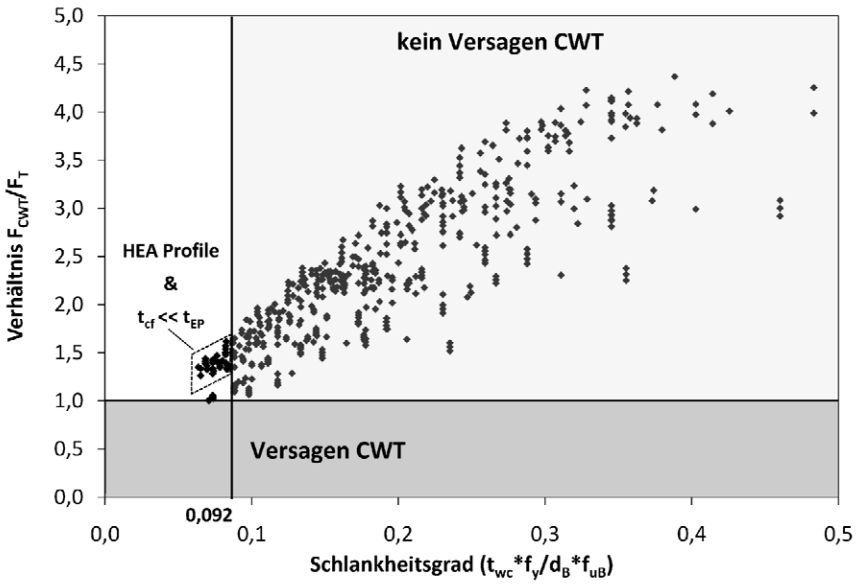


Bild 8-9: Verhältniswert F_{CWT}/F_T aufgetragen über Grenzkriterium für bündige Stirnplatten

Bild 8-9 zeigt, dass der Stützensteg auf Zug so gut wie nicht maßgebend wird.

Es gibt Anschlusskonfigurationen, die das Kriterium unterschreiten, aber eigentlich ausreichende Tragfähigkeit von CWT aufweisen. Es handelt sich um HEA-Profile mit gleichzeitig sehr ungünstigem Verhältnis von $t_{cf}/t_{EP} << 1{,}0$. Diese würden nach Kapitel 8.2 ohnehin ausgeschlossen. Die überstehenden Stirnplatten in Bild 8-10 verhalten sich analog zu den bündigen Stirnplatten.

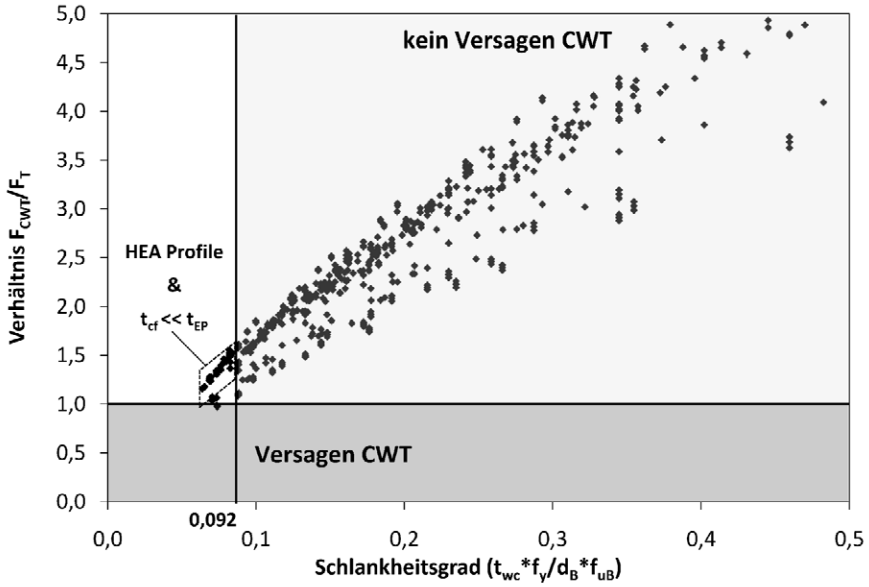


Bild 8-10: Verhältniswert F_{CWT}/F_T aufgetragen über Grenzkriterium für überstehende Stirnplatten

Der Stützensteg auf Zug ist in aller Regel unkritischer als der Stützensteg auf Druck und deshalb sollte diese Komponente nicht maßgebend werden, solange die Kriterien für Druck in Kapitel 8.3.1 erfüllt sind.

8.3.3 *Stützenprofil auf Schub*

Das Versagen des Stützenstegs auf Schubbeanspruchung tritt nur bei einseitigen oder beidseitig stark unterschiedlich beanspruchten Anschlusssituationen auf. Für das Stützenprofil gilt es somit als drittes und letztes zu überprüfen, dass die Tragfähigkeit der Schubzone des Steges F_{CWS}, wie in Bild 8-11 veranschaulicht, ein größeres Tragvermögen aufweist als der zur Verfügung stehende Schraubenwiderstand F_T.

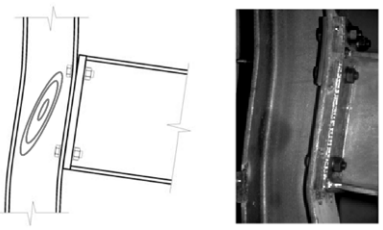


Bild 8-11: Versagen des Stützensteges auf Schub [87]

Es gilt für die Schubzone :

$$F_{CWS} > F_T \tag{8.12}$$

Werden die jeweiligen Ausdrücke der Komponententragfähigkeiten nach DIN EN 1993-1-8 [8] in das Widerstandsmodells in Gleichung (8.12) eingesetzt, ergibt sich folgende Gleichung für bündige Stirnplatten:

$$\frac{0{,}9 \cdot 1{,}5 \cdot h_c \cdot t_{wc} \cdot f_{y,c}}{\sqrt{3} \cdot \gamma_{M0}} > \frac{2 \cdot 0{,}9 \cdot \left(\frac{0{,}88 d_B}{2}\right)^2 \cdot \pi \cdot f_{uB}}{\gamma_{M2}} \tag{8.13}$$

Die ansetzbare Schubfläche A_{vc} nach DIN EN 1993-1-1 [7], Kapitel 6.2.6 wird durch den Ausdruck $1{,}5 * t_{wc} * h_c$ ersetzt. Für HEA und HEB Profile bis Höhe ca. $h_c = 400$ mm passt diese Vereinfachung sehr gut. Für die gedrungenen HEM-Profile wird die Schubfläche zwar überschätzt, hier wird das Stützenprofil aber auch nicht maßgebend.

Wird Gleichung (8.13) nach t_{wc} aufgelöst, ergibt sich für bündige Stirnplatten:

$$t_{wc} > 1{,}12 \cdot \frac{d_B^2 \cdot f_{uB}}{h_c \cdot f_{y,c}} \tag{8.14}$$

Bei überstehenden Stirnplatten ist die doppelte Anzahl Zugschrauben in Gleichung (8.13) zu berücksichtigen und so ändert sich Formulierung für überstehende Stirnplatten zu:

$$t_{wc} > 1{,}67 \cdot \frac{d_B^2 \cdot f_{uB}}{h_c \cdot f_{y,c}} \tag{8.15}$$

Wird für die knapp 550 Anschlusskonfigurationen das Verhältnis von Tragfähigkeit des Stützensteges auf Schub und der Zugtragfähigkeit der Schraube über den Wert, der sich aus dem Grenzkriterium für bündige Stirnplatten aus Gleichung (8.13) ergibt, aufgetragen, ist die Verteilung Bild 8-12 zu entnehmen. Für die Formulierung überstehender Stirnplatten aus Gleichung (8.15) ist die graphische Aufbereitung in Bild 8-13 gegeben. Es tritt kein Verhältniswert $F_{CWS}/F_T < 1{,}0$ für Kriteriumswerte $> 1{,}12$ auf. Allerdings gibt es einige Verhältniswert $F_{CWS}/F_T > 1{,}0$ für Kriteriumswerte $< 1{,}12$, d. h. hier wird auf der sicheren Seite die Tragfähigkeit

auf Schub unterschätzt. Diese Werte betreffen HEA-Profile mit gleichzeitig sehr ungünstigem Verhältnis von $t_{cf}/t_{EP} << 1{,}0$. Diese würden nach Kapitel 8.2 ohnehin ausgeschlossen.

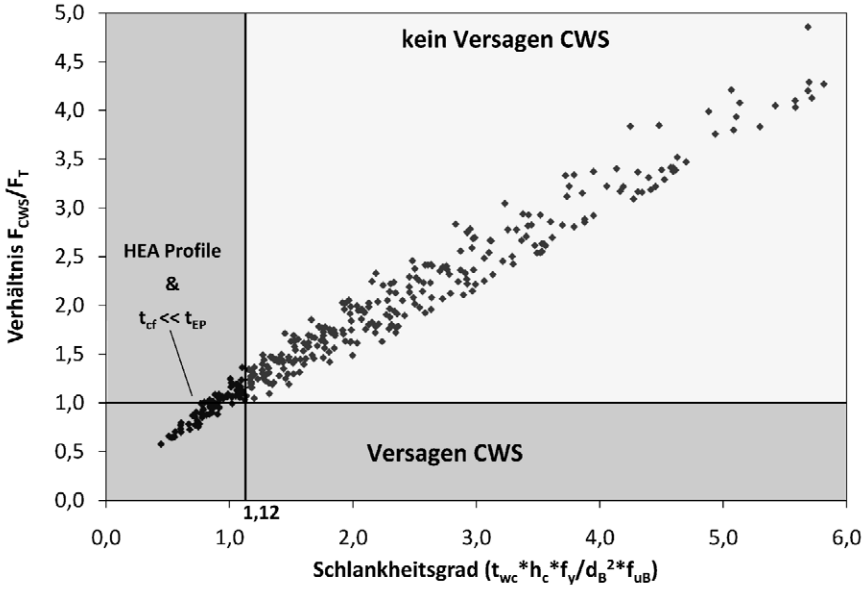


Bild 8-12: Verhältniswert F_{CWS}/F_T aufgetragen über Grenzkriterium für bündige Stirnplatten

Für die Auswertung der überstehenden Stirnplatten in Bild 8-13 ergibt sich eine analoge Verteilung zu den bündigen Stirnplatten. Auch hier tritt kein Verhältniswert $F_{CWS}/F_T < 1{,}0$ für Kriteriumswerte > 1,67 auf. Es gibt aber auch hier einige Verhältniswert $F_{CWS}/F_T > 1{,}0$ bei Kriteriumswerten < 1,67, dabei handelt es sich wieder um HEA-Profile mit gleichzeitig sehr ungünstigem Verhältnis von $t_{cf}/t_{EP} << 1{,}0$.

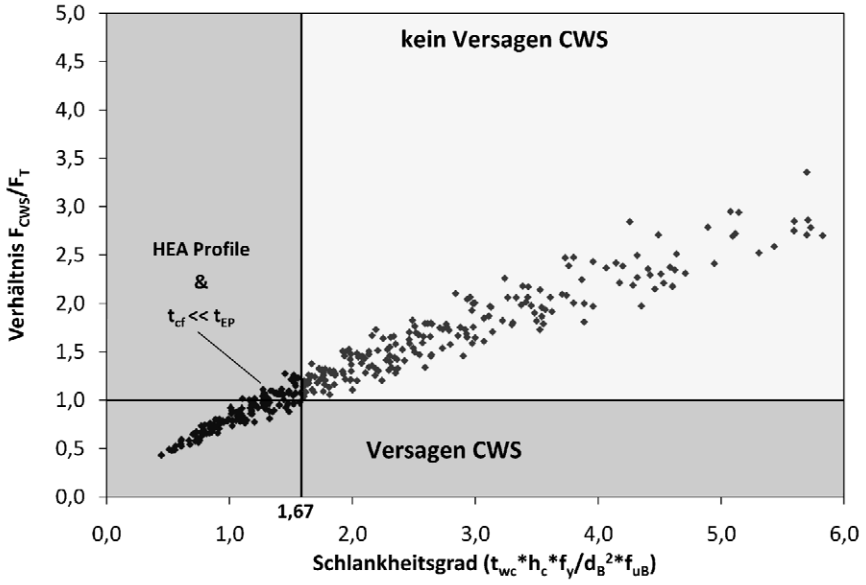


Bild 8-13: Verhältniswert F_{CWS}/F_T aufgetragen über Grenzkriterium für überstehende Stirnplatten

8.4 Schlussfolgerung und Zusammenfassung

Der Anwendungs- bzw. Gültigkeitsbereich für das vereinfachte Bemessungsverfahren geschraubter Stirnplattenanschlüsse wird durch drei Kriterien sichergestellt. Dabei ist zwischen bündigen und überstehenden Stirnplatten zu unterscheiden. Das Schubkriterium wird i.d.R. nur bei einseitigen Anschlüssen relevant.

Das Kriterium für die Druckzone der Stütze wurde unter einem ingenieurmäßigen Ansatz empirisch ermittelt, um es so einfach wie möglich zu halten. Die Kriterien für die Zug- und Schubzone der Stütze sind dagegen physikalisch abgeleitet worden und berücksichtigen die jeweiligen Komponententragfähigkeiten nach DIN EN 1993-1-8 [8].

Damit sind für Mittelknoten zwei und für Randknoten drei Kriterien der Stützenstegdicke zu prüfen. Die Kriterien selbst sind einfach gehalten und damit anwenderfreundlich. Anhand der Anordnung der Parameter in den jeweiligen Kriterien (Nenner oder Zähler) sollte sich dem Anwender, bei Nichteinhaltung eines Kriteriums, auch die Möglichkeit der Einflussnahme logisch erschließen.

Bei Verbundknoten gilt das Kriterium der Stützendruckkomponente analog den überstehenden Stirnplatten, solange die Bewehrungszugkraft nicht größer als die Tragfähigkeit der beiden Schrauben im Kragarm ist. Für die Stützenzugzone ist das Kriterium der Stützenzugzone für bündige Stahlknoten anzuwenden. Das Kriterium der Stützenschubzone für bündige Stahlknoten gilt auch für Verbundknoten, da im Verbundbau die Randknoten meist als reine Stahlknoten ausgeführt werden.

9 Ableitung von Duktilitätskriterien

9.1 Allgemeines

Das entwickelte vereinfachte Bemessungsverfahren für geschraubte Stirnplattenanschlüsse im Stahl- und Verbundbau ist gültig, solange die Zugzone des Anschlusses für das Versagen maßgebend ist. Gleichzeitig muss für die Zugzone des Stahlanschlusses und die dort definierte Komponente des T-Stummels der Versagensmodus 2 oder 3 versagensbestimmend sein, um letzendliches Schraubenversagen zu gewährleisten. Damit sichergestellt ist, dass die T-Stummelkomponente des Anschlusses für die Knotentragfähigkeit maßgebend ist, muss der in Kapitel 8 erarbeitete Anwendungs- bzw. Gültigkeitsbereich des Verfahrens eingehalten werden. Zur Einschränkung des Versagensmodus der T-Stummelkomponente sollen Duktilitätskriterien dienen. Versagensmodus 3 wäre für die Anwendbarkeit des Verfahrens unproblematisch, steht aber im Konflikt mit dem angestrebten Ziel duktiler Knoten für vollplastische Bemessung im Grenzzustand der Tragfähigkeit oder hochduktiler Knoten unter dem Aspekt robuster Rahmentragwerke. Hierfür gilt es eine „obere Schranke“ abzuleiten, die den gewünschten Versagensmodus 2, zuverlässig von Modus 3 abgrenzt und so für ausreichend Duktilität sorgt. In die obere Schranke als Kriterium für ein Mindestmaß an Duktilität fließen alle Parameter ein, die auch im Knotenkorrekturfaktor aus Gleichung (7.11) enthalten sind. Das bisher bestehende Duktilitätskriterium in DIN EN 1993-1-8 [8], Kapitel 6.4 wird damit um die Schraubenposition erweitert.

Um ein reines Versagen des Bleches, also ein Durchstanzen auszuschließen, ist eine Mindestblechdicke oder -flanschdicke erforderlich. Damit wird auch verhindert, dass der „ reine Versagensmodus 1“ als minimale T-Stummeltragfähigkeit $F_{T,u,min}$ eintreten kann. Da bei Versagen des Bleches nicht mehr die Schraubenzugtragfähigkeit maßgebend für die T-Stummeltragfähigkeit ist, passt das Widerstandsmodell für diesen Versagensmechanismus nicht und „Modus 1“ ist deshalb grundsätzlich auszuschließen. Zudem hat sich in eigenen Versuchen herausgestellt, dass bei sehr dünnen Stirnblechen mit Durchstanzversagen, also Modus 1 mit kreisförmigem Fließmuster, zwar eine gute Duktilität erzielt wird, aber auch relativ kleine Tragfähigkeiten und sehr geringe Anfangssteifigkeiten. Dies ist baupraktisch, wegen den bereits im Gebrauchszustand auftretenden großen Verformungen, ungeeignet. Hohe Duktilität des Knotens kann aber auch im Versagensmodus 2 erzielt werden. Versagensmodus 1 ist so weder unter dem Gesichtspunkt der Wirtschaftlichkeit, noch unter dem Gesichtspunkt der Gebrauchstauglichkeit erstrebenswert.

In Bild 9-1 ist für den Parameter Stirnplattendicke t_{EP} die Idee der Einführung einer oberen und unteren Schranke zur Sicherstellung des tatsächlichen Versagensmodus 2 anschaulich aufgezeigt. Für einen vernünftig konstruierten Stahlknoten wird in aller Regel die Stirnplatte immer dünner sein als der Stützenflansch und damit auch maßgebend für den Durchstanznachweis.

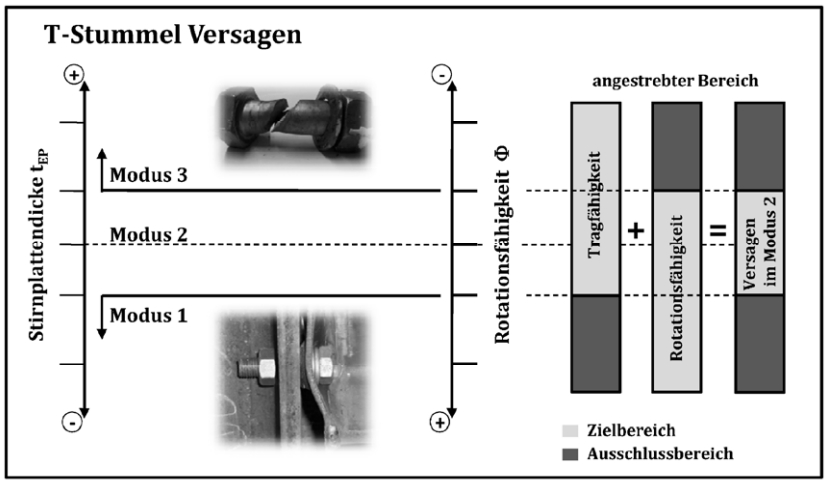


Bild 9-1: Angestrebter Zielbereich für das T-Stummelversagen in Bezug auf die Stirnplattendicke

9.2 Durchstanzkriterium

Die abzuleitende „untere Schranke“ für die Stirnplattendicke soll ein Durchstanzen des Bleches ausschließen. Als Bedingung hierfür muss gelten, dass die Durchstanztragfähigkeit des Bleches größer als die Schraubenzugtragfähigkeit ist. Die tatsächliche Schraubenzugtragfähigkeit auf charakteristischem Niveau bestimmt sich nach Gleichung (4.2).

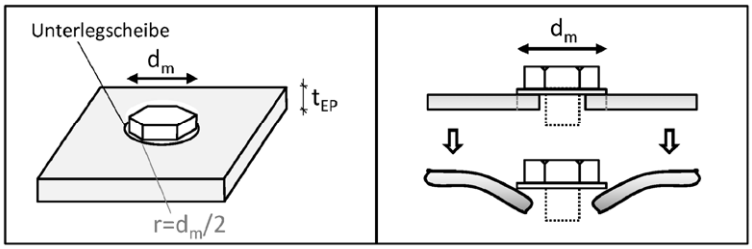


Bild 9-2: Durchstanzversagen des Stirnbleches

Der Durchstanzwiderstand nach DIN EN 1993-1-8 [8], Tabelle 3.4 kann für das Stirnblech auf charakteristischem Niveau nach Gleichung (9.1) ausgedrückt werden.

$$B_{R,k} = \pi \cdot d_m \cdot t_{EP} \cdot \frac{f_{u,EP}}{\sqrt{3}} \qquad (9.1)$$

Für die Grenzzustandsgleichung wird die Schraubenzugtragfähigkeit dem Durchstanzwiderstand gleichgesetzt und es ergibt sich Gleichung (9.2)

$$A_s \cdot f_{u,B} \leq \pi \cdot d_m \cdot t_{EP} \cdot \frac{f_{u,EP}}{\sqrt{3}} \tag{9.2}$$

Im nächsten Schritt werden sowohl der Schraubengewindedurchmesser A_s als auch der Durchmesser der Unterlegscheibe d_m in Abhängigkeit des Schraubendurchmessers d_B ausgedrückt. Durch Substituieren ergibt sich Gleichung (9.3):

$$\left(\frac{0{,}88 \cdot d_B}{2}\right)^2 \cdot \pi \cdot f_{uB} \leq \pi \cdot (1{,}8 \cdot d_B) \cdot t_{EP} \cdot \frac{f_{u,EP}}{\sqrt{3}} \tag{9.3}$$

Wird nun Gleichung (9.3) gekürzt und nach t_{EP} umgestellt, erhält man ein Grenzkriterium für eine minimal zulässige Stirnblechdicke, die sogenannte „untere Schranke“:

Grenzkriterium für minimale Stirnplattendicke:

$$t_{EP} \geq 0{,}186 \cdot d_B \cdot \frac{f_{uB}}{f_{u,EP}} \tag{9.4}$$

Mit Gleichung (9.4) ist ein Kriterium zur Sicherstellung des Verbleibs im Versagensmodus 2 hergeleitet. Damit ist Schraubenversagen des Knotens gewährleistet und der Durchstanznachweis indirekt erfüllt.

9.3 Duktilitätskriterium für den nicht ausgesteiften T-Stummel

Für den nicht ausgesteiften T-Stummel ist in DIN EN 1993-1-8 [8], Kapitel 6.4 bereits ein Kriterium zur Sicherstellung ausreichender Duktilität geschraubter Anschlüsse bei vollplastischer Bemessung enthalten. Dieses wurde in Kapitel 4.5.3 eingehend erläutert. Das hier zu erarbeitende Duktilitätskriterium, die „obere Schranke“, soll den verformungsarmen Modus 3 ausgrenzen und damit ein Versagensmodus 2 mit ausreichend Abstand zu Modus 3 definieren. Der Ansatz differiert somit von der Idee von Zoetemeijer [92], [93] und Jaspart [52], [53].

Im Folgenden soll nun auf Basis eines mechanischen Modells, in dem der T-Stummel aus Bild 9-3 als zweidimensionaler Ersatzstab, wie in Bild 9-4 idealisiert wird, hergeleitet werden. Der Steg und die Schraube stellen dabei Einspannungen des Bleches dar und der Ersatzstab wird daher zwischen Schraubenachse und Steg idealisiert.

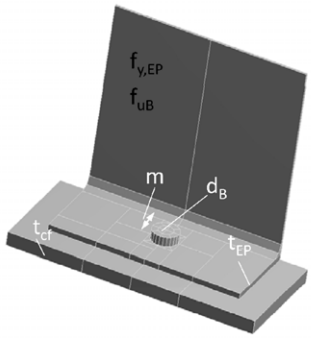


Bild 9-3: Kenngrößen des nicht ausgesteiften T-Stummel

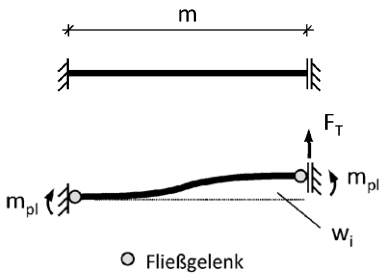


Bild 9-4: Ersatzstab des nicht ausgesteiften T-Stummels

Für den Ersatzstab in Bild 9-4 gelten die Gesetze der Mechanik nach Elastizitätstheorie:

1. Moment

$$M_i = \frac{6 \cdot EI}{m^2} \cdot w_i \equiv \frac{l_{eff} \cdot t^2}{4} \cdot f_{y,k} \cdot 1{,}18 \qquad (9.5)$$

2. Querkraft

$$V_i = \frac{12 \cdot EI}{m^3} \cdot w_i \equiv A_s \cdot f_{uB} = \left(\frac{0{,}88 \cdot d_B}{2}\right)^2 \cdot \pi \cdot f_{uB} \qquad (9.6)$$

mit:

$$EI = \frac{210000 \cdot l_{eff} \cdot t^3}{12} \qquad (9.7)$$

Die Streckgrenze des Bleches wird dabei mit dem Überfestigkeitsfaktor $f_{y,m}/f_{y,k} \sim 1{,}18$ beaufschlagt. Der Zahlenwerten 420/355=1,18 ergibt sich mit dem Wert $f_{y,m}$ nach JCSS [54].

Zuerst wird nun Gleichung (9.7) in Gleichung (9.5) und (9.6) eingesetzt und anschließend Gleichung (9.5) und (9.6) nach w_i umgestellt. Dann wird gleichgesetzt und es ergibt sich der

nachfolgende Ausdruck in Gleichung (9.8). Bedingung sei hier zusätzlich, dass die Momententragfähigkeit des Bleches immer kleiner als die Schraubenzugtragfähigkeit ist.

$$\frac{m^2 \cdot f_y \cdot 1{,}18}{210000 \cdot 2 \cdot t} \leq \frac{m^3 \cdot 0{,}1936 \cdot d_B^2 \cdot \pi \cdot f_{uB}}{210000 \cdot l_{eff} \cdot t^3} \qquad (9.8)$$

Im nächsten Schritt wird nun nach der Blechdicke t aufgelöst:

$$t^2 \leq \frac{m \cdot 0{,}3281 \cdot d_B^2 \cdot \pi \cdot f_{uB}}{l_{eff} \cdot f_y} \qquad (9.9)$$

Analog dem Ansatz von Jaspart [53] wird für die effektive Länge des T-Stummels $l_{eff} = 2\ \Pi\ m$ als maßgebendes „Fließmuster“ vorausgesetzt. Damit ergibt sich für die maximal zulässige Stirnplattendicke, um gerade noch ein verformungsfreundliches, also duktiles Verhalten zu erreichen Gleichung (9.10):

$$t \leq 0{,}4 \cdot d_B \sqrt{\frac{f_{uB}}{f_y}} \qquad (9.10)$$

Da die gewählte maßgebende effektive Länge des T-Stummels ein Vielfaches des Schraubenabstandes m darstellt, kürzt sich dieser raus. So fehlt in dieser Gleichung nun der Abstand der Schraube zum Steg als „Entwurfsparameter“ der Blechdicke. Je weiter die Schraube vom Steg entfernt ist, desto weicher wird das Verhalten des T-Stummels, was wiederum ein leicht dickeres Blech zulassen würde. Numerische Untersuchungen haben gezeigt, dass der Referenzabstand m der Schraube, der mit Gleichung (9.10) korrespondiert, bei etwa $m = 2{,}5\ d_B$ liegt. Wird nun Gleichung (9.10) um den Parameter des Schraubenabstandes ergänzt, folgt Gleichung (9.11).

Grenzkriterium für maximale Blech- bzw. Flanschdicke:

$$t \leq 0{,}4 \cdot d_B \sqrt{\frac{f_{uB} \cdot m}{f_y \cdot 2{,}5 d_B}} \qquad (9.11)$$

Zur Überprüfung dieses Ansatzes für den Schraubenabstand werden mittels numerischer Berechnung vier verschiedene Abstände mit vier dazugehörigen Blechdicken untersucht. Die ma-

ximal zulässigen Blechdicken sind dabei in Tabelle 9-1 aufgeführt. In der numerischen Berechnung wurden im FE-Modell die Blechdicken an gängige bzw. realistische Größen angepasst. Diese sind in der entsprechenden Zeile unterhalb angegeben.

Tabelle 9-1: Blechdicken t nach Gleichung (9.10) bei f_y = 400 N/mm² und f_{uB} = 930 N/mm²

Abstand m	m=1,5d_B	m=2,5d_B	m=3,5d_B	m=4,5d_B
max t	t=9,5 mm	t=12,2 mm	t=14,4 mm	t=16,4 mm
t gewählt	t=10 mm	t=12 mm	t=15 mm	t=18 mm

Dass der bisher im Duktilitätskriterium der Gleichung (3.5) fehlende Parameter Schraubenabstand sehr wohl Einfluss auf die zulässige Blechdicke hat, ist an den Ergebnissen in Bild 9-5 schön zu erkennen. Alle vier Kurven haben ein ausgeprägtes plastisches Verhalten und ermöglichen damit am Knoten nennenswerte Verdrehungen. Nur der T-Stummel mit m = 1,5d_B und t = 10mm verhält sich etwas steifer, aber das ist bedingt durch den kaum vorhandenen Abstand zwischen Schraubenkopf und Ausrundungsradius und dem „Aufrunden“ der Blechdicke.

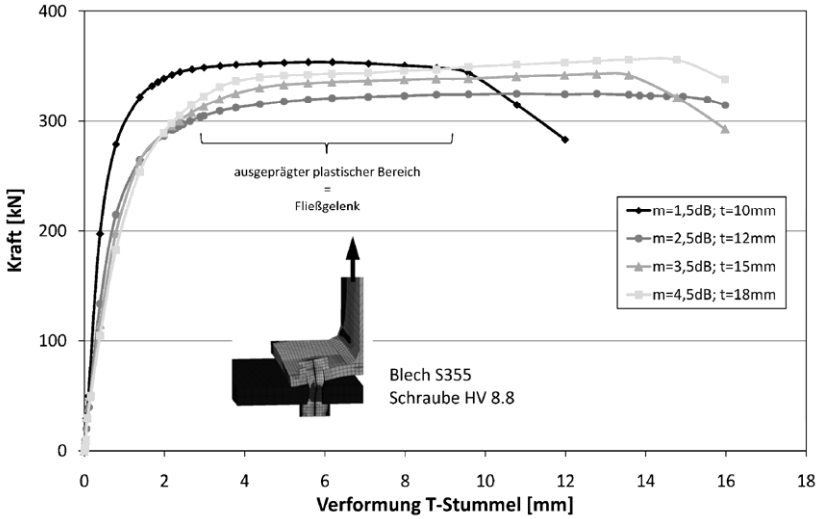


Bild 9-5: Überprüfung der Gleichung (9.11) auf ausreichend Duktilität

Durch die Einführung eines zusätzlichen Terms zur Berücksichtigung des Schraubenabstandes m werden deutlich mehr Spielräume zur Gestaltung der Blechdicke geschaffen. Dies zeigt die Bandbreite der Blechdicken in Tabelle 9-1. Die Untersuchungen haben gezeigt, dass der Term zur Berücksichtigung des Schraubenabstandes m in Gleichung (9.11) sehr gut die Trag- und Verformungsverhältnisse am nicht ausgesteiften T-Stummel widerspiegelt. Weitere Untersuchungen hierzu finden sich im Forschungsbericht [75].

9.4 Duktilitätskriterium für den ausgesteiften T-Stummel

Der ausgesteifte T-Stummel, der am Knoten die Stirnplatte repräsentiert, verhält sich, bedingt durch die aussteifende Wirkung des Riegelflansches, generell steifer als der unversteifte T-Stummel. Das vom Grundsatz her unterschiedliche Trag- und Verformungsverhalten des ausgesteiften T-Stummels wurde in Kapitel 4.1 bis 4.3.12 beleuchtet und spielt für die Erarbeitung eines Duktilitätskriteriums ebenfalls wieder eine wichtige Rolle.

Im Gegensatz zum nicht ausgesteiften T-Stummel, der „problemlos“ als Ersatzstab idealisiert werden kann, liegt für den ausgesteiften T-Stummel ein plattenartiges Tragverhalten vor. Das Fließlinienmuster muss sich demnach von dem des nicht ausgesteiften T-Stummels unterscheiden. In Kapitel 4.3 wurden die unterschiedlichen Arbeiten hinsichtlich Fließmuster am ausgesteiften T-Stummel - der Stirnplatte – diskutiert. Die dort gewonnenen Erkenntnisse dienen als Grundlage für die nachfolgende Ableitung der maximalen Stirnblechdicke ausgesteifter T-Stummel.

Ziel ist es im Folgenden, den Tragmechanismus der Stirnplatte so einfach wie möglich, aber trotzdem noch ausreichend genau abzubilden, um den Übergang von Versagensmodus 2 zu Modus 3 mathematisch ausdrücken zu können. Darauf aufbauend, soll ein benutzerfreundliches Duktilitätskriterium, das alle Kenngrößen in Bild 9-6 berücksichtigt, abgeleitet werden. Dazu wird das Tragverhalten der Platte durch zwei Tragstreifen, wie in Bild 9-7 veranschaulicht, idealisiert. Es wird also davon ausgegangen, dass beide Streifen eine anteilige Belastung entsprechend ihren Steifigkeiten zum Riegelsteg und Riegelflansch hin abtragen.

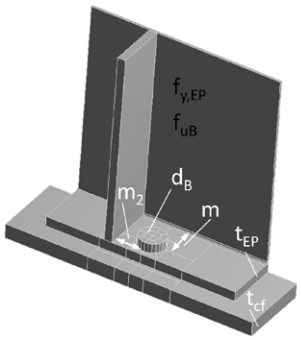


Bild 9-6: Kenngrößen des ausgesteiften T-Stummel

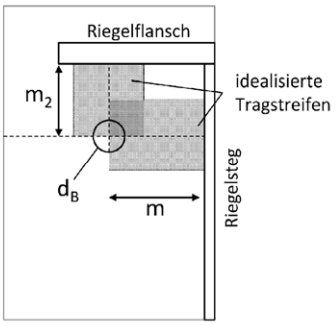


Bild 9-7: Idealisierte Tragstreifen des ausgesteiften T-Stummels

Folgende Vereinfachungen und Annahmen werden für das Tragmodell des ausgesteiften T-Stummel getroffen:

- als mechanisches Modell dient der Trägerrost in Bild 9-8
- die Drillsteifigkeit der Platte wird vernachlässigt
- die Summe der Fließlinienlängen muss deutlich größer sein als für den nicht ausgesteiften T-Stummel. Somit muss die fiktive Breite beider Ersatzstäbe in Bild 9-8 die Ersatzstabbreite des nicht ausgesteiften T-Stummels klar übertreffen.

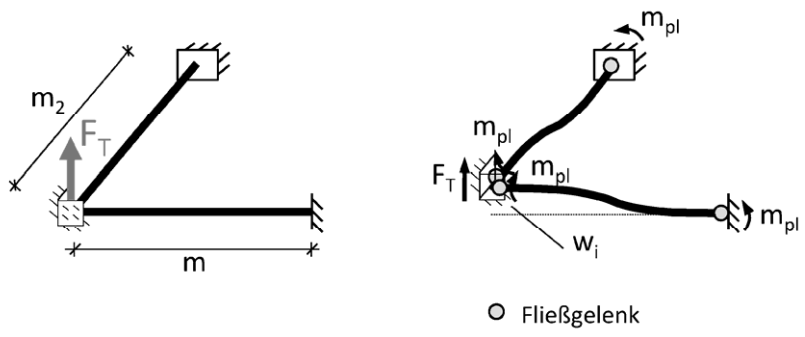


Bild 9-8: Modell des Trägerrostes für den ausgesteiften T-Stummel

Für die Ersatzstäbe des Trägerrosts in (9.8) gelten folgende Gesetze der Mechanik nach Elastizitätstheorie:

1. Moment

$$M_i = \frac{6 \cdot EI}{m^2} \cdot w_i + \frac{6 \cdot EI}{m_2^2} \cdot w_i \equiv \frac{\sum l_{eff} \cdot t^2}{4} \cdot f_{y,k} \cdot 1{,}18 \qquad (9.12)$$

2. Querkraft

$$V_i = \frac{12 \cdot EI}{m^3} \cdot w_i + \frac{12 \cdot EI}{m_2^3} \cdot w_i \equiv A_s \cdot f_{uB} = \left(\frac{0{,}88 \cdot d_B}{2}\right)^2 \cdot \pi \cdot f_{uB} \qquad (9.13)$$

mit:

$$EI = \frac{210000 \cdot \sum l_{eff} \cdot t^3}{12} \qquad (9.14)$$

Die Streckgrenze des Bleches wird dabei wieder mit dem Überfestigkeitsfaktor $f_{y,m}/f_{y,k} \sim 1{,}18$ beaufschlagt. Der Faktor ergibt sich wieder aus 420/355=1,18. Zuerst wird wieder Gleichung (9.14) in Gleichung (9.12) und (9.13) eingesetzt und anschließend Gleichung (9.12) und (9.13) nach w_i umgestellt.

Dann werden beide gleichgesetzt und es ergibt sich der nachfolgende Ausdruck in Gleichung (9.15). Bedingung sei hier zusätzlich, dass die Tragfähigkeit des Bleches bei Ausbildung einer vollständigen Fließgelenkkette immer kleiner als die Schraubenzugtragfähigkeit ist.

$$\frac{f_y \cdot 1{,}18}{210000 \cdot 2 \cdot t \cdot \left(\frac{1}{m^2} + \frac{1}{m_2^2}\right)} \leq \frac{0{,}1936 \cdot d_B^2 \cdot \pi \cdot f_{uB}}{210000 \cdot \sum l_{eff} \cdot t^3 \cdot \left(\frac{1}{m^3} + \frac{1}{m_2^3}\right)} \qquad (9.15)$$

Im nächsten Schritt wird nun nach der Blechdicke t aufgelöst und die Wurzel gezogen:

$$t \leq 1{,}031 \cdot d_B \cdot \sqrt{\frac{f_{uB}}{f_y}} \cdot \sqrt{\frac{\left(\frac{1}{m^2} + \frac{1}{m_2^2}\right)}{\sum l_{eff} \cdot \left(\frac{1}{m^3} + \frac{1}{m_2^3}\right)}} \qquad (9.16)$$

Anschließend ist eine Grenzgröße für die Summe der Fließlinienlängen einzusetzen. Dazu ist ein möglichst realistisches Fließmuster, das den tatsächlichen Versagenszustand adäquat widerspiegelt zu finden. Wie schon in Kapitel 4.3.10 angesprochen, sind die Fließlinienlängen aus DIN EN 1993-1-8 Tabelle 6.5 und 6.6 hierfür ungeeignet. In der Literatur sind diverse Ansätze für Fließlinienmuster zu finden, die in Kapitel 4.3 diskutiert wurden und auf deren Grundlage und anhand der eigenen Erkenntnisse eine realistische Länge erarbeitet wird. In eigenen Versuchen konnte gezeigt werden, dass die in Bild 4-10 (nach Bernuzzi) und Bild 4-12 (nach Adegoke) vorgestellten Modelle der Fließlinien relativ gut reproduzierbar waren. Mehr Informationen und Hintergründe hierzu finden sich im Forschungsbericht [75].

Das neue Modell der Fließlinien hat dabei allein die Erarbeitung eines Duktilitätskriteriums für ausgesteifte Stirnbleche zum Ziel und soll an dieser Stelle nicht das Konzept der Fließlinien in DIN EN 1993-1-8 [8], Kapitel 6.2.6.4 und 6.2.6.5 zur Bestimmung der plastischen Momententragfähigkeit $M_{j,pl,Rd}$ in Frage stellen. Die hier aufgezeigten Erkenntnisse könnten aber durchaus anregen, zukünftig gewisse Anpassungen für die Fließlinien vorzunehmen. Werden die einzelnen Fließlinien nun am Stirnblech idealisiert abgebildet, ergeben sich sechs einzelne Fließlinien, wobei zwei eine identische Länge besitzen und unter Nummer 3 in Bild 9-9 zusammengefasst sind. Werden die geometrischen Maße den Fließlinien allgemeingültig zugewiesen, können die in Bild 9-10 bemaßten Längen entsprechend definiert werden.

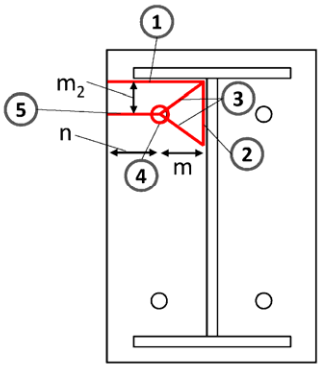


Bild 9-9: Abgeleitetes Fließlinienmodell des Stirnbleches für das Duktilitätskriterium

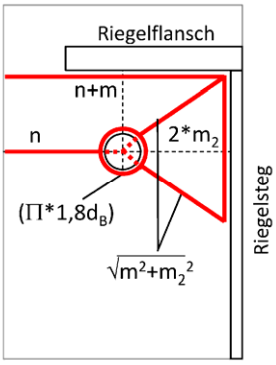


Bild 9-10: Einzellängen der fünf Teilfließlinien aus Bild 9-9

Damit ergibt sich für das Gesamtmaß l_{eff} folgende Größe:

$$l_{eff} = m + n + 2 \cdot m_2 + 2 \cdot \sqrt{m^2 + m_2^2} + n + \pi \cdot 1{,}8 \cdot d_B$$
$$= m + 2 \cdot n + 2 \cdot m_2 + 2 \cdot \sqrt{m^2 + m_2^2} + \pi \cdot 1{,}8 \cdot d_B \qquad (9.17)$$

Die Fließlinie im Bereich der Schraube wird mit dem Umfang der Unterlegscheibe angesetzt und entspricht $d_m = 1{,}8\ d_B$. Der in Gleichung (9.16) einzusetzende Wert der Fließlinienlänge ist als Referenzwert der Schraubenposition definiert. Er liegt bei $m = 2{,}5d_B$, analog Gleichung (9.10) für den nicht ausgesteiften T-Stummel, und $m_2 = 2{,}0\ d_B$. Für den Randabstand n wird die Annahme $n = 1{,}5\ d_B$ getroffen. Für l_{eff} ergibt sich so ein Vielfaches des Schraubendurchmessers.

$$l_{eff} = 2{,}5d_B + 2 \cdot 1{,}5d_B + 2 \cdot 2{,}0d_B + 2 \cdot \sqrt{(2{,}5d_B)^2 + (2{,}0d_B)^2} + \pi \cdot 1{,}8 \cdot d_B \qquad (9.18)$$

$$= 21{,}55 \cdot d_B$$

Wird $l_{eff} = 21{,}55\ d_B$ sowie $m = 2{,}5d_B$ und $m_2 = 2{,}0d_B$ in die Gleichung (9.16) eingesetzt, ergibt sich der nachfolgende Ausdruck für die Grenzdicke t.

$$t \leq 1{,}031 \cdot d_B \cdot \sqrt{\frac{f_{uB}}{f_y}} \cdot \sqrt{\frac{\left(\frac{1}{(2{,}5d_B)^2} + \frac{1}{(2{,}0d_B)^2}\right)}{21{,}55d_B \cdot \left(\frac{1}{(2{,}5d_B)^3} + \frac{1}{(2{,}0d_B)^3}\right)}} \qquad (9.19)$$

Der Schraubendurchmesser d_B kann komplett gekürzt werden und somit erhält man für den Ausdruck der Grenzdicke des Stirnbleches:

$$t \leq 0{,}33 \cdot d_B \cdot \sqrt{\frac{f_{uB}}{f_y}} \qquad (9.20)$$

Es fehlt in dieser Gleichung, analog der Herleitung für den nicht ausgesteiften T-Stummel in Gleichung (9.10), die Position der Schraube. Es muss noch ein Term für den Abstand der Schraube zum Steg und zum Flansch als zusätzlicher „Entwurfsparameter“ der Blechdicke eingeführt werden.

Je weiter die Schraube vom Steg bzw. vom Flansch entfernt ist, desto weicher wird das Verhalten des ausgesteiften T-Stummels, was wiederum ein leicht dickeres Blech zulassen würde. Zudem muss als Zwangsbedingung gelten, dass für große Abstände von m_2, wenn also der Einfluss der Steife fast zu vernachlässigen ist, annähernd die gleiche Grenzdicke wie für Gleichung (9.11) berechnet wird. Deshalb ist die Gewichtung des Terms zur Berücksichtigung des Abstandes m_2 als Ergänzung in Gleichung (9.20) anders vorzunehmen als die Gewichtung des Terms für m. Die Referenzwerte für m und m_2 sind oben benannt und es ergibt sich für das Duktilitätskriterium des Stirnbleches unter Berücksichtigung der Schraubenposition:

Grenzkriterium für maximale Stirnplattendicke:

$$t \leq 0{,}33 \cdot d_B \cdot \sqrt{\frac{f_{uB}}{f_y}} \cdot \sqrt{\left(\frac{m}{2{,}5d_B}\right) \cdot \sqrt{\frac{m_2}{2{,}0d_B}}} \qquad (9.21)$$

Um die Logik der neuen Fließlinie aufzuzeigen, wird folgender Vergleich geführt. Die maßgebende Fließlinie nach EC3 bestimmt sich für die innere Schraubenreihe des ausgesteiften Ble-

ches aus dem Maximum von 2Πm oder αm, wobei der Grenzwert bei α=7…8 liegt, also nur minimal größer als 2Π ist.

Für den ausgesteiften T-Stummel würde sich für das Duktilitätskriterium demnach fast dieselbe Fließlinienlänge wie für den nicht ausgesteiften T-Stummel ergeben. Da sich der ausgesteifte T-Stummel aber deutlich steifer verhält, führt die Verwendung der Längen nach EC3 zu unrealistischen Grenzdicken des Stirnbleches. Vergleicht man die Tragfähigkeit von nicht ausgesteiften und ausgesteiften T-Stummelversuchen [31] für gleiche Verformungen, die kurz nach Beginn des Plastizierens liegen, so kann eine deutliche Differenztragfähigkeit zwischen nicht ausgesteiften und ausgesteiften T-Stummeln festgestellt werden.

Dieser Vergleich ist in Bild 9-11 und Bild 9-12 aufgezeigt. Wird nun der Differenzbetrag in Relation zur Tragfähigkeit des nicht ausgesteiften T-Stummels gesetzt, so ergeben sich Unterschiede zwischen 35-65%. Da für die im Vergleich aufgeführten T-Stummel, bis auf die Steife, alle anderen Parameter identisch sind, kann die Schlussfolgerung gezogen werden, dass die Steigerung der Tragfähigkeit durch eine steifenbedingte Vergrößerung der Fließlinienlänge zustande kommt. Die Unterschiede von ca. 35% im Versuch ergeben sich für T-Stummelkonfigurationen, deren Plattendicke im Bereich des Duktilitätskriteriums nach Gleichung (9.11) liegt. Die größeren Unterschiede wurden für Blechdicken, die deutlich kleiner waren als durch das Duktilitätskriterium gefordert, festgestellt.

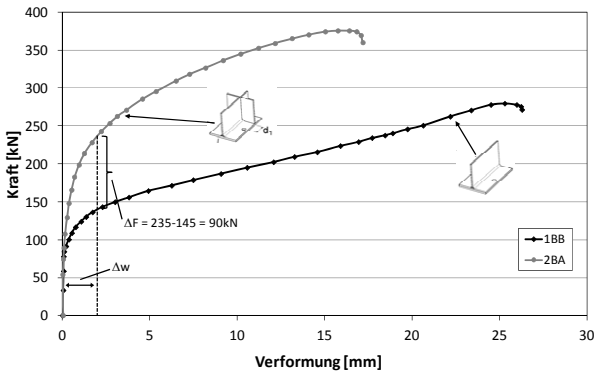


Bild 9-11: Vergleich T-Stummel ausgesteifter & nicht ausgesteifter Stützenflansch

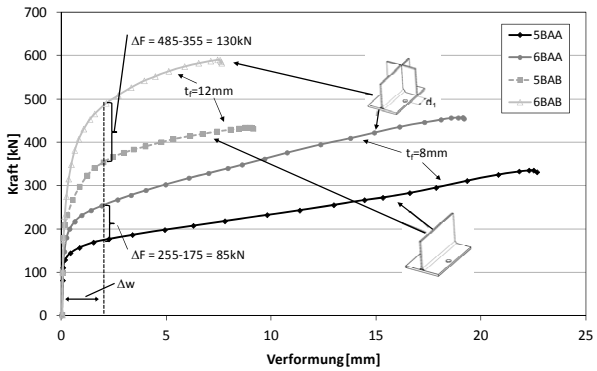


Bild 9-12: Vergleich T-Stummel ausgesteiftes & nicht ausgesteifte Stirnplatte

Wird die maßgebende Fließlinienlänge des nicht ausgesteiften T-Stummel $l_{eff,\ cp} = 2\Pi m$ mit $m = 2{,}5d_B$ mit der neu entwickelten Fließlinienlänge für ausgesteifte Stirnbleche nach Gleichung (9.18) verglichen, ergibt sich folgendes Verhältnis:

$$\frac{l_{eff,ausgesteift}}{l_{eff,nicht\ ausgesteift}} = \frac{21{,}55\mathrm{d_B}}{2 \cdot \pi \cdot 2{,}5\mathrm{d_B}} = 1{,}37 \qquad (9.22)$$

Dieser Wert korrespondiert relativ gut mit den in den T-Stummelversuchen in Bild 9-12 festgestellten Unterschieden ausgesteifter und nicht ausgesteifter T-Stummel mit einer Blechdicke in der Größenordnung von Gleichung (9.11) bzw. (9.21).

Zur Überprüfung des neu entwickelten Duktilitätskriteriums ausgesteifter Stirnbleche nach Gleichung (9.21), unter der Berücksichtigung der Schraubenposition werden die Grenzblechdicken zusätzlich mittels numerischer Berechnung für verschiedene Abstände stichprobenartig untersucht. Das FE-Modell des T-Stummel wurde dabei an den experimentellen Versuchen aus Trento [31] verifiziert. Die rechnerisch ermittelten maximal zulässigen Blechdicken der Beispiele sind dabei in Tabelle 9-2 aufgeführt.

In der numerischen Berechnung werden die Blechdicken auf die nächste ganze Zahl auf- bzw. abgerundet.

Tabelle 9-2: Blechdicken t nach Gleichung (9.21) bei f_y = 300 N/mm^2 und f_{uB} = 1130 N/mm^2

Abstand	**m=1,5d$_B$**	**m=2,5d$_B$**	**m=3,5d$_B$**	**m=4,5d$_B$**
m$_2$=2,0d$_B$	t=9,92 mm	t=12,81 mm	t=15,16 mm	t=17,19 mm
m$_2$=3,0d$_B$	t=10,98 mm	t=14,18 mm	t=16,77 mm	t=19,02 mm
m$_2$=4,0d$_B$	t=11,80 mm	t=15,23 mm	t=18,02 mm	t=20,44 mm

In Bild 9-13 sind die Ergebnisse der Nachrechnung für die in Tabelle 9-2 bestimmten Blechdicken gegeben. Dabei ist für alle Blechdicken am ausgesteiften T-Stummel ein ausgeprägter plastischer Bereich vorhanden, so dass davon ausgegangen werden kann, dass ausreichend Duktilität zur Schnittgrößenumlagerung bei vollplastischer Bemessung vorliegt. Durch die zusätzlichen Terme zur Berücksichtigung der Schraubenabstände im neuen Duktilitätskriterium ermöglicht sich dem Anwender eine viele größere Breite an Blechdicken, die eingesetzt werden können.

So wird in den allermeisten Fällen die Schraubenposition so zu wählen sein, dass auf eine Standardlieferdicke des Bleches zurückgegriffen werden kann.

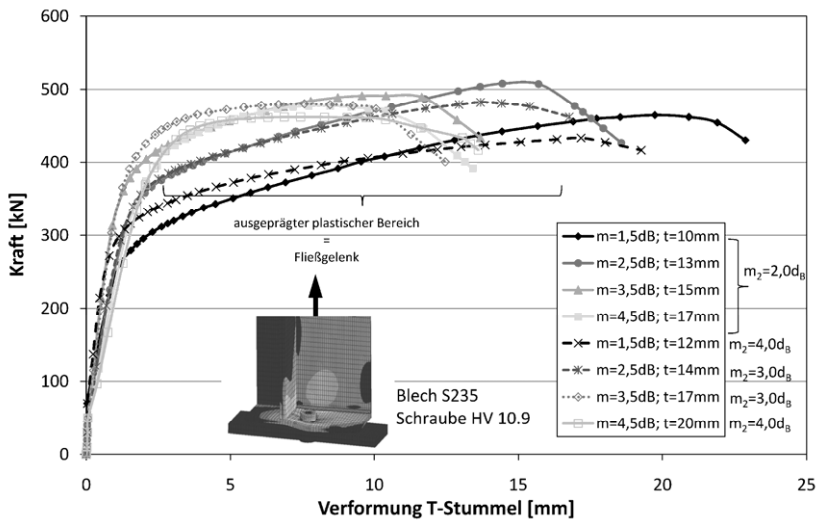


Bild 9-13: Überprüfung der Gleichung (9.21) auf ausreichend Duktilität

Ergänzende Informationen hierzu finden sich im Forschungsbericht [75].

9.5 Erforderliche Rotationskapazitäten

Für unverschiebliche Rahmensysteme lassen sich die erforderlichen Rotationsfähigkeiten ausreichend genau auch am Einfeldträger mit Momentenfedern an beiden Enden durchführen. Um nun eine Grenzbetrachtung an einem Einfeldträger vorzunehmen, wird der Knoten zum einen als biegesteif und volltragfähig eingestuft, zum anderen als gelenkig.

Für den 1. Grenzzustand, biegesteif und volltragfähig, ergibt sich nach Bild 9-14 folgende Bedingung:

$$\mathrm{M_{j,1}} = \frac{\mathrm{q} \cdot \mathrm{l}^2}{12} \qquad \textit{und} \qquad \Phi_{j,1} = 0$$

Für den 2. Grenzzustand, voll gelenkig, gilt:

$$\mathrm{M_{j,1}} = 0 \qquad \textit{und} \qquad \Phi_{j,1} = \frac{q \cdot l^3}{24 \cdot EI_b}$$

Dieser Zusammenhang gilt für eine rein elastische Schnittgrößenverteilung und unter rein elastischem Materialverhalten des Riegelprofils.

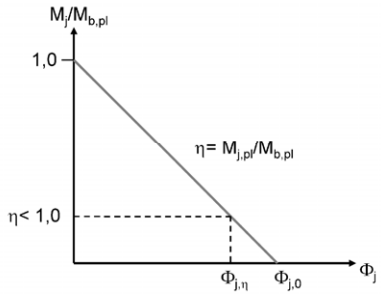


Bild 9-14: Linearisierter Zusammenhang zwischen Anschlussmoment und Knotenverdrehung

Da die erforderliche Rotationsfähigkeit auf charakteristischen Niveau bestimmt werden sollte, also ohne γ-Faktoren auf der Einwirkungsseite und Materialseite und die Riegelausnutzung in diesem Fall im Gebrauchszustand (GZG) durchweg kleiner als die elastische Riegeltragfähigkeit ist, ist die Bedingung in Gleichung (9.23), dass das Integral der Krümmungen gleich der elastischen Auflagerverdrehung ist, in aller Regel erfüllt.

$$\Phi_j = \int_0^i \kappa(x)dx = \frac{q \cdot l^3}{24 \cdot EI_b} \qquad (9.23)$$

Somit lässt sich für die unverschieblichen Rahmen eine gute Abschätzung der maximal erforderlichen Knotenrotation auf der sicheren Seite durchführen, indem die Knotenverdrehung für den jeweiligen Einspanngrad anhand des Strahlensatzes und Bild 9-14 bestimmt wird. Die erforderliche Rotationskapazität wird dabei meist um ca. 10..15% überschätzt wie Auswertungen in Kuhlmann & Rölle [63] gezeigt haben.

Für verschiebliche Rahmentragwerke hat die Stützenverdrehung einen entscheidenden Einfluss auf die Schnittgrößen nach Theorie II. Ordnung. Die Stützenverdrehung und Riegelverdrehung beeinflussen sich dabei gegenseitig. Damit kann hier das System Knoten und Riegel nicht so einfach wie bei unverschieblichen Rahmen betrachtet werden.

So lassen sich bei unverschieblichen Rahmentragwerken für unterschiedliche Schlankheitsgrade der Riegel, die zugehörigen Anschlussverdrehungen aller in Kapitel 6.3 und Kapitel 6.4 untersuchten Knoten berechnen. Damit ist die Grundlage geschaffen, die erforderliche Rotationskapazität mit der vorhandenen Rotationskapazität abzugleichen. Eine Übersicht der erforderlichen Rotationskapazitäten aller Knoten in Abhängigkeit des jeweiligen Schlankheitsgrades des Riegels ist im Anhang [76] des Forschungsberichts [75] aufgeführt.

9.6 Absicherung der Duktilitätskriterien

Zur Beurteilung der entwickelten Duktilitätskriterien wird abschließend eine sicherheitstheoretische Betrachtung durchgeführt. Ein aufwändiger Rotationsnachweis für den Knoten soll vermieden werden, da sonst das vereinfachte kurze Berechnungsverfahren darunter leiden würde. Um einen gesonderten Rotationsnachweis zu umgehen, muss überprüft werden, dass bei Einhaltung der Duktilitätskriterien ein ausreichender Sicherheitsabstand zwischen vorhandener und erforderlicher Rotationskapazität vorliegt. Dazu wird die in den numerischen Untersuchungen ermittelte vorhandene Rotationskapazität jedes Knotens mit den in Kapitel 9.5 angesprochenen erforderlichen Rotationskapazitäten bei 100% Systemausnutzung verglichen.

Es werden verschiedene Riegelschlankheiten zwischen l/15 - l/25 betrachtet. Steenhuis et al. [83] greifen in ihrem Beitrag zum Sicherheitskonzept von Anschlüssen einen Vorschlag von Kemp & Dekker [57] auf, die für einen duktilen Versagensmodus einen Teilsicherheitsbeiwert für die Rotationskapazität von γ_{Rot} = 2,0 vorschlagen. Kühnemund [69] führte hierzu ebenfalls eine Betrachtung durch. Dabei beruht der Teilsicherheitsbeiwert γ_{Rot} = 2,0 auf einer probabilistischen Auswertung einer Systemgleichung des nachgiebig eingespannten Trägers und weicht somit von semi-probabilistischen Konzepten nach DIN EN 1990 [4] etwas ab. Für Werte γ_{Rot} gegen den Wert 2,0 konnte in den Auswertungen [83] eine erhöhte Versagenswahrscheinlichkeit des Knotens durch „geometrischer Unverträglichkeiten“ nahezu ausgeschlossen werden.

Etwas abweichend zu der Untersuchung von Steenhuis et al. [83] wird in dieser Arbeit der Vergleich der erforderlichen und vorhandenen Rotationskapazität auf charakteristischem Niveau für die Einwirkungsseite und auf Mittelwertniveau auf der Widerstandsseite durchgeführt. Dies begründet sich auf der Widerstandsseite mit der Möglichkeit, die Überfestigkeitseffekte berücksichtigen zu können und damit eventuelle Ergebnisse auf der unsicheren Seite für nominelle Materialkennwerte auszuschließen.

Auf der Einwirkungsseite entsprechen die charakteristischen Werte in etwa den 95% Fraktilwerten, enthalten also bereits ein gewisses Maß an „Sicherheit“. Vorangegangene Untersuchungen [63], [66] haben die Plausibilität dieses Ansatzes bestätigt, da bei Verwendung der Gleichung (9.23) zur Bestimmung der erforderlichen Rotationskapazität eine zusätzliche Sicherheit (10-15%, wie beschrieben) eingebaut ist. Am Ende spiegelt der Sicherheitsbeiwert γ_{Rot} = 2,0 eher einen „globalen Sicherheitsbeiwert“ wider, der immer noch höher ausfällt als für den Grenzzustand der Tragfähigkeit mit $\gamma_q * \gamma_{M2}$ = 1,5*1,25 = 1,875.

Für die Auswertung der Knoten wird das Verhältnis $\Phi_{vorhanden}/\Phi_{erforderlich} \geq 2{,}0$ als Grenzkriterium festgelegt. Knoten, die das Duktilitätskriterium aus Gleichung (9.21) verletzen, sollten demnach $\Phi_{vorhanden}/\Phi_{erforderlich} < 2{,}0$ aufweisen. Für Knoten, die das Duktilitätskriterium erfüllen sollte dann im Gegenzug $\Phi_{vorhanden}/\Phi_{erforderlich} \geq 2{,}0$ gewährleistet sein.

Nachfolgend ist ein Auszug der Ergebnisse der Auswertung dargestellt. Im Forschungbericht [75] sind weitere Informationen verfügbar. Zunächst ist für bündige Stirnplatten der Vergleich zum aktuell bestehenden Duktilitätskriterium in Kapitel 6.4 der DIN EN 1993-1-8 [8] aufgezeigt. Für eine Riegelschlankheit von l/h = 25 ist in Bild 9-15 zu erkennen, dass sehr viele Werte, die das aktuelle Duktilitätskriterium verletzen, trotzdem ausreichend Duktilität aufweisen. In Bild 9-16 sind die Ergebnisse des neuen Kriteriums aus Gleichung (9.21) gegeben und es ist eine deutliche Verbesserung zu erkennen, obgleich auch hier noch einigen Knoten, trotz Verletzung des Kriteriums, ausreichend Duktilität bescheinigt wird.

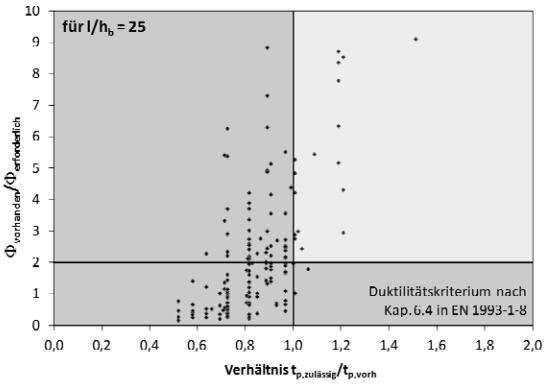


Bild 9-15: Qualität des aktuellen Duktilitätskriteriums nach Kapitel 6.4 [8] für l/h =25

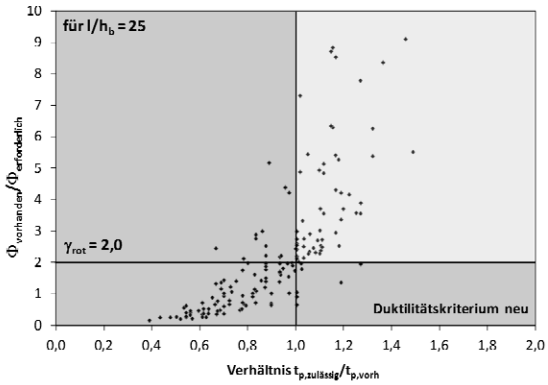


Bild 9-16: Qualität des neu entwickelten Duktilitätskriteriums für l/h =25

Für die überstehenden Stirnplatten werden ebenfalls die vorhandenen Rotationskapazitäten aus den numerischen Berechnungen in Kapitel 6.4 mit den erforderlichen Rotationskapazitäten nach Gleichung (9.23) gegenübergestellt. Auch hier zeigt sich, dass das aktuell bestehende Duktilitätskriterium unbefriedigende, eher konservative Ergebnisse liefert, wie Bild 9-17 zeigt.

Das neue Duktilitätskriterium schneidet auch für überstehende Stirnplatten deutlich besser ab, wie Bild 9-18 veranschaulicht. Allerdings ergeben sich hier für drei ungünstig gewählte Anschlusskonfigurationen Werte auf der unsicheren Seite. Dies ist noch zu überprüfen. Im Gegenzug ist aber nur noch für sehr wenige Knotenkonfigurationen eine Unterschätzung der Duktilität festzustellen.

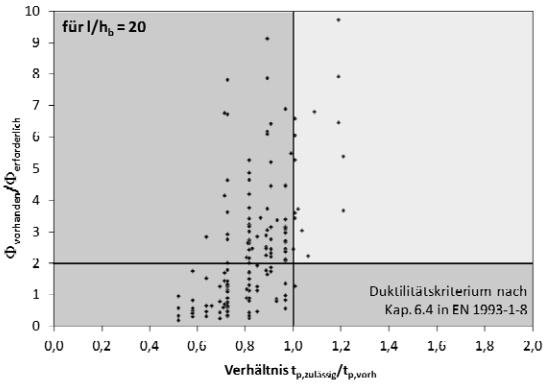


Bild 9-17: Qualität des aktuellen Duktilitätskriteriums nach Kapitel 6.4 [8] für l/h =20

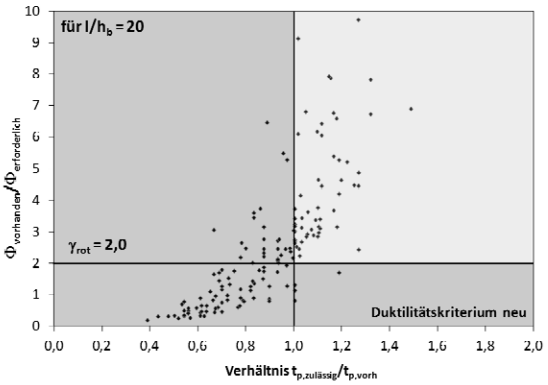


Bild 9-18: Qualität des neu entwickelten Duktilitätskriteriums für l/h =20

Wie schon erwähnt, stammen die Werte der vorhandenen Rotationskapazität aus den numerischen Untersuchungen des Kapitel 6. Für die erforderliche Rotationskapazität wurde unterstellt, dass der Riegel im Grenzzustand der Tragfähigkeit gerade $M_{pl,b,Rd}$ erreicht und für die korrespondierende Einwirkung q wurde nach Gleichung (9.23) die erforderliche Rotationskapazität bestimmt.

Die Verbesserung der Zuverlässigkeit des neu entwickelten Duktilitätskriteriums beruht überwiegend auf der Berücksichtigung der Schraubenposition. Die Schraubenposition hat großen Einfluss auf die Verformungsfreundlichkeit des Bleches, ist aber im aktuell gültigen Kriterium der DIN EN 1993-1-8 [8] nicht berücksichtigt.

10 Vereinfachtes Bemessungsverfahren geschraubter Stirnplattenanschlüsse

10.1 Allgemeines

Das vereinfachte Bemessungsverfahren geschraubter Stirnplattenanschlüsse kann und soll parallel zum ausführlichen Verfahren der Komponentenmethode nach DIN EN 1993-1-8 [8] anwendbar sein. Es darf angewendet werden, wenn die geometrischen Abmessungen der Stütze innerhalb des Anwendungs- bzw. Gültigkeitsbereiches aus Kapitel 8 liegen. Neben den für das Stützenprofil geltenden Kriterien sind zudem folgende Punkte einzuhalten:

(1) es gilt $M_{j,pl,Rd} < 0{,}7\ M_{b,pl,Rd}$

(2) nur eine Schraubenreihe innerhalb des Riegelflansches

(3) bei überstehenden Stirnplatten nur eine Schraubenreihe im Überstand

(4) nur 2 Schrauben in einer Reihe

(5) $t_{EP} \leq 0{,}9\ t_{fc}$

Erläuterung zu (1) ist der Ausschluss von Riegelkomponenten zur Begrenzung der Tragfähigkeit am Knoten. Erläuterung zu (5) ist die Begrenzung der Abstützkräfte und die Sicherstellung der Gültigkeit des Knotenreduktionsfaktors aus Gleichung (7.12), sowie die Untersuchungen in Kapitel 7.3.3. Das Verfahren erfolgt in 3 Schritten durch Abprüfen des Gültigkeitsbereiches, Bestimmung der zulässigen Stirnplattendicke und anschließende Berechnung der Momententragfähigkeit des Knotens. Die geometrischen Eingangskenngrößen des Verfahrens sind in Bild 10-1 definiert und müssen innerhalb des geforderten Parameterbereiches aus Kapitel 7.3.7 liegen.

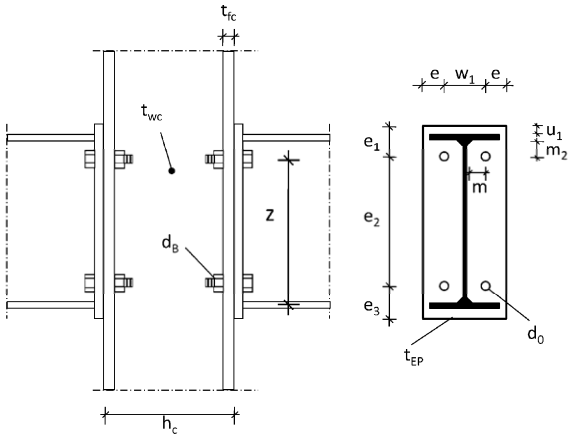


Bild 10-1: Geometrische Kenngrößen am geschraubten Anschluss

In seiner jetzigen Form ist das vereinfachte Verfahren für die Walzprofile (IPE, HEA, HEB, HEM) verifiziert und gültig. Geschweißte Profile sind bisher nicht untersucht worden. Eine Übertragung der Regeln erscheint möglich, wenn die Abmessungen zu den Walzprofilen vergleichbar sind.

10.2 Anwendung bei bündigen Stirnplatten

Das Vorgehen für bündige Stirnplatten soll als „Standardfall“ definiert sein und für überstehende Stirnplatten bzw. Verbundknoten werden anschließend nur die Unterschiede hervorgehoben.

1. Überprüfung der Einhaltung des Gültigkeitsbereiches

Gültigkeitsbereich des Stützenprofils	
Druck	$\frac{\sqrt{h_c} \cdot d_B}{t_{wc}^2} \cdot \sqrt[3]{\frac{355}{f_{y,c}}} \cdot \sqrt{\frac{f_{uB}}{1000}} < 7{,}0$
Zug	$t_{wc} > 0{,}092 \cdot d_B \cdot \frac{f_{uB}}{f_{y,c}}$
Schub	$t_{wc} > 1{,}12 \cdot \frac{d_B^2 \cdot f_{uB}}{h_c \cdot f_{y,c}}$

2. Bestimmung der zulässigen Bandbreite der Stirnplattendicke

Duktilitätskriterien der Stirnplatte	
untere Grenze (Durchstanzen)	$t_{EP} \geq 0{,}186 \cdot d_B \cdot \frac{f_{uB}}{f_{u,EP}}$
obere Grenze (Duktilität)	$t_{EP} \leq 0{,}33 \cdot d_B \cdot \sqrt{\frac{f_{uB}}{f_y}} \cdot \sqrt{\left(\frac{m}{2{,}5 d_B}\right)} \cdot \sqrt{\frac{m_2}{2{,}0 d_B}}$
für $0{,}9\, t_{EP} \leq t_{fc} \leq t_{EP}$	$t_{fc} \leq 0{,}4 \cdot d_B \sqrt{\frac{f_{uB} \cdot m}{f_y \cdot 2{,}5 d_B}}$

3. Berechnung der plastischen Momententragfähigkeit des Kotens

Widerstandsmodell der Momententragfähigkeit des Knotens (bündig)	
Plastische Knotentragfähigkeit	$M_{j,pl,Rd} = 0{,}9 \cdot F_{t,Rd} \cdot k_j \cdot z$
Knotenkorrekturfaktor	$k_{j\,(FEP)} = 1{,}95 \cdot \left(\frac{t_{EP} \cdot t_{cf} \cdot f_y}{m \cdot m_2 \cdot f_{uB}}\right)^{0{,}25} \leq 1{,}0$
Schraubenzugtragfähigkeit	$F_{t,Rd} = \frac{0{,}9 \cdot f_{uB} \cdot A_s}{\gamma_{M2}}$

10.3 Anwendung bei überstehenden Stirnplatten

Für überstehende Stirnplatten unterscheiden sich die Schritte 1 und 3 von denen für bündige Stirnplatten. Die Bestimmung der Bandbreite der Stirnplattedicke erfolgt analog.

1. Überprüfung der Einhaltung des Gültigkeitsbereiches

Gültigkeitsbereich des Stützenprofils	
Druck	$\frac{\sqrt{h_c} \cdot 2 \cdot d_B}{t_{wc}^2} \cdot \sqrt[3]{\frac{355}{f_{y,c}}} \cdot \sqrt{\frac{f_{uB}}{1000}} \leq 10{,}0$
Zug	$t_{wc} > 0{,}092 \cdot d_B \cdot \frac{f_{uB}}{f_{y,c}}$
Schub	$t_{wc} > 1{,}67 \cdot \frac{d_B^2 \cdot f_{uB}}{h_c \cdot f_{y,c}}$

3. Berechnung der plastischen Momententragfähigkeit des Kotens

Widerstandsmodell der Momententragfähigkeit des Knotens (überstehend)	
Plastische Knotentragfähigkeit	$M_{j,pl,Rd} = 0{,}9 \cdot F_{t,Rd} \cdot k_j^* \cdot z$
Knotenkorrekturfaktor	$k_{j\,(EEP)}^* = 0{,}75 \cdot 1{,}95 \cdot \left(\frac{t_{EP} \cdot t_{cf} \cdot f_y}{m \cdot m_x \cdot f_{uB}}\right)^{0{,}25} \leq 1{,}0$
Schraubenzugtragfähigkeit	$F_{t,Rd} = \frac{0{,}9 \cdot f_{uB} \cdot A_s}{\gamma_{M2}}$

Der innere Hebelarm z ist hier vom Schwerpunkt des Druckriegelflansches zum Schwerpunkt des Zugriegelflansches definiert.

10.4 Anwendung bei Verbundknoten

Für Verbundknoten wird vorausgesetzt, dass der Stahlknoten als bündiger Anschluss ausgeführt wird. Anschließend ist zu überprüfen, ob die Zugtragfähigkeit der Bewehrung im Bereich der mittragenden Breite größer als die theoretische Zugtragfähigkeit einer gedachten Schraubenreihe des Überstandes ausfällt. Ist das nicht der Fall, behalten die Beziehungen des Anwendungsbereiches für überstehende Stirnplatten Gültigkeit. Andernfalls ist die Komponente Stützensteg auf Druck separat nachzuweisen.

Die Bestimmung der Bandbreite der Stirnplattedicke erfolgt analog dem Schritt 2 für bündige Stirnplatten.

Damit ergibt sich für Verbundknoten ausschließlich ein geänderter Schritt 3, also angepasste Gleichungen für das Widerstandsmodell des Knotens.

3. Berechnung der plastischen Momententragfähigkeit des Verbundkotens

Widerstandsmodell der Momententragfähigkeit des Verbundknotens	
Plastische Knotentragfähigkeit	$M_{j,pl,Rd} = 0{,}9 \cdot F_{t,Rd} \cdot k_j \cdot z_1 + F_{T,RFT,Rd} \cdot z_2$
Knotenkorrekturfaktor	$k^*_{j\,(EEP)} = 0{,}75 \cdot 1{,}95 \cdot \left(\frac{t_{EP} \cdot t_{cf} \cdot f_y}{m \cdot m_x \cdot f_{uB}}\right)^{0{,}25} \leq 1{,}0$
Schraubenzugtragfähigkeit	$F_{t,Rd} = \frac{0{,}9 \cdot f_{uB} \cdot A_s}{\gamma_{M2}}$
Zugtragfähigkeit Bewehrung	$F_{T,RFT,Rd} = \frac{f_{sk} \cdot A_s}{\gamma_s}$

Der innere Hebelarm z_2 ist hier vom Schwerpunkt des Druckriegelflansches zum Schwerpunkt der Bewehrung definiert.

10.5 Bestimmung der Sekantensteifigkeit des Anschlusses

10.5.1 *Allgemeines*

Zur Idealisierung des nachgiebigen teiltragfähigen Knotens in einer Stabwerksberechnung benötig der Anwender neben der plastischen Momententragfähigkeit auch die Steifigkeit des Anschlusses. So lässt sich der Knoten als bilineare Feder in das Stabwerksprogramm implementieren. Die Bestimmung der Sekantensteifigkeit nach dem ausführlichen Verfahren der Komponentenmethode in Kapitel 6.3 der DIN EN 1993-1-8 [8] erfolgt über die Modifizierung der Anfangssteifigkeit. Dieses Vorgehen ist aufwändig und dem vereinfachten Verfahren abträglich. Deshalb wurde mit der zur Verfügung stehenden Datenbasis aus Kapitel 6.3 und Kapitel 6.4 eine einfache empirische einheitenfreie Formulierung zur „Abschätzung“ der Knotensteifigkeit hergeleitet.

10.5.2 *Steifigkeit bündiger Stirnplatten*

Die Sekantensteifigkeit des Knotens bündiger Stirnplatten kann mittels Gleichung (10.1) schnell und einfach abgeschätzt werden. Dabei fließen, bis auf die Stahlgüte, alle für die Verformungsfreundlichkeit relevanten Parameter in die Gleichung mit ein. Alle Eingangsparameter sind in mm einzusetzen.

$$S_j = \frac{t_{cf} \cdot t_{EP} \cdot h_b}{7 \cdot \left(\frac{m}{4{,}5 d_B}\right) \cdot \left(\frac{m_2}{2{,}0 d_B}\right)^{0{,}25}} \qquad (10.1)$$

Zur Überprüfung der Qualität und Zuverlässigkeit von Gleichung (10.1) ist in Bild 10-2 der Vergleich zwischen Ergebnis der Gleichung (10.1) und numerischem Ergebnis aufgetragen.

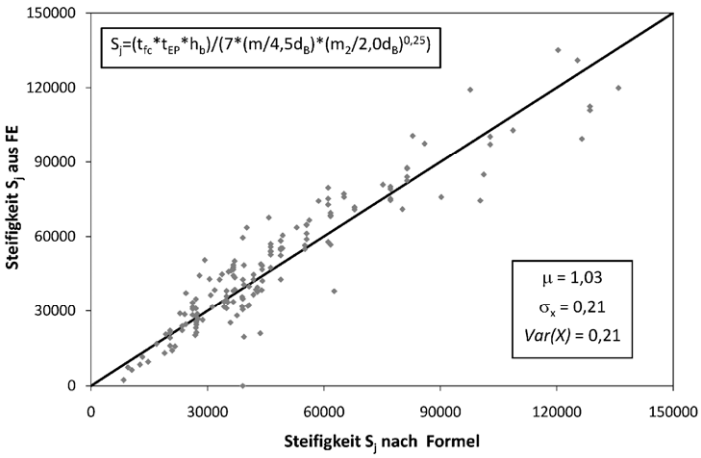


Bild 10-2: Vergleich von $S_{j,FE}$ und $S_{j,Formel}$ für bündige Stirnplatten

Die statistischen Kenngrößen bewegen sich in einem zufriedenstellenden Rahmen und die Formel kann durchaus als mehr als nur eine „Abschätzung“ der Steifigkeit angesehen werden auch wenn sie nicht dimensionsecht hergeleitet ist. Da speziell für unverschiebliche Rahmen die Steifigkeit bei der Systemberechnung nach Fließgelenktheorie eine untergeordnete Rolle spielt und die Anschlüsse theoretisch auch als starr plastisch idealisiert werden könnten, ist die hier erreichte Genauigkeit der Formel mehr als ausreichend.

10.5.3 *Steifigkeit überstehender Stirnplatten*

Die Sekantensteifigkeit des Knotens überstehender Stirnplatten kann mittels Gleichung (10.2) schnell und einfach abgeschätzt werden. Dabei fließen auch hier, bis auf die Stahlgüte, alle für die Verformungsfreundlichkeit relevanten Parameter in die Gleichung mit ein. Die Gewichtung fällt im Vergleich zu den bündigen Stirnplatten allerdings etwas anders aus. Alle Eingangswerte sind auch hier in mm einzusetzen.

$$S_j = \frac{t_{cf} \cdot t_{EP} \cdot h_b}{3{,}1 \cdot \left(\frac{m}{4{,}5 d_B}\right)^{0{,}5} \cdot \left(\frac{m_2}{2{,}0 d_B}\right)^{0{,}5}} \qquad (10.2)$$

Zur Überprüfung der Qualität und Zuverlässigkeit von Gleichung (10.2) für überstehende Stirnplatten ist in Bild 10-3 wieder der Vergleich zwischen Ergebnis von Gleichung (10.2) und numerischem Ergebnis aufgetragen. Auch hier bescheinigen die statistischen Kenngrößen eine annehmbare Streuung.

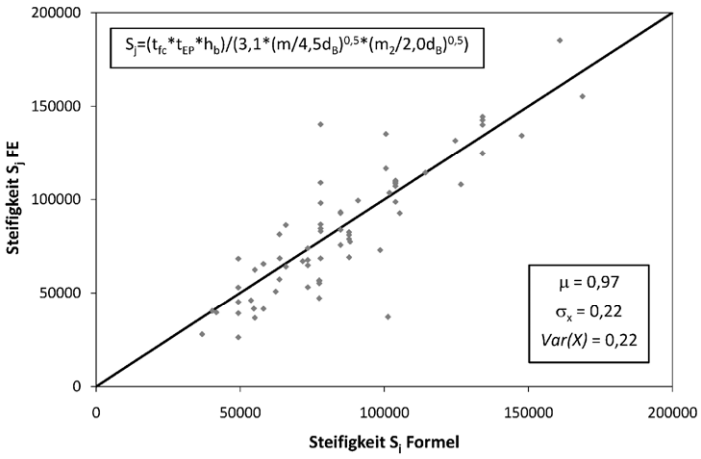


Bild 10-3: Vergleich von $S_{j,FE}$ und $S_{j,Formel}$ für überstehende Stirnplatten

Somit kann die für die bilineare Feder benötigte Knotensteifigkeit in einem Schritt bestimmt werden und es sind im Vorfeld keine aufwändigen Hilfswerte zu bestimmen.

11 Robuste Anschlüsse für redundante Tragwerke

11.1 Allgemeines

Im Sommer 2012 werden die europäischen Last- und Bemessungsnormen in Deutschland eingeführt und damit wird deutlich expliziter als bisher auf das Thema Robustheit eingegangen. In DIN EN 1990 [4] Kapitel 2.1 Absatz (4) und (5) sind entsprechende grundsätzliche Forderungen hinsichtlich der Schadensbegrenzung bei außergewöhnlichen Ereignissen aufgeführt. Hauptaugenmerk der Forderungen im Hochbau ist dabei die Ausbildung statisch unbestimmter Tragsysteme, der Kopplung von Bauteilen und die Wahl möglichst duktiler und gleichzeitig tragfähiger Materialien. Baustahl ist durch seine Eigenschaften hierfür hervorragend geeignet und somit gilt die eigentliche Herausforderung im Rahmenbau des Stahl- und Verbundbaus der baulichen Durchbildung der Knotenpunkte. Rein gelenkige Anschlüsse besitzen zwar gute Verformungseigenschaften haben aber in aller Regel nur sehr beschränkte Möglichkeiten der Schnittgrößenübertragung. Biegesteife volltragfähige Anschlüsse sind gut geeignet aber relativ teuer, da der Anschluss eine um 20% höhere Momententragfähigkeit als der Riegel erreichen muss. Unter dem Aspekt der Robustheit ist der gelenkige Anschluss nun so zu modifizieren, dass er möglichst wenig seiner Verdreh- und Verformungsfähigkeit einbüßt, dafür aber ein gewisses Maß an Momenten- und vor allem Zugtragfähigkeit dazugewinnt. Die Höhe des Zugkraftwiderstandes leitet sich aus der Forderung des Vorhaltens einer möglichen Spannbandausbildung im Katastrophenfall ab und somit der sicheren Verankerung des Zugbandes. Der Anschluss soll demnach so ausgebildet sein, dass seine lokale Redundanz die globale Systemredundanz positiv beeinflusst. Untersuchungen in dem RFCS-Vorhaben „Robustness“ [62] haben die Möglichkeit aufgezeigt, duktile teiltragfähige Anschlüsse für diese Problemstellung zu nutzen. Bisher fehlen dem Anwender allerdings einfache Hilfsmittel zur Bestimmung der Bruchmomenten- und Bruchnormalkrafttragfähigkeit. Zur Sicherstellung ausreichender Verformbarkeit für diese außergewöhnliche Bemessungssituation liegen bisher ebenfalls keine Kriterien vor.

Im Folgenden wird die Bestimmung der Momenten-Normalkraft-Interaktion auf der Widerstandsseite sowie geometrische Kriterien zur Erzielung eines hochduktilen Knotenverhaltens vorgestellt. Zudem werden Größenordnungen für die Anforderungen an die Knoten bei Stützenausfall aufgezeigt.

11.2 Anforderungen an die Knoten

Die numerische Untersuchung der globalen Tragwerksantwort eines Verbundrahmens bei einem Stützenausfall dient zum einen der Untersuchung der Kollapsresistenz und zum anderen ermöglicht sie, die Anforderungen an Bauteile und Verbindungen hinsichtlich Verformungskapazität und Tragfähigkeit zu bestimmen. Im Rahmen der Diplomarbeit von Kleiner [59] wurden numerische Untersuchungen eines Verbundrahmens durchgeführt. Hauptaugenmerk war hier die Bestimmung der Anforderungen für die Anschlüsse sowie der positive Beitrag unterschiedlicher Deckensysteme bei Stützenausfall. Das heißt, es wurde untersucht, welcher Beitrag an Lastumlagerung durch eine zweiachsig gespannte Deckenplatte im Vergleich zu einachsig wirksamen Decken oder komplett unverankerten Deckensystemen, die nur „lose“ auf den Stahlträgern aufliegen, geleistet werden kann.

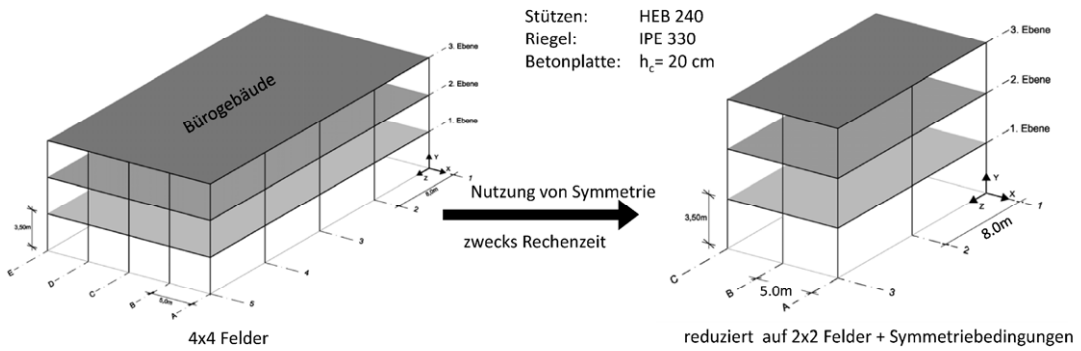


Bild 11-1: Referenzstruktur und ihre Abmessungen [59]

Die Abmessungen der Referenzrahmenstruktur sind in Bild 11-1 gegeben, die Ausnutzung der Riegelprofile im Grenzzustand der Tragfähigkeit (GZT) wurde auf 70-80% ausgelegt. Die ersten Untersuchungen wurden mit der FEM-Software ANSYS [30] durchgeführt und vereinfachend erfolgten zunächst nichtlineare statische Berechnungen. Für die außergewöhnliche Beanspruchungssituation Stützenausfall wurden die Geschosse mit 1,0-fachem Eigengewicht und 0,5-facher Verkehrslast belastet. Auf der Widerstandsseite wurde mit Mittelwerten der jeweiligen Materialfestigkeiten gerechnet.

Da der Stützenausfall in Realität schlagartig stattfinden wird, es sich somit um eine dynamische Beanspruchung handelt, werden die tatsächlichen dynamischen Verformungen und Schnittgrößen größer sein als in der hier durchgeführten nichtlinearen statischen Berechnung. Im aktuellen Dokument UFC 4-023-03 [23] wird für Stahlrahmenstrukturen ein dynamischer Vergrößerungsfaktor (DIF) vorgestellt, der auf Verformungen und Schnittgrößen einer nichtlinearen statischen Berechnungen anzuwenden ist, um die letztendliche dynamische Systemantwort abzu-

schätzen. Der dynamische Vergrößerungsfaktor ($2{,}0 \leq DIF \leq 1{,}1$) ist dabei umso kleiner, je größer das Verhältnis zwischen der maximal möglichen Rotation Φ_u und der Rotation bei Entstehung des Fließgelenks Φ_{pl} ist. Die in Bild 11-2 vorgestellte Gleichung des DIF basiert auf nummerischen Untersuchungen diverser Stahlrahmenstrukturen. Dabei ist jeweils das Bauteil oder der Knoten mit der kleinsten normierten Rotation im Bereich der ausfallenden Stütze maßgebend für den DIF.

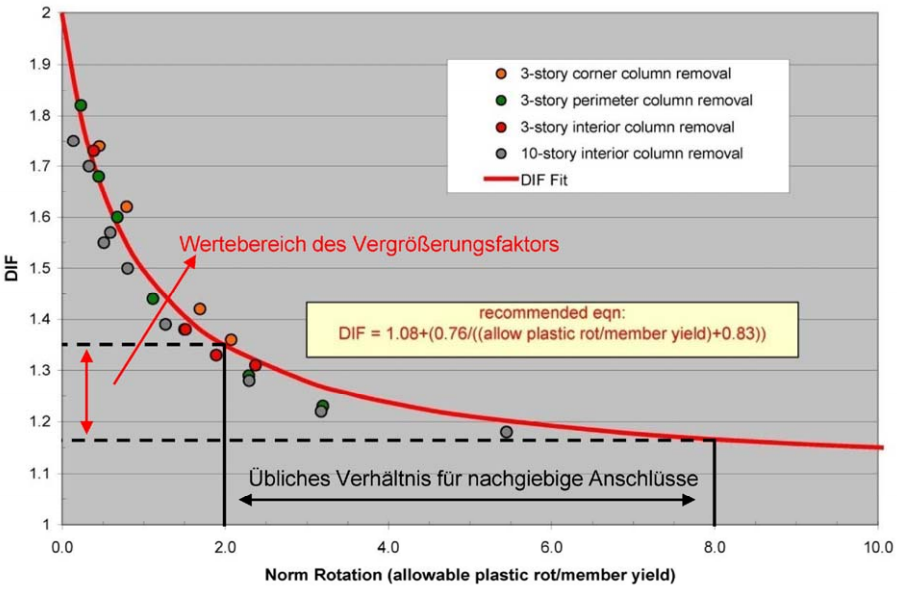


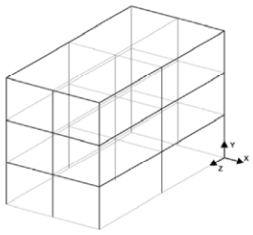
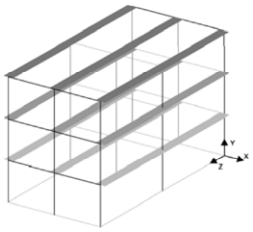
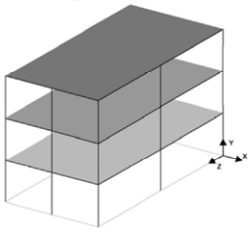
Bild 11-2: Dynamischer Vergrößerungsfaktor (DIF) für Stahlrahmen nach [23]

Wendet man den dynamischen Vergrößerungsfaktor nun auf die erforderlichen Knotenrotationen des System 2 und 3 (in Tabelle 11-1) an, liegen die abgeschätzten dynamischen Rotationsanforderungen für System 2 in einem Bereich von 80-100 mrad. Das erfordert ein hochduktiles Knotenverhalten. Für System 3 sind dagegen die Rotationsanforderungen deutlich geringer, da das System hier deutlich von der Mitwirkung der Betonplatte profitiert. Die Anwendung des DIF ermöglicht natürlich nur eine Abschätzung, da die tatsächliche Anforderungen immer von der vorherrschenden dynamischen Einwirkung (Anprall, Explosion) sowie der Reaktionszeit der Struktur abhängen. Die Reaktionszeit wiederum wird durch die Steifigkeit und die Dämpfungseigenschaften aller Bauteile der Struktur beeinflusst.

Zur Beurteilung der Qualität des DIF und für Aussagen über seinen Anwendungsbereich wären noch nichtlineare dynamische Vergleichsrechnungen notwendig. Diese wurden im Rahmen dieser Arbeit nicht durchgeführt. Tendenziell stellt dieses Vorgehen aber eine gute Möglichkeit dar, realistische Aussagen über die tatsächlichen dynamischen Verformungen machen zu können, ohne aufwändige nichtlineare dynamische Berechnungen durchführen zu müssen.

In Tabelle 11-1 sind die Ergebnisse der drei unterschiedlichen Systeme für die Simulation Stützenausfall dargestellt. Dabei konnten System 2 und System 3 die anzusetzende außergewöhnliche Bemessungslastkombination aufnehmen, ohne zu versagen. Bei dem reinen Stahlrahmen (System 1) stellte sich durch die fehlende horizontale Halterung der Riegelprofile ein vorzeitiges Stabilitätsversagen durch Ausknicken der oberen Riegel (Druckbogen) ein.

Tabelle 11-1: Übersicht der Anforderungen der drei untersuchten Rahmensystemen bei Stützenausfall

unter Berücksichtigung der von Mittelwerten der Materialfestigkeiten Max. außergewöhnliche Bemessungssituation E = 1,0 G + 0,5 P	System 1 reiner Stahlrahmen 	System 2 Verbundrahmen 		System 3 Verbundrahmen mit durchgehender Decke 	
Berechnungsmethode	nichtlinear statisch	nichtlinear statisch	NLS + DIF	nichtlinear statisch	NLS + DIF
Maximale aufgebrachte Belastung	2,60 kN/m²	7,50 kN/m²	7,50 kN/m²	7,50 kN/m²	7,50 kN/m²
Vertikale Verformung an über der direkt betroffenen Stütze	~250 mm	~550 mm	660-750 mm	~50 mm	60-70 mm
maximale Knotenrotation	-	~ 70 mrad	85-95 mrad	~ 7 mrad	8,5-10 mrad
Aktivierung der Betonplatte	-	einachsig	einachsig	zweiachsig	zweiachsig

Versagen Druckbogen

Die Simulationen der globalen Systemantwort an den in Tabelle 11-1 aufgeführten Beispielrahmensystemen haben Aufschluss über die Anforderungen hinsichtlich Verformungs- und Tragfähigkeit der Anschlüsse bei Betrachtung des Szenarios Stützenausfall gegeben. Es wurde des Weiteren der Einfluss des Deckensystems aufgezeigt. Da die Berechnungen der globalen Systemantwort nichtlinear statisch (NLS) erfolgte, wurde zur Abschätzung der tatsächlichen dynamischen Verformung der dynamische Vergrößerungsfaktor (DIF) nach [23], siehe auch Bild 11-2, angewendet. Da eine relativ duktile Rahmenstruktur vorliegt und die statischen Berechnungen nichtlinear erfolgt sind, dürften sich im Gegensatz zur linear elastischen Berechnung, bei der der dynamische Vergrößerungsfaktor i.d.R. zu 2,0 angesetzt wird, viel kleinere DIF ergeben. Die maximalen erforderlichen Rotationskapazitäten NLS+DIF wurden dabei auf Basis des Diagrammes in Bild 11-2 extrapoliert.

Die Anforderungen an die Anschlüsse sind, zumindest für Verbundrahmensysteme mit durchgehender Decke (System 3) in einem Bereich, der problemlos realisiert werden kann. Für System 2, der zweiachsig spannende Verbundträger, treten erforderliche Knotenrotationen im Bereich von ca. 100mrad auf. Wie diese realisiert werden können, wird in Kapitel 11.5 erläutert.

11.3 Grenzmomententragfähigkeit des Knotens

11.3.1 *Allgemeines*

Unter außergewöhnlichen Bemessungssituationen, in denen bereits eine lokale Schädigung eines vertikalen Traggliedes vorliegt und durch Aktivierung von Spannbandwirkung ein fortschreitender oder totaler Kollaps verhindert werden soll, sind die absoluten Grenzwiderstandsgrößen des Knotens von Interesse. In solch einem Fall sollen alle zur Verfügung stehenden Tragreserven des Knotens berücksichtigt werden können. Dazu ist es wichtig eine Aussage treffen zu können, wann der Knoten tatsächlich versagt. Das Bruchmoment oder auch Grenzmoment $M_{j,u}$ des Knotens ist deutlich größer als die plastische Knotentragfähigkeit $M_{j,pl}$. Das nach dem vereinfachten Bemessungsverfahren geschraubter Stirnplattenanschlüsse zugrunde liegende Widerstandsmodell auf „Traglastniveau“ wurde bereits in Kapitel 7.2 vorgestellt und für negative Momententragfähigkeit verifiziert. Nachfolgend wird es für positive Momententragfähigkeit erweitert. Dies ist notwendig, da der direkt betroffene Knoten bei einem Stützenausfall, wie in Bild 11-3 aufgezeigt, zunächst eine Momentenumkehr erfährt.

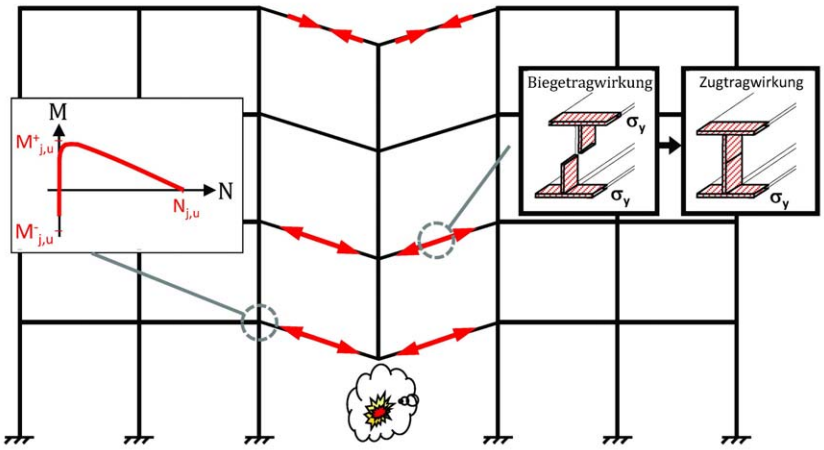


Bild 11-3: Aktivierung von Spannbandwirkung durch den Übergang von Biege- in Zugtragwirkung

Die Grenzmomententragfähigkeit wird für außergewöhnliche Bemessungssituationen wie den beispielhaften Stützenausfall allerdings nur benötigt, wenn die Riegel des Rahmens weiter vornehmlich über Biegung abtragen sollen, um z.B. die Verformungen in einem gewissen Rahmen zu halten und damit eine einfachere und kostengünstigere Instandsetzung zu ermöglichen. Sobald der alternative Lastabtrag über die Aktivierung der Spannbandwirkung erfolgen soll, sind die Bruchnormalkrafttragfähigkeit sowie hohe Duktilität von entscheidender Bedeutung. Die Grenzmomententragfähigkeit ist in diesem Fall eher zweitrangig.

11.3.2 *Negative Momententragfähigkeit*

Mit der negativen Momententragfähigkeit ist die Tragfähigkeit des Stützmomentes definiert. Hieraus resultieren eine Zugbeanspruchung im oberen Teil des Knotens und eine Druckbeanspruchung im Bereich des unteren Riegelflansches. Die negative Grenzmomententragfähigkeit des reinen Stahlanschlusses bestimmt sich aus dem Produkt der abgeminderten Schraubenzugtragfähigkeit und dem inneren Hebelarm. Die ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit wird dabei mit dem in Kapitel 7 erarbeiteten Knotenkorrekturfaktor berechnet. Wie in Kapitel 4.2 erläutert, kann die Bruchtragfähigkeit der Schraube auf Zug alleine aus dem Nettoquerschnitt und der zugehörigen Zugfestigkeit berechnet werden. Für die Zugfestigkeit der Schraube sind die Nennwerte der Festigkeit einzusetzen und zwar aus folgenden Gründen: Dem in der Praxis tätigen Ingenieur liegen i.d.R. keine Mittelwerte bzw. Ansätze zur Bestimmung der Mittelwert vor. Dieser Ansatz wurde nur zur Versuchsnachrechnung genutzt. Bei Anwendung der Mittelwerte liegen 50% der berechneten Bruchmomente auf der unsicheren Seite. Bei Berücksichtigung der 5% -Fraktilwerte, die in etwa den Nennwerten der Festigkeit entsprechen, hat die statistische Auswertung des Widerstandsmodels in Kapitel 7.7 einen geforderten Teilsicherheitsbeiwert von fast 1.0 ergeben. Damit ist das Vorgehen auch wieder konform mit dem gültigen semi-probabilistischen Sicherheitskonzept für außergewöhnliche Bemessungssituationen in DIN EN 1990 [4]. Für bündige Stirnplatten ergibt sich das Bruchmoment $M_{j,u}$ somit nach Gleichung (11.1).

$$M_{j,u} = k_j \cdot F_{t,u} \cdot z \qquad (11.1)$$

mit:

$k_{j\,(FEP)} = 1{,}95 \cdot \left(\frac{t_{EP} \cdot t_{cf} \cdot f_y}{m \cdot m_x \cdot f_{uB}}\right)^{0{,}25}$ Knotenkorrekturfaktor

$F_{t,u} = A_s \cdot f_{uB}$ ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit (Bruch)

z innerer Hebelarm

Für überstehende Stirnplatten darf für den inneren Hebelarm die Annahme getroffen werden, dass die Zugkraftresultierende im Schwerpunkt des Zugflansches angreift. Somit bestimmt sich das Bruchmoment einer überstehenden Stirnplattenverbindung nach Gleichung

$$M_{j,u} = \delta_{pf} \cdot k_j \cdot F_{t,u} \cdot z \qquad (11.2)$$

mit:

$\delta_{pf} = 0{,}75$	Reduktionsbeiwert für Abstützkräfte
$k_{j\,(EEP)} = 1{,}95 \cdot \left(\frac{t_{EP} \cdot t_{cf} \cdot f_y}{m \cdot m_x \cdot f_{uB}}\right)^{0{,}25}$	Knotenkorrekturfaktor
$F_{t,u} = A_s \cdot f_{uB}$	ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit (Bruch)
z	innerer Hebelarm

Für Verbundknoten berechnet sich das negative Moment aus dem Summenprodukt der Zugkraftanteile der Bewehrung und der oberen Schrauben mit dem jeweiligen inneren Hebelarm nach Gleichung (11.3).

$$M_{j,u} = \delta_{pf} \cdot k_j \cdot F_{t,u} \cdot z_1 + F_{T,u,RFT} \cdot z_2 \qquad (11.3)$$

mit:

$\delta_{pf} = 0{,}75$	Reduktionsbeiwert für Abstützkräfte
$k_{j\,(FEP)} = 1{,}95 \cdot \left(\frac{t_{EP} \cdot t_{cf} \cdot f_y}{m \cdot m_x \cdot f_{uB}}\right)^{0{,}25}$	Knotenkorrekturfaktor
$F_{t,u} = A_s \cdot f_{uB}$	ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit (Bruch)
z_1	innerer Hebelarm obere Schraube
$F_{T,u,RFT} = A_{s,RFT} \cdot f_{s,u}$	Bewehrungszugtragfähigkeit (Bruch)
z_2	innerer Hebelarm Bewehrung

Die Qualität und Gültigkeit der Gleichungen (11.1) bis (11.3) wurde anhand der Auswertung in Kapitel 7.7 belegt. Der Anwender kann damit sehr praktikabel das negative Bruchmoment für die drei unterschiedlichen Knotentypen berechnen. Da der Anwendungsbereich bereits für die plastische Momententragfähigkeit in Kapitel 10 überprüft worden ist, bedarf es für die außergewöhnliche Bemessungssituation keiner weiteren Betrachtung.

11.3.3 *Positive Momententragfähigkeit*

Die Betrachtung der positiven Momentenbeanspruchung erfolgt bei einem Stützenausfall für den direkt betroffenen Knoten. Mit der positiven Momententragfähigkeit ist im eigentlichen Sin-

ne ein „Feldmoment“ gemeint. Hieraus resultieren eine Druckbeanspruchung im oberen Bereich des Knotens und eine Zugbeanspruchung des unteren Bereiches.

Für bündige Stirnplatten, mit im Regelfall symmetrischer Schraubenanordnung, gilt für den positiven Momentenwiderstand ebenfalls Gleichung (11.1). Für überstehende Stirnplatten befindet sich bei einer Momentenumkehr der kragarmähnliche Bereich in der Druckzone und kann nicht mehr zur Tragfähigkeitssteigerung beitragen. Damit steht analog den bündigen Stirnplatten nur noch eine innere Schraubenreihe für die Zugkraftübertragung zur Verfügung. Für positive Momentenbeanspruchung sind die überstehenden Stirnplatten demnach analog den bündigen nach Gleichung (11.1) zu bemessen.

Für Verbundknoten ergibt sich unter positiver Momentenbeanspruchung eine Wirkungsweise, die vergleichbar mit der des Verbundträgers ist. Die Betonplatte agiert als Druckkomponente und die Schrauben des Stahlanschluss übertragen die Zugkraft. Da Stützen-Riegel-Verbindungen unter gewöhnlichen Bemessungssituationen nur durch ein „Stützmoment“ beansprucht werden, existieren in DIN EN 1994-1-1 [9] Kapitel 8 auch nur Regelungen zu Verbundknoten unter negativer Momentenbeanspruchung.

Die grundlegende Fragestellung für Verbundknoten unter positiver Momentenbeanspruchung gilt allein der ansetzbaren effektiven Breite des Betongurtes unter Druck. Diverse Autoren [40], [42], [46] haben sich mit dieser Problematik bereits beschäftigt und ansetzbare Breiten des Betongurtes, die zwischen der Stützenflanschbreite b_c und der vollen effektiven Breite des Stützbereiches b_{eff} nach DIN EN 1994-1-1 [9] Kapitel 5.4.1.2 liegen, untersucht. In eigenen Versuchen (siehe Kapitel 5.3) hat sich herausgestellt, dass bei schmalem Betongurt die Tragfähigkeit durch die Grenzstauchung des Betons bestimmt wird, ähnlichem einem Verbundträger mit tiefsitzender plastischer Nulllinie. Ein eher konservativer Ansatz der mitwirkenden Breite des Betongurts scheint daher angebracht. Demonceau [40] setzt in seiner Arbeit die Breite nach Ferrario [46] nach Gleichung (11.4) an. Dabei wird die Breite des Stützenprofils b_c und die Höhe der Betonplatte h_c berücksichtigt.

$$b_{eff} = b_c + 0{,}7 \cdot h_c \qquad (11.4)$$

Mit der Breite aus Gleichung (11.4) lässt sich anschließend die Druckzonenhöhe in der Betonplatte bestimmen, wobei hier die charakteristische Betondruckspannung berücksichtigt wird. Die Berechnung der Druckzonenhöhe dient dabei zum einen der Überprüfung, ob die Schraubenzugkraft von der Betonplatte aufgenommen werden kann, also $F_c \geq F_T$. Zum anderen ist die Druckzonenhöhe Voraussetzung zur Berechnung des inneren Hebelarme z_1 und z_2 der beiden Schrau-

benreihen. Die untere Bewehrungslage wird für $M_{j,u}^{+}$ nicht mit angesetzt. Für eher gedrungene Verbundträger und/oder schmale Betongute wird die positive Momententragfähigkeit trotz konservativem Ansatz der effektiven Breite in Gleichung (11.4) noch leicht überschätz, wie die Versuchsergebnisse in Kapitel 5.3 gezeigt haben.

Die positive Grenzmomententragfähigkeit des Verbundknotens kann so nach Gleichung (11.5) berechnet werden.

$$M_{j,u}^{+} = \delta_{pf} \cdot k_j \cdot F_{t,1,u} \cdot z_1 + \delta_{pf} \cdot k_j \cdot F_{t,2,u} \cdot z_2 \qquad (11.5)$$

mit:

$\delta_{pf} = 0{,}75$	Reduktionsbeiwert für Abstützkräfte
$k_{j\,(FEP)} = 1{,}95 \cdot \left(\frac{t_{EP} \cdot t_{cf} \cdot f_y}{m \cdot m_x \cdot f_{uB}}\right)^{0{,}25}$	Knotenkorrekturfaktor
$F_{t,i,u} = A_s \cdot f_{uB}$	ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit 1. Reihe
z_i	innerer Hebelarm der Schraubenreihe

11.4 Grenzzugtragfähigkeit des Knotens

Wesentlich für die Zuverlässigkeit der Methode der alternativen Lastpfade mittels Spannbandwirkung sind ein hohes Maß an Duktilität, speziell der Knoten und ausreichend Zugtragfähigkeit aller am Zugband beteiligten Bauteile. Das Vorhalten hoher Duktilität des geschraubten Stirnplattenanschlusses erfordert im Besonderen ein sehr verformungsfreundliches Stirnblech und /oder einen sehr verformungsfreundlichen Stützenflansch. Große Verformungen dieser beiden Komponenten wirken sich allerdings negativ auf die ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit aus. Dies wurde für die reine Momententragfähigkeit des Knotens in Kapitel 7 bereits ausführlich diskutiert. Daher soll der erarbeitete Knotenkorrekturfaktor auch als Grundlage für das Widerstandsmodell zur Bestimmung der Grenzzugtragfähigkeit des Knotens dienen. Allerdings sind unter reiner Zugbeanspruchung noch weitere Randbedingungen zu berücksichtigen, die sich zusätzlich abmindernd auf die Zugtragfähigkeit der Schrauben auswirken. In eigenen nummerischen Untersuchungen zu dieser Arbeit hat sich herausgestellt, dass hier speziell der vertikale Abstand der Schraube vom Riegelflansch - m_2 - sowie der vertikale Achsabstand der Schrauben - p - erheblichen Einfluss haben. Deshalb wurde noch ein zusätzlicher Reduktionsfaktor erarbeitet, der für die Berechnung der Grenzzugtragfähigkeit in Kombination mit dem Knotenkorrekturfaktor aus Kapitel 7 anzuwenden ist.

Der Faktor wird mit $k_{j,T}$ bezeichnet und ist in Gleichung (11.6) gegeben.

$$k_{j,T} = \left(\left(\frac{m_2}{3{,}0 d_B}\right) \cdot \left(1 - \frac{m}{p}\right)\right)^{0{,}25} \qquad (11.6)$$

Die Bruch-Zug-Normalkrafttragfähigkeit des Knotens für bündige Stirnplatten bestimmt sich somit nach Gleichung (11.7).

$$N_{j,u} = k_j \cdot k_{j,T} \cdot F_{t,u} \qquad (11.7)$$

mit:

$$k_{j\,(FEP)} = 1{,}95 \cdot \left(\frac{t_{EP} \cdot t_{cf} \cdot f_y}{m \cdot m_x \cdot f_{uB}}\right)^{0{,}25} \qquad \text{Knotenkorrekturfaktor}$$

$$k_{j,T} = \left(\left(\frac{m_2}{3{,}0 d_B}\right) \cdot \left(1 - \frac{m}{p}\right)\right)^{0{,}25} \qquad \text{Reduktionsfaktor Zug } \left[k_{j,t} \leq 1{,}0\right]$$

$$F_{t,u} = A_s \cdot f_{uB} \qquad \text{ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit (Bruch)}$$

Für Verbundknoten ist zur reduzierten Schraubenzugtragfähigkeit noch die Grenzzugtragfähigkeit der ansetzbaren Bewehrung hinzu zu addieren. Zu Gleichung (11.7) addiert sich damit noch das Produkt aus $A_{s,RFT} \times f_{s,u}$.

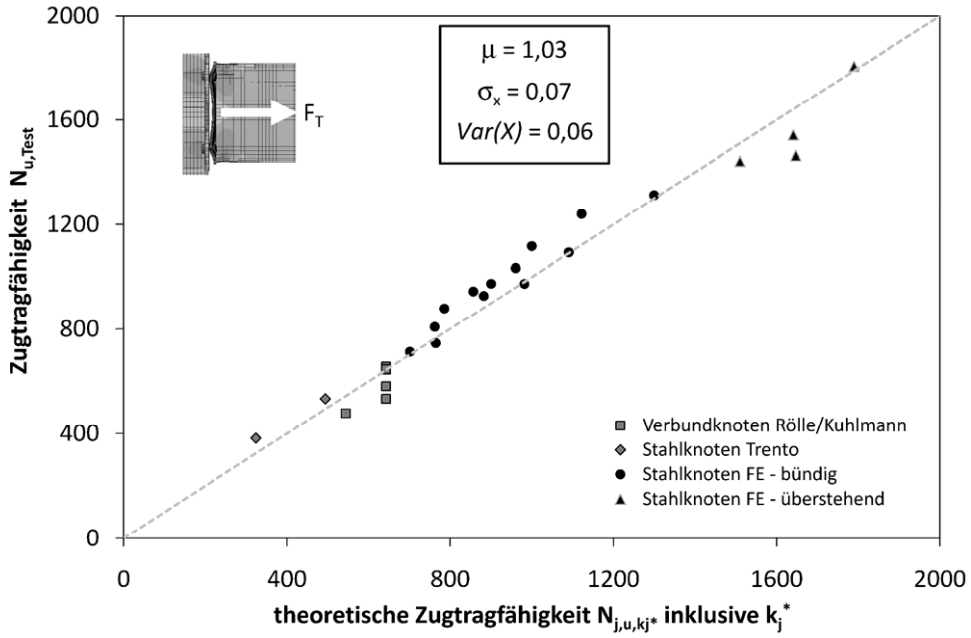


Bild 11-4: Vergleich der rechnerischen Zugtragfähigkeit $N_{j,u}$ mit Versuchen oder FE

Die Gültigkeit der Formulierung für die Zugtragfähigkeit $N_{j,u}$ in Gleichung (11.7) ist anhand des Vergleichs mit experimentellen und numerischen Ergebnissen in Bild 11-4 belegt. Die Qualität des Widerstandsmodells ist durch statistischen Kenngrößen in Bild 11-4 aufgezeigt.

Um die Reduktion der Schraubentragfähigkeit unter reiner Zugbeanspruchung zu begründen und auch die Ursachen für die Abminderung der Schraubentragfähigkeit aufzuzeigen, dient Bild 11-5. So sind bei Knoten SK280 die Schrauben sehr nahe an Riegelsteg und Riegelflansch positioniert, also die Werte $m = 1{,}5\ d_B$ und $m_2 = 1{,}5 d_B$ sind relativ klein, der Achsabstand der Schrauben p eher groß. Dies bedeutet für den ersten Term des zusätzlichen Reduktionfaktors für Zug $k_{j,T}$ in Gleichung (11.6) einen Wert << 1 da $m_2 = 1{,}5\ d_B$. Dieser Term soll in gewisser Weise zusätzliche Effekte aus der Schraubenbiegung berücksichtigen. Der zweite Term in Gleichung (11.6) soll dagegen weitere Abstützkräfte berücksichtigen. Für den Knoten SK280 geht dieser Wert $\rightarrow$ 1, da das Verhältnis m/p $\rightarrow$ 0 läuft. Schaut man den Kurvenverlauf für SK280 in Bild 11-5 an, ist festzustellen, dass zum Versagenszeitpunkt so gut wie keine Abstützkräfte vorherrschen, dafür doch eine nennenswerte Reduktion durch Schraubenbiegung vorliegt. In Bild 11-5 bedeutet der Abstand der jeweiligen Kurve zur 45° geneigten gestrichelten Linie den Betrag an Abstützkräften. Ist die Summe der Kräfte aller vier Schrauben gleich der Zugtragfähigkeit des Knotens liegen keine Abstützkräfte vor. In Bild 11-5 verfügen alle Knotenkonfigurationen über Schraubengröße M24 und könnten mit vier Schrauben theoretisch ca. 1600 kN Zugkraft aufnehmen. Der Abstand zum Zeitpunkt des Schraubenversagens von dem benannten Maximalwert belegt die Reduktion der aufnehmbaren Zugkraft durch Effekte aus Biegung und Querkraft.

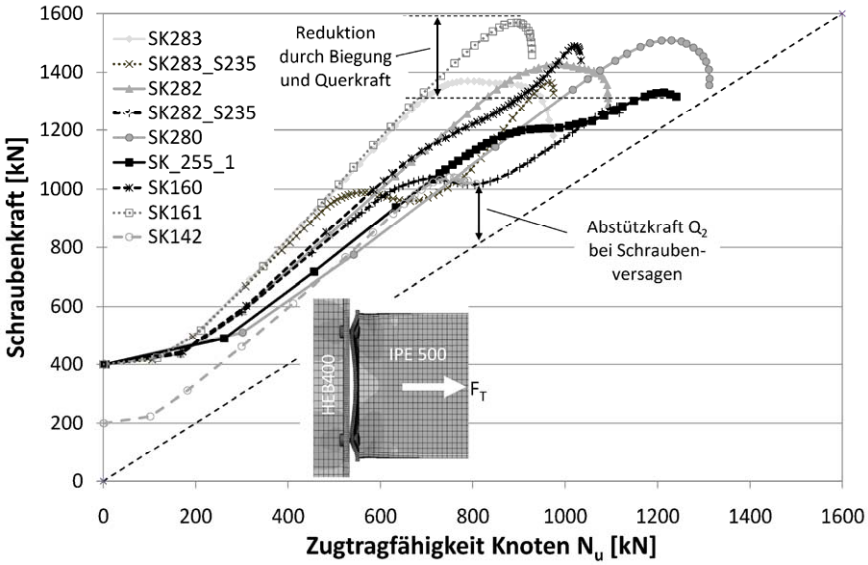


Bild 11-5: Vergleich der Schraubenkraft mit der Zugtragfähigkeit $N_{j,u}$ des Knotens

Als weiterer Knoten soll SK283 betrachtet werden. Hier sind m= 4,5d_B und m_2 = 4,0 d_B und stellen damit sehr große Abstände zu Riegelsteg und –flansch dar. Für den Reduktionsfaktor $k_{j,T}$ in Gleichung (11.6) bedeutet dies, dass der erste Term zu 1,5 wird und der zweite Term ist 0,65. Damit ergibt sich für den Faktor $k_{j,T} \rightarrow 1$. Das bedeutet keine zusätzliche Abminderung unter reiner Zugbeanspruchung. Dass eine Änderung der Stahlgüte keinen signifikanten Einfluss hat, zeigt der weitere Vergleich mit SK283_S235. Durch die Reduktion der Stahlgüte von S355 auf S235 ergibt sich ein weicheres Verhalten, sowohl für die Stirnplatte, aber auch für den Stützenflansch. Der Einfluss auf die Schraubenbiegung geht etwas zurück, dafür nehmen die Abstützkräfte für SK283_S235 zu. Allerdings erreicht der Knoten in Stahlgüte S235 fast exakt dieselbe Tragfähigkeit wie in Stahlgüte S355. Für SK282 konnte dies ebenfalls beobachtet werden.

Bei überstehenden Stirnplatten ist zur Bestimmung der Grenzzugkraft ebenfalls Gleichung (11.7) gültig. Für die Abstützkräfte wird hier kein Extraterm benötig, wie es zur Bestimmung der Momententragfähigkeit notwendig war. Die Qualität der Ergebnisse dokumentiert Bild 11-4.

11.5 Kriterien für hochduktile Knoten

11.5.1 *Allgemeines*

Da die Knoten in einem Rahmentragwerk meist das schwächste Glied darstellen und ihr Verhalten damit maßgebend für die Redundanz des Gesamttragwerks ist, sind die Anforderungen an die Knoten unter außergewöhnlichen Einwirkungsszenarien deutlich größer und spezieller als im normalen Gebrauchszustand. Unter außergewöhnlichen Einwirkungsszenarien sind lokale Schädigungen nicht ausgeschlossen und zur Vermeidung eines fortschreitenden Kollapses müssen Lasten und Schnittgrößen in unbeschädigte Bereiche umgelagert werden. Da sich bei der Verwendung nicht volltragfähiger Knoten das erste Fließgelenk im Knoten einstellt, muss der Großteil der global benötigten Verformungen zum Umlagern von Schnittgrößen durch die Knotenverformung generiert werden. Das bedeutet, wenn z.B. bei einem Stützenausfall alternative Lastpfade mittels Spannbandwirkung aktiviert werden sollen, muss der Knoten zunächst sehr große Verdrehungen aufnehmen können, damit sich große Verformungen einstellen, um überhaupt Spannbandwirkung zu aktivieren und anschließend muss der Knoten, wie in Kapitel 11.4 beschrieben, Zugkräfte abtragen, um die Spannbandkraft weiterzuleiten. Die Zugkraftbeanspruchung führt dazu, dass der bereits stark rotierte Knoten zusätzliche über die Höhe eine gleichmäßige Verformung aufnehmen muss. Diese hohen Rotations- und Verformungsanforderungen sind nur umsetzbar, wenn zu jedem Zeitpunkt der Beanspruchung die schwächste Komponente am Knoten auch gleichzeitig eine duktile Komponente darstellt. Zudem muss zwischen $M_{j,pl}$ und

$M_{j,u}$ sehr viel Verformungskapazität verfügbar sein. In Bild 11-6 ist dieser Abstand der Rotationwerte zwischen $M_{j,pl}$ und $M_{j,u}$ als Duktilitätsfaktor bezeichnet.

Wie Bild 11-6 veranschaulicht, sind hochduktile Anschlüsse meist nur realisierbar, wenn mehrere, der in den Kapiteln 6.3 und 6.4 bzw. Kapitel 9 vorgestellten Parameter miteinander überlagert werden. So wurden für den Knoten SK161 ein kleines Verhältnis t_{EP}/d_B, ein großer Schraubenabstand m und die niedrige Stahlgüte S235 zusammen eingesetzt. Bei allen anderen Knoten wurde mindestens ein Parameter zurückgefahren was sich in deutlichen Einbußen bei der Rotationskapazität bemerkbar macht.

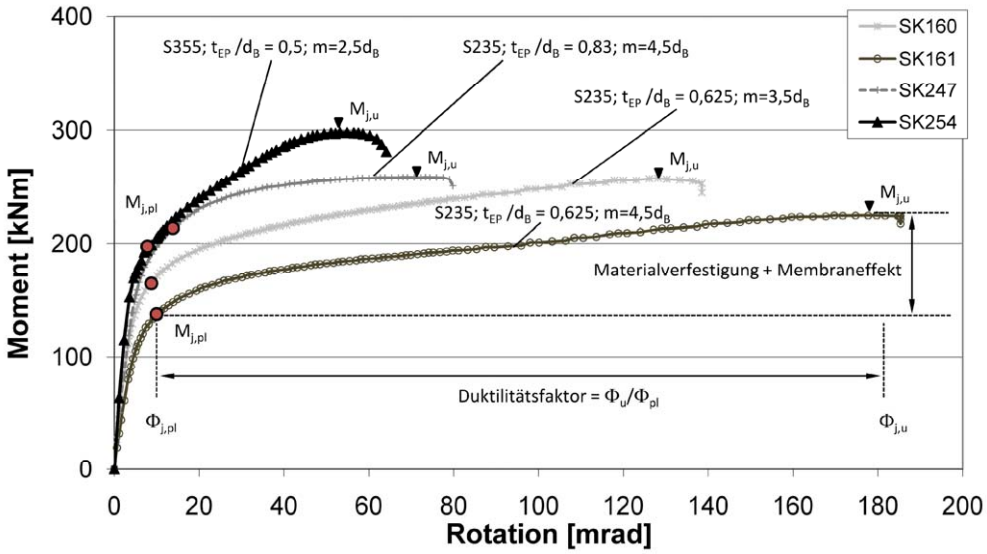


Bild 11-6: Aktivierung von Tragreserven der Stirnplatte durch Vorhalten hoher Verformungsfähigkeit

Nachfolgend werden nun indirekte Konstruktionskriterien für den Stahlknoten sowie für die Betonplatte von Verbundknoten vorgestellt, die ein hohes Maß an Duktilität garantieren sollen.

11.5.2 *Ausbildung des Stahlanschluss*

Zur Gewährleistung einer hochduktilen Ausbildung des Stahlanschlusses müssen mehrere Kriterien gleichzeitig eingehalten werden. Zudem sind die Anforderungen an einzelne Parameter auch noch deutlich schärfer als für die übliche vollplastische Bemessungssituation. Anhand der umfangreichen Parameterstudie an bündigen und überstehenden Stirnplatten mit Hilfe numerischer Berechnungen sowie den durchgeführten experimentellen Untersuchungen an Stahl- und Verbundknoten sind die gewonnenen Erkenntnisse in Tabelle 11-2 dokumentiert. Werden die Grenzkriterien für alle sechs Parameter erfüllt, sind sehr große Knotenrotationen von 80 – 180 mrad zu erwarten. Das haben die Ergebnisse der Parameterstudie eindrucksvoll gezeigt. Ob diese vorhandene Rotationskapazität letztendlich ausreicht, um die Spannbandwirkung in vollem

Umfang zu aktivieren, hängt von vielen individuellen Randbedingungen ab und kann nicht pauschaliert werden. Wie in Kapitel 11.2 aufgezeigt wurde, liegt die erforderliche Rotationskapazität bei Stützenausfall in einem Verbundrahmen mit den typischen Abmessungen eines Bürogebäudes in einer Größenordnung von 80-100mrad. Dies wäre mit den vorgestellten Kriterien für den Stahlanschluss realisierbar.

Tabelle 11-2: Kriterien für die hochduktile Ausbildung des Stahlanschlusses

Bezeichnung	Parameter	Grenzkriterium
Verhältnis Stirnblech/Schraube	t_{EP}/d_B	< 0,65
Stahlgüte Baustahl	f_y	≤ S355
Stahlgüte Schraube	f_{uB}	≥ 8.8
Schraubenabstand horizontal	m	≥ $3{,}0d_B$
Schraubenabstand vertikal	m_2 (m_x)	≥ $2{,}5d_B$
Riegelhöhe	h_b	≤ 500

Für ein Parkhaus dagegen mit 16m Spannweite ist die Alternative Lastpfadmethode mittels Spannbandwirkung unrealistisch, da die Anforderungen an die Knoten hier kaum oder nicht zu bewerkstelligen wären. Das betrifft neben den erforderlichen Verformungen vor allem auch die Summe der vertikalen Lasten bei dieser großen Spannweite, die über Spannbandwirkung abzutragen wären, siehe hierzu auch die Untersuchungen von Kleiner [59].

11.5.3 *Ausbildung der Betonplatte unter Zug*

Werden Verbundrahmen im Hochbau eingesetzt, sind die Anschlusspunkte in aller Regel als Verbundknoten ausgeführt. Damit sich der Verbundknoten ebenfalls hochduktil verhält, reicht es nicht aus allein den Stahlanschluss nach Tabelle 11-2 zu konstruieren. Es muss zusätzlich dafür gesorgt werden, dass die Betonplatte eine hohe Verformungskapazität aufweist.

Die Verformungskapazität des Betongurtes im Knotenbereich wird dabei hauptsächlich von folgenden Faktoren beeinflusst:

- dem Abstand des ersten Kopfbolzens zur Stütze a_{KB}
- der Bewehrungsklasse (A, B, C)
- der Wahl des Bewehrungsgrades A_s und dem Bewehrungsdurchmesser
- der Bewehrungsführung im Stützbereich (konstant A_s)

Durch die Vergrößerung des Abstandes des ersten Kopfbolzens zur Stütze a_{KB}, siehe Bild 11-7, verlängert sich die „freie Dehnlänge“ der Bewehrung und damit vergrößert sich die Ver-

formungskapazität, vgl. [77]. Ein höherer Bewehrungsgrad bewirkt neben einer Steigerung der Anschlusstragfähigkeit auch eine Erhöhung der Rotationskapazität. Versuchsergebnisse [58], [72], [77] belegen diesen Einfluss. Der Grund ist, dass der Bewehrungsgrad sehr stark die Erstrissspannung der Bewehrung σ_{sr1} beeinflusst. Das Verhältnis der Erstrissspannung zur Streckgrenze der Bewehrungsstahls σ_{sr1}/f_{yk} ist wiederum entscheidend für den maximal möglichen plastischen Dehnungsanteil σ_{smu} der Stahlbetonplatte, siehe Bild 11-8. Weitere Informationen finden sich hierzu auch in ECCS Dokument 109 [44].

Tabelle 11-3: Kriterien für die hochduktile Ausbildung der Betonplatte auf Zug

Bezeichnung	Parameter	Grenzkriterium
Abstand erster KoBo von Stütze	a_{KB}	< 0,65
Bewehrungsklasse	-	≥ B
Bewehrungsmenge	A_S	>> $A_{s,min}$ (nach Norm)
Bewehrungsführung	-	konstantes A_s in Zugband

Mattenbewehrung begrenzt die Verfomungskapazität erheblich. Dieses Verhalten ist auf die angeschweißte Querbewehrung und der damit verbundenen sehr kurzen Verankerungslänge der Bewehrung zurückzuführen.

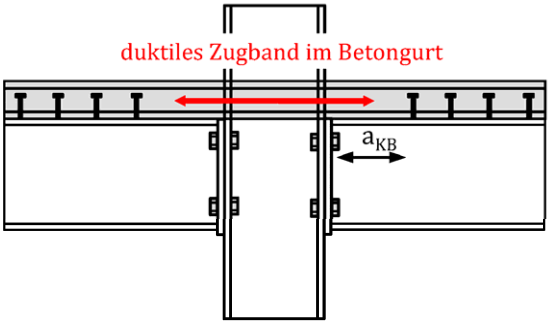


Bild 11-7: Duktiles Zugbandes im Betongurt durch Vergrößerung des Kopfbolzenabstandes

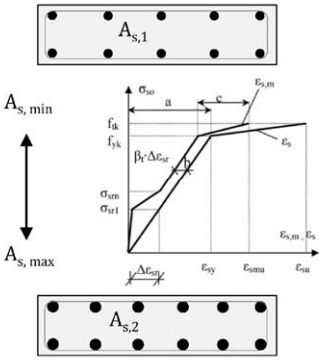


Bild 11-8: Einfluss des Bewehrungsgrades auf die Erstrissbildung

Bei Stabstahl hat vor allem die Duktilitätsklasse entscheidenden Einfluss auf das Dehnungsverhalten der bewehrten Betonplatte. Untersuchungen im Rahmen von [62], [68], [77] haben gezeigt, dass der Verfestigungsfaktor f_u/f_y hier eine wichtige Rolle spielt. Als Ergebnis dieser sowie weiterer früherer Versuche konnte gezeigt werden, dass bei einem Verfestigungsfaktor des Betonstahls $f_u/f_y < 1{,}09$ (Duktilitätsklasse A und B) sich weniger Risse bilden als bei größeren Verfestigungsfaktoren. Die Bewehrung plastiziert nur in kleinen Bereichen direkt im Rissbereich. Die Verfestigung des Bewehrungsstahls reicht nicht aus, um größere plastische Bereiche neben dem Riss zu aktivieren, so dass die mittlere Stahlbetondehnung unter 1% liegt. Bei einem

Verfestigungsfaktor > 1,13, der durch Verwendung des Stahls der Duktilitätsklasse C (Erdbebenstahl) nach DIN EN 1992-1-1 [6], Anhang C zu erreichen ist, liegen die Dehnungen höher und das Verhalten ist entsprechend günstiger.

Wichtig ist zudem die Bewehrungsmenge A_s im Bereich des Zugbandes, also der freien Dehnlänge, konstant zu halten und keine Sprünge der Bewehrungsmenge durch Zulagen rund um die Stütze zu verursachen. Es ist also wichtig auf die Bewehrungsführung im Stützbereich zu achten. Nur eine konstante Bewehrungsmenge A_s garantiert auch eine gleichmäßige Dehnung über die gesamte Zugbandlänge und ermöglicht so hohe Verformungskapazitäten.

11.6 Zusammenfassung

Durch minimalen Mehraufwand lassen sich hochduktile Stahl- und Verbundknoten konzipieren wodurch die Umsetzung der Entwurfsstrategie der alternativen Lastpfade zur Vermeidung eines progressiven Kollapses eines Tragwerks bei lokaler Schädigung ermöglicht wird. Die vorgeschlagenen Konstruktionskriterien für hochduktile Stahlknoten und eine hohe Verformungskapazität der Betonplatte sind relativ leicht umzusetzen und zeigen, dass sich im Stahl-Verbundbau robuste Rahmentragwerken mit wirtschaftlich interessanten Lösungen erstellen lassen, wenn die Herangehensweise auf den Werkstoff Stahl und seine Fähigkeiten zugeschnitten ist. Der Werkstoff Stahl bringt grundsätzlich die besten Voraussetzungen für den Entwurf robuster Tragwerke mit sich, da er hohe Festigkeit für Zug und Druck, Duktilität und gute Energie-Absorptionsfähigkeit besitzt.

Bei einem Stahl-Verbundrahmentragwerk stellt die Konstruktion der Anschlüsse eine Schlüsselfrage dar, die sowohl für den globalen Tragwiderstand des Systems als auch für die Wirtschaftlichkeit von entscheidender Bedeutung ist. Für die Zukunft gilt es die Forschung auf diesem Gebiet voranzutreiben und die Redundanz der Tragsysteme durch intelligentes Konstruieren und nicht durch aufwändige Verstärkungsmaßnahmen zu verbessern.

Die hier vorgestellten Konstruktionskriterien lassen sich natürlich quantitativ schwer bewerten und es kann bei Einhaltung der Kriterien nicht garantiert werden, dass in allen Fällen Kollapsresistenz erreicht wird, da diese immer auch von dem jeweiligen Einwirkungsszenario abhängt. Dies ist generell bei der Anwendung indirekter Kriterien zu bedenken. Der große Vorteil liegt in der einfachen, schnellen Anwendung der vorgeschlagenen Kriterien und in der Gewissheit, dass sich das Tragwerk in jedem Fall unempfindlicher, da deutlich redundanter als mit herkömmlichen gelenkigen oder teiltragfähigen verformungsarmen Knotenkonfigurationen verhalten wird.

12 Zusammenfassung und Ausblick

12.1 Zusammenfassung

Für geschraubte Stirnplattenanschlüsse ist ein vereinfachtes Bemessungsverfahren erarbeitet worden, mit dessen Hilfe die plastische Momententragfähigkeit bündiger und überstehender Stirnplattenverbindungen sowie von Verbundknoten berechnet werden kann. Die Momententragfähigkeit ermittelt sich dabei aus der mit dem erarbeiteten Knotenkorrekturfaktor abgeminderten Schraubenzugtragfähigkeit multipliziert mit dem inneren Hebelarm. Für Verbundknoten ist der Anteil der Bewehrung auf Zug entsprechend zu addieren. Die ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit wird durch das duktile Verhalten des Stirnbleches bzw. des Stützenflansches negativ beeinflusst, da sich durch die Schraubenkopfverdrehung zusätzliche Schraubenbiegung einstellt. Zusätzlich kann bei bündigen Stirnplatten das gemeinsame Klaffen des Stirnbleches und des Stützenflansches Abstützkräfte hervorrufen. Bei überstehenden Stirnplatten verursacht der Kragarm grundsätzlich Abstützkräfte. Für bündige Stirnplatten wurde ein Knotenkorrekturfaktor entwickelt, der die ungestörte Schraubenzugtragfähigkeit entsprechend der vorherrschenden Randbedingungen am Knoten abmindert. Die zusätzlichen Abstützkräfte bei überstehenden Stirnplatten werden ergänzend pauschal berücksichtigt.

Abgeleitete geometrische Kriterien sichern den Anwendungsbereich ab und sorgen für ein duktiles Verhalten der Knoten. Bei Einhaltung des geforderten Duktilitätskriteriums erfüllen die Knoten die Voraussetzung für eine Bemessung des Rahmensystems nach der Fließgelenktheorie.

Das Widerstandsmodell des vereinfachten Bemessungsverfahrens wurde mittels statistischem Auswerteverfahren nach DIN EN 1990 [4] überprüft und zudem an das ausführliche Verfahren der Komponentenmethode angeglichen. Eine Koexistenz mit dem bestehenden Verfahren in Kapitel 6.2 der DIN EN 1993-1-8 [8] ist damit problemlos möglich. Dem praktischen Anwender wird zusätzlich eine anwendungsfreundliche Formel zur Bestimmung der Knotensteifigkeit zur Verfügung gestellt. So kann in wenigen Schritten die Knotencharakteristik mittels bilinearer Feder in ein Stabwerkprogramm implementiert werden und anstelle idealisiert gelenkiger Knotenpunkte der Stützen-Riegel-Verbindungen können teiltragfähige Verbindungen berücksichtigt werden.

Der Tragwerksplaner hat damit in der Phase der Entwurfsstatik zwei Möglichkeiten. Entweder er verzichtet in diesem Stadium der Planung auf die Berücksichtigung der Teiltragfähigkeit der

Knoten und idealisiert die Knoten gelenkig. Durch die Einhaltung des Duktilitätskriteriums ist ausreichend Rotationskapazität garantiert. So können Tragreserven des Systems für Umplanungen oder Umnutzungen in der Ausführungsphase vorgehalten werden.

Oder die Teiltragfähigkeit wird schon in der Phase der Entwurfsstatik als Maßnahme zur Querschnittsoptimierung der Riegel eingesetzt. In beiden Fällen sind die geometrischen Randbedingungen des Knotens durch die Vorgaben der Kriterien des Anwendungsbereichs und der Duktilitätskriterien in relativ enge Grenzen gefasst. Diese „harten“ Randbedingungen der Knotengeometrie sind der ausführenden Stahlbaufirma als bindend vorzugeben. Die teiltragfähigen Anschlüsse nach DIN EN 1993-1-8 [8] setzen somit voraus, dass der planende Ingenieur neben der Stabstatik auch gleichzeitig immer ein Stück „Detailstatik“ erbringt, da sich sonst ein iterativer Prozess der Tragwerksdimensionierung ergibt. Dank der Einfachheit und Bedienungsfreundlichkeit des vereinfachten Verfahrens für geschraubte Stirnplattenanschlüsse entsteht dem in der Praxis tätigen Ingenieur in seiner täglichen Arbeit allerdings kaum ein Mehraufwand.

Die verformbaren teiltragfähigen Knoten vereinen Vorteile der gelenkigen und biegesteifen Knoten, haben bisher aber noch ein eher „stiefmütterliches“ Dasein in der Praxis, da das bisherige ausführliche Bemessungsverfahren und das teilweise notwendige iterative Vorgehen in Bezug auf die Stabstatik „abschreckend“ wirken. Das vorgeschlagene vereinfachte Bemessungsverfahren hilft hoffentlich der vorhandenen Skepsis bei vielen Praktikern, in Bezug auf diesen Knotentyp, entgegenzutreten und die Vorzüge, die die Knoten mit sich bringen, hervorzuheben.

12.2 Ausblick

Die Grundlagen, die mit der Entwicklung des vereinfachten Bemessungsverfahrens gelegt wurden, könnten zukünftig noch für ein weiteres praxistypisches Alltagsproblem genutzt werden. So werden im Industriebau idealisiert gelenkige Anschlüsse, neben dem Querkraftabtrag, auch häufig für zusätzliche Normalkraftbeanspruchungen vorgesehen. Meist ist hier der Normalkraftanteil auch noch deutlich größer als der Querkraftanteil, was wiederum dazu führt, dass eine halbe Stirnplatte für die Unterbringung der Schrauben nicht mehr ausreicht. Folge ist, dass eine bündige Stirnplatte gewählt werden muss. Damit liegt eine ungewollte Einspannung des eigentlich gelenkig gerechneten Knotens vor und eine „Überlastung“ aus der nicht planmäßigen Biegebeanspruchung ist zu überprüfen.

Denkbar ist, den in Kapitel 7 und 11.4 entwickelten Knotenkorrekturfaktor für reine Zugbeanspruchung des Knotens auf plastischem Niveau anzupassen und anschließend das vereinfachte Verfahren auf eine zusätzliche Momenten-Normalkraft-Interaktion zu erweitern. Bisher gelten

die Regelungen in DIN EN 1993-1-8 [8] sowohl für die Momententragfähigkeit als auch für die Rotationskapazität des Anschlusses nur, wenn für die einwirkende Normalkraft gilt: $N_{Ed} < 5\%$ $N_{pl,Rd}$. Eine planmäßige Momenten-Normalkraft-Interaktion war nach DIN 18800 [2] nur über eine elastische Kräfteaufteilung auf die Schrauben möglich und daran hat sich in DIN EN 1993-1-8 [8] nichts geändert.

Ein weiterer Themengebiet mit viel zukünftigem Potenzial für die verformbaren Anschlüsse betrifft das Thema Robustheit und die Forderung der DIN EN 1990 [4], Tragsysteme mit möglichst hoher Redundanz zu entwerfen. In dieser Hinsicht gilt es, die in Kapitel 9 entwickelten Duktilitätskriterien noch weiter zu detaillieren, um hochduktile Knoten zu erhalten. Mittels hochduktiler teiltragfähiger Knoten könnte die Forderung in DIN EN 1990 [4] und DIN EN 1991-1-7 [5] nach Sicherheitsvorkehrung gegen lokale Schädigungen über Vorhalten Alternativer Lastpfade durch Spannbandwirkung erfüllt werden. Die Weiterentwicklung des Knotenkorrekturfaktors für reine Zugbeanspruchung in Kapitel 11.4 kann dazu genutzt werden die Grenzzugtragfähigkeit (Bruchtragfähigkeit) des Knotens zu bestimmen. Damit steht dem Anwender eine Formulierung zur Dimensionierung des Zugbandes zur Verfügung, mit der die Verankerung und Durchleitung der Spannbandwirkung in den Knoten sichergestellt werden kann. Für die Widerstandsseite ist in dieser Hinsicht ein erster wichtiger Schritt erfolgt.

Allerdings bedürfen die Ansätze der DIN EN 1991-1-7 [5], Anhang A.5 hinsichtlich der Lastannahmen für das Zugband noch weiterer Überprüfung. Die anzusetzenden Bemessungszugkräfte in der DIN EN 1991-1-7 [5] gelten unabhängig von der baulichen Durchbildung des Rahmens. Im Gegesatz zur Erdbebenbemessung in DIN EN 1998-1 wird in DIN EN 1991-1-7 [5] nicht zwischen nicht-dissipativen und dissipativen Tragstrukturen unterschieden. Bei der Erdbebenbemessung wird der Einsatz duktiler dissipativer Knoten belohnt, da sich hierdurch der Bedarf an Tragfähigkeit der einzelnen Bauteile mindert. Bei einem Stützenausfall und den daraus resultierenden Trägheitseffekten handelt es sich, ähnlich der Erdbebenbemessung, ebenfalls um eine dynamische Einwirkung. Dämpfende Elemente, wie die verformbaren Knoten, beeinflussen damit die dynamischen Verformungen und Schnittgrößen im System. Dies wurde bereits in Kapitel 11.2 erläutert. Zukünftig wäre deshalb auch in DIN EN 1991-1-7 [5] eine differenzierte Handhabung der Bemessungszugkräfte für Zuganker wünschenswert.

13 Literatur

Normen und Richtlinien

[1] DIN 488-6 (2006): Betonstahl. Betonstahl - Übereinstimmungsnachweis., November 2006.

[2] DIN 18800 (2008): *Stahlbauten – Teil 1. Bemessung und Konstruktion*. November 2008

[3] DIN EN 1090-2 (2008): *Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken - Teil 2: Technische Regeln für die Ausführung von Stahltragwerken*. Dezember 2008

[4] DIN EN 1990 (2010): *Eurocode 0 - Grundlagen der Tragwerksplanung*. Dezember 2010

[5] DIN EN 1991-1-7 (2010): *Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 1-7: Allgemeine Einwirkungen – Außergewöhnliche Einwirkungen*. Dezember 2010

[6] DIN EN 1992-1-1 (2010): *Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken - Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau*. Dezember 2010

[7] DIN EN 1993-1-1 (2010): *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten -Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau*; Dezember 2010

[8] DIN EN 1993-1-8 (2010): *Eurocode 3 - Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten, Teil 1.8: Bemessung von Anschlüssen*, Dezember 2010

[9] DIN EN 1994-1-1 (2010): *Eurocode 4 - Eurocode 4: Bemessung und Konstruktion von Verbundtragwerken aus Stahl und Beton – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Anwendungsregeln für den Hochbau,* Dezember 2010

[10] DIN EN 10002 (2001), *Metallische Werkstoffe Zugversuch Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur*. Dezember 2001

[11] DIN EN 10025-2 (2005): *Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen Teil 2: Technische Lieferbedingungen für unlegierte Baustähle*. April 2005

[12] DIN EN 10029-1 (2011): *Warmgewalztes Stahlblech von 3 mm Dicke an – Grenzabmaße und Formtoleranzen*. Februar 2011

[13] DIN EN 14399-4 (2006): *Hochfeste planmäßig vorspannbare Schraubenverbindungen für den Metallbau - Teil 4: System HV - Garnituren aus Sechskantschrauben und - muttern*, Juni 2006

[14] DIN EN 14399-6 (2006): *Hochfeste planmäßig vorspannbare Schraubenverbindungen für den Metallbau - Teil 6: Flache Scheiben mit Fase*, Juni 2006

[15] DIN EN ISO 898-1 (2009): *Mechanische Eigenschaften von Verbindungselementen aus Kohlenstoffstahl und legiertem Stahl – Teil 1: Schrauben mit festgelegten Festigkeitsklassen – Regelgewinde und Feingewinde* (ISO 898-1:2009). August 2009

[16] EN 206-1 (2001): *Beton - Teil 1: Festlegung, Eigenschaften, Herstellung und Konformität*. 2001

[17] AISC (2005): *Seismic Provisions for Structural Steel Buildings, ANSI/AISC 341-05*, American Institute of Steel Construction, Inc., Chicago, IL.

[18] CEB-FIB Model Code 1990. Comité Euro International du Béton, Lausanne, 1990

[19] SIA 161 (1990): *Stahlbauten. SIA-Norm*, Ausgabe 1990, Schweizerischer Ingenieur-und Architektenverein, Zürich, 1990

[20] SZS (1983). C9.1 *Stahlbaupraxis. Stirnplattenverbindungen mit hochfesten Schrauben*. Verlag Schweizerische Zentralstelle für Stahlbau, 8034 Zürich, 1983

[21] Federal Emergency Management Agency FEMA 350 (2000): *Recommended Seismic Design Criteria for New Steel Moment-Frame Buildings*. Washington 2000

[22] Federal Emergency Management Agency FEMA 355D (2000): *State of the Art on Connection Performance*. Washington 2000

[23] US Department of Defense UFC 4-023-03 (2009): *Design of Buildings to resist Progressive Collapse*, Washington, 2009

[24] US General Service Administration GSA (2003): *Progressive Collapse Analysis and Design Guidelines*. 2003

[25] VDI 2230 (2003): *VDI-Richtline - Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen - Zylindrische Einschraubenverbindungen, Teil 1*. Verein Deutscher Ingenieure. Düsseldorf, 2003

[26] Revised Annex J (1994): *Eurocode 3 Part 1.1 – Revised Annex J: Joints and Building Frames*, European Committee for Standardization, Document CEN/TC 250/SC3-N419E, Brussels.

Fachbücher und Publikationen

[27] Adegoke, I.O. (2007): *The Ductility of Thin, Partial-Strength, Extended Endplate Steel Beam-To-Column Connections*, Unpublished PhD thesis, University of Witwatersrand, Johannesburg.

[28] Agerskov, H., (1976): *High-Strength Bolted Connections Subject to Prying*, ASCE Journal of the Structural Division", Vol. 102, January, pp. 161-175.

[29] Anderson D, Aribert J-M, Bode H, Kronenberger H-J (2000): *Design rotation capacity of composite joints*. Strutural Engineer 78(6): 25–9. 2000

[30] ANSYS (2011): *Benutzerhandbuch. ANSYS Mechanical Solution Release* 13.0, 2011

[31] Baldassino, N.; Zandonini, R. (2007): *Experimental tests on steel and concrete beam-to-column joint components*. Robustness-Report-Trento-002. Contract-No. RFS-CR-04046. 2007

[32] Bernuzzi, C., Zandonini, R. & Zanon, P. (1991): *Rotational Behaviour of End Plate Connections*, Costruzioni Metalliche, n.2, 3-32.

[33] Bijlaard F. S. K., Nethercot D. A., Stark J. W. B., Tschemmernegg F., Zoetemeijer P. (1989): *Structural Properties of Semi-Rigid Joints in Steel Frames*, IABSE Periodica, No.2, Survey report No. S-42/89, Basel 1989

[34] Braham, M., Jaspart, J.-P. (2004): *Is it safe to design a building structure with simple joints, when they are known to exhibit a semi-rigid behaviour?* Journal of Constructional Steel Research. Vol. 60. S.713-723, 2004.

[35] Bode, H. (1998): *Euro Verbundbau*. Werner Verlag, 1998

[36] Bode, H,, Kronenberger, H.-J. (1998): *Zum Einfluss teiltragfähiger verformbarer Verbundanschlusse auf das Tragverhalten von Verbundträgern*, Stahlbau, 7, 1998

[37] Brown, N.D., Anderson, D. (2001): *Structural properties of composite major axis end plate connections*. Journal of Constructional Steel Research. Vol. 57. S.327-349, 2001.

[38] Bursi, O.; Jaspart, J. P. (1997): *Calibration of a finite element model for isolated bolted end-plate steel connections*. Journal of Constructional Steel Research. Vol. 44 S. 225-262, 1997

[39] COST C1.d. (1999): *Recent advances in the field of structural steel joints and their representation in the building frame analysis and design process*. In: COST C1 report edited by Jaspart JP. Bruxelles, Luxembourg: European Commission, 1999.

[40] Demonceau J.-F. (2008): *Steel and composite building frames: sway response under conventional loading and development of membrane effects in beams further to an exceptional action*, PhD thesis presented at Liège University, 2008 (downloadable at http://orbi.ulg.ac.be/handle/2268/2740)

[41] Demonceau, J.-F.; Jaspart, J.-P. (2006): *Experimental test simulating the loss of a column in a composite building*. Document n°: Robustness-Report-ULg-004. RFS-CR-04046. 2006

[42] Demonceau, J.-F.; Jaspart, J.-P.; Klinkhammer, R.; Oerder, R.; Weynand, K.; Labory, F.; Cajot, L.-G. (2008): *Recent developments in composite connections*. Steel Construction 1, 2008

[43] Douty, R.T. and McGuire, W., (1965): *High Strength Bolted Moment Connections*, ASCE Journal of the Structural Division", Vol. 91, April, pp. 101-128.

[44] ECCS Document No. 109 (1999): *Design of Composite Joints for Buildings. ECCS Technical Committee 11 – Composite Structures*, First Edition 1999. Anderson, D. (ed.); Aribert, J.-M.; Bode, H.; Huber, G.; Jaspart, J.-P.; Kronenberger, H.-J.; Tschemmernegg, F.

[45] ECCS Document No. 126 (2009): *European Recommendations for the Design of Simple Joints in Steel Structures*. ECCS Technical Committee 10 – Structural Connections. 2009. Jaspart, J.-P.; Demonceau, J.-F.; Renkin, S.; Guillaume, M.L.

[46] Ferrario, F. (2004): *Analysis and modeling of the seismic behavior of high ductility steel-concrete composite structures*. PhD Thesis, Trento University, February 2004

[47] Galvani, M.; (Zandonini, R.; Bursi, O.) (1997): *Analisi sperimentale e modellazione del comportamento isteretico di collegamenti flangiati in acciaio*. Tesi di Laurea 1996/97. Univerität Trento

[48] Gebekken, N.; Wanzek, T.; Petersen, C. (1997): *Semi-rigid connections, T-Stub Modelle – Versuchsbericht*. Berichte aus dem Konstruktiven Ingenieurbau der Universität der Bundeswehr München 97/2. 1997

[49] Girão Coelho, A.M., Bijlaard, F.S.K. (2007): Experimental *behaviour of high strength steel end plate connections*. Journal of Constructional Steel Research, 63: 1228-1240

[50] Hendrick, D., Kukreti, A. and Murray, T. (1985), *Unification of Flush End-Plate Design Procedures*, Research Report FSEL/MBMA 85-01, Fears Structural Engineering Laboratory, University of Oklahoma, Norman, OK.

[51] Horne, M.R., and Morris, L.J. (1982), *Plastic Design of Low-Rise Frames*, MIT Press, Cambridge, MA

[52] Jaspart, J.-P (1991): *Étude de la semi-rigidité des noeuds poutre-colonne et son influence sur la résistance et la stabilité des ossatures en acier*. Ph. D. Thesis M.S:M. Department Université de Liège, Januar 1991.

[53] Jaspart J.P. (1997): *Recent advances in the field of steel joints – Column bases and further configurations for Beam-to-Column Joints and Beam Splices*, Thesis Université de Liège, Liège 1997.

[54] JCSS (2001): *Probabilistic Model Code: Part 3.02 Resistance Models - Structural Steel*. Joint Committee on Structural Safety, 2001.

[55] JCSS (2001): *Probabilistic Model Code: Part 3.10 Resistance Models - Dimensions*. Joint Committee on Structural Safety, 2001.

[56] Jenkins, W.M., Tong, C.S., & Prescott, A.T. (1986): *Moment Transmitting Endplate Connections in Steel Construction, and a Proposed Basis for Flush Endplate Design*, The Structural Engineer, Vol. 64A, (5), May, pp 121-132.

[57] Kemp, A.R., Dekker, N.W., and Trinchero, P., (1995): *Differences in Inelastic Properties of Steel and Composite Beams*, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 34, No. 2, pp. 187-206.

[58] Kemp. A.R., Nethercot, D.A. (2001): *Required and available rotations in continuous composite beams with semi-rigid connections*. Journal of Constructional Steel Research. Vol. 57. S.375-400, 2001.

[59] Kleiner, Andreas (2009): *Untersuchung der Robustheit und Kollapsresistenz von Stahl- und Verbundtragwerken – numerische Simulation eines Stützenausfalls*. Diplomarbeit. Universität Stuttgart, Mitteilung des Instituts für Konstruktion und Entwurf Nr. 2009-43X, 2009

[60] Krishnamurthy, N. (1978): *A fresh look at bolted end-plate behavior and design*, Engineering Journal, AISC, Vol. 15, (2), pp. 39-49.

[61] Kulak G.L., Fisher J.W., Struik J.H.A.: *Guide to design criteria for bolted and riveted joints, second edition*, published by the American Institute of Steel Construction, J. Wiley & Sons, New York, 1987.

[62] Kuhlmann, U.; Rölle, L.; Jaspart, J.-P.; Demonceau J.-F.; Vassart, O., Weynand, K.; Ziller, C.; Busse, E.; Lendering, M.; Zandonini, R.; Baldassino, N. (2008): *Robust structures by joint ductility*. RFCS Publishable Report Contract-No. RFS-CR-04046, 2008

[63] Kuhlmann, U.; Rölle, L. (2008): *Duktilitätskriterien für typisierte Stirnplattenverbindungen*, Schlussbericht, DASt-Forschungsvorhaben im Auftrag der Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen "Otto von Guericke" (AiF), AiF-Vorhaben Nr. 14627, Dezember 2008

[64] Kuhlmann, U.; Rölle, L (2010): *Verbundanschlüsse nach Eurocode* in: Kuhlmann, U. (Hrsg.): Stahlbau-Kalender 2010, Ernst & Sohn, 2010, S. 574-642

[65] Kuhlmann, U.; Rölle, L; Jaspart, J.-P.; Demonceau, J.-F. (2010): *Anforderungen an Stahl- und Verbundknoten bei Stützenausfall in einem Rahmentragwerk* . Stahlbau 79 (2010), Heft 8, S.565-579

[66] Kuhlmann, U.; Rölle, L. (2010): *Duktilität von Stahl- und Verbundanschlüssen - Entwurfsregeln zur Verbesserung der Redundanz* . Stahlbau 79 (2010),Heft 4, S.267-277

[67] Kuhlmann, U., Rölle, L. (2007): *Robust structures by joint ductility. Contract-No. RFS-CR-04046, unveröffentlichter Versuchsbericht der Stahlknotenversuche*, Uni Stuttgart, 2007

[68] Kuhlmann, U., Schäfer, M. (2003): *Forschungsbericht zum Thema: Innovative verschiebliche Verbundrahmen mit teiltragfähigen Verbundknoten*. Forschungsprojekt P505, gefördert durch die Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V. (FOSTA), Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart, 2003.

[69] Kühnemund, F. (2003): *Zum Rotationsnachweis nachgiebiger Knoten im Stahlbau*. Dissertation, Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart, Mitteilungen Nr. 2003-1, 2003

[70] McGuire, W. (1968): *Steel Structures*. Prentice-Hall, Englewood Cliffs, NJ. 1968

[71] Nair, R.S., Birkemoe, P.C., & Munse, W.H., (1974): *High Strength Bolts Subject to Tension and Prying*, ASCE Journal of the Structural Division", Vol. 100, February, pp. 351-372.

[72] Odenbreit, C., Hahn, C., Jaspart, J.-P. (2009): *Untersuchung über das Trag- und Dehnugsverhalten des Betongurtes bei Verbundanschlüssen*. Stahlbau 78, Heft 1, 2009

[73] Packer, J.A. and Morris, L.J., (1977): *A Limit State Design Method for the Known Region of Bolted Beam-Column Connections*, The Structural Engineer, 55 (10), 446-458.

[74] Pötzl, M (1996).: *Robuste Tragwerke – Vorschläge zu Entwurf und Konstruktion*. Bauingenieur 71. S. 481-488. Springer-Verlag. 1996

[75] Rölle, L. (2011): *Numerische Simulation des Trag- und Verformungsverhaltens geschraubter Stahlknoten zur Ableitung eines einfachen Bemessungsverfahrens und von Duktilitätskriterien*. Forschungsbericht. Universität Stuttgart, Mitteilung des Instituts für Konstruktion und Entwurf Nr. 2011-39X, 2011

[76] Rölle, L. (2011): *Anhang zu Nr. 2011-39X*. Universität Stuttgart, Mitteilung des Instituts für Konstruktion und Entwurf Nr. 2011-40X, 2011

[77] Schäfer, M. (2005): *Zum Rotationsnachweis teiltragfähiger Verbundknoten in verschieblichen Verbundrahmen*. Dissertation. Universität Stuttgart, Mitteilung des Instituts für Konstruktion und Entwurf Nr. 2005-1, 2005

[78] Schrammel, S. (2010): Untersuchung zur Verwendung von Schalenelementen für Strukturen im Flugzeugbau (Nr. 10/1). Diplomarbeit. Institut für Baustatik und Baudynamik, Universität Stuttgart. 2010

[79] Sedlacek, G., Weynand, K, Klinghammer, R., Hüller, V. (2002): *Typisierte Anschlüsse im Stahlhochbau*. Deutscher Stahlbau-Verband DSTV Stahlbau Verlag- und Service GmbH. Auflage 2 (Band 2), November 2002.

[80] Sherbourne, A.N. (1961): *Bolted Beam-to-Column Connections*, The Structural Engineer, June, pp 203-210.

[81] Snijder H.H., Ungermann D., Stark J.W.B., Sedlacek G., Bijlaard F.S.K., Hemmert-Halswick A. (1988): *Evaluation of test results on bolted connections in order to obtain strength functions and suitable model factor*, Part A: Results, BI-88-087, TNO 1988, Background document to Eurocode 3 doc. 601, 602, 603

[82] Snijder H.H., Ungermann D., Stark J.W.B., Sedlacek G., Bijlaard F.S.K., Herment-Halswick A. (1988): *Evaluation of test results on bolted connections in order to obtain strength functions and suitable model factor*, Part B: Evaluation, BI-88-087, TNO 1988, Background document to Eurocode 3 doc. 601, 602, 603

[83] Steenhuis, C.; Snijder, H.; van Herwijnen, F. (2000): *Review of deformation capacity of joints related to structural reliability*. In: Baniotopoulos, C.; Wald, F. (eds.): The Paramount Role of Joints into the Reliable Response of Structures. NATO Science Series, Kluwer Academic Publishers, Dordrecht, Boston, London.

[84] Steinmann, R. (2011): Zur Dokumentation von Tragwerksplanung, Standsicherheit und Werkstattplanung von Stahlbauten. in: Kuhlmann, U. (Hrsg.): Stahlbau-Kalender 2011, Ernst & Sohn, 2011, S. 645-685

[85] Steurer, A. (1999): *Tragverhalten und Rotationsvermögen geschraubter Stirnplattenverbindungen*. IBK Bericht Nr. 247, Institut für Baustatik und Konstruktion, ETH Zürich Birkenhäuser Verlag, Basel, Dezember 1999.

[86] Surtees, J.O. & Mann, A.P. (1970): *End Plate Connections in Plastically Designed Structures*, Conference on Joints in Structures, University of Sheffield, July.

[87] Tschemmernegg, F., Rubin, D. (1998): *Application of the component method to composite joints. COST C1 Control of the semi-rigid behaviour of civil engineering structural connections*. Proceedings of the International Conference Liège, 1998a.

[88] Typisierte Verbindungen im Stahlbau (1978). Stahlbau Verlagsgesellschaft mbH, Köln, 2. Auflage, 1978

[89] Ungermann, D., Weynand, K., Jaspart, J.-P., Schmidt, B. (2005): *Momententragfähige Anschlüsse mit und ohne Steifen*, Stahlbaukalender 2005, Verlag Ernst & Sohn, Berlin, 2005.

[90] Weichert, J. (2006): *Ein computer-orientierter Algorithmus für die Traglastberechnung von Platten mittels der Fleißlinientheorie*. Dissertation. Lehrstuhl Statik und Dynamik der BTU Cottbus. 2006

[91] Weynand, K. (1997): *Sicherheits- und Wirtschaftlichkeitsuntersuchungen zur Anwendung nachgiebiger Anschlüsse im Stahlbau*. RWTH Aachen, Lehrstuhl für Stahlbau, Dissertation, Schriftenreihe Stahlbau, Heft 35, 1997.

[92] Zoetemeijer, P., (1974): *A Design Method for the Tension Side of Statically Loaded, Bolted Beam-to-Column Connections*, Heron, 20 (1), Delft University, pp. 1-59.

[93] Zoetemeijer P. (1983): Summary *of the Research on Bolted Beam-to-Column Connections (period 1978 - 1983)*, Rep. No. 6-85-M, Steven Laboratory, Delft, 1983.

Anhang A

A.1: Übersicht zu numerischen Untersuchungen an bündigen Stirnplatten

Tabelle A-1: *Übersicht der Parameterstudie an bündigen Stirnplatten*

Nr.	Bez.	Riegel	Stütze	t_{EP} [mm]	b_{EP} [mm]	Schraube ∅ [mm]	m (n-fach d_B)	m_2 (n-fach d_B)	Material-kennwerte
1	SK100-1	IPE500	HEB300	15	200	24	1,5	2,0	S 355 HV 10.9
2	SK100-2	IPE500	HEB300	15	200	24	2,0	2,0	
3	SK101	IPE500	HEB300	15	200	24	2,5	2,0	
4	SK102	IPE500	HEB300	15	240	24	3,5	2,0	
5	SK102-2	IPE500	HEB300	15	220	24	3,0	2,0	
6	SK103	IPE500	HEB300	15	290	24	4,5	2,0	
7	SK103-2	IPE500	HEB300	15	270	24	4,0	2,0	
8	SK104	IPE500	HEB300	15	200	24	2,5	3,0	
9	SK104-2	IPE500	HEB300	15	200	24	2,5	3,5	
10	SK105	IPE500	HEB300	15	200	24	2,5	4,0	
11	SK106	IPE500	HEB300	20	220	27	2,5	2,0	S 355 HV 10.9
12	SK107	IPE500	HEB300	20	245	27	3,0	2,0	
13	SK108	IPE500	HEB300	20	270	27	3,5	2,0	
14	SK109	IPE500	HEB300	20	295	27	4,0	3,0	
15	SK110	IPE500	HEB300	20	220	27	2,5	3,0	
16	SK111	IPE500	HEB300	20	220	27	2,5	3,5	
17	SK112	IPE500	HEB300	20	240	30	2,5	2,0	S 355 HV 10.9
18	SK113	IPE500	HEB300	20	270	30	3,0	2,0	
19	SK114	IPE500	HEB300	25	295	30	3,5	2,0	
20	SK115	IPE500	HEB300	25	295	30	3,5	3,0	
21	SK116	IPE500	HEB260	15	200	24	1,5	2,0	S 355 HV 10.9
22	SK117	IPE500	HEB260	15	220	24	2,5	2,0	
23	SK118	IPE500	HEB260	15	255	24	3,5	2,0	
24	SK119	IPE500	HEB260	17,5	200	24	2,5	2,0	
25	SK120	IPE500	HEB260	17,5	220	27	2,5	2,0	
26	SK121	IPE400	HEB260	15	200	20	2,5	2,0	S 355 HV 10.9
27	SK122	IPE400	HEB260	15	200	22	2,5	2,0	
28	SK123	IPE400	HEB260	15	220	24	2,5	2,0	
29	SK124	IPE400	HEB260	15	240	27	2,5	2,0	
30	SK125	IPE400	HEB260	15	230	22	3,5	2,0	S 355 HV 10.9
31	SK126	IPE400	HEB260	15	255	22	4,0	2,0	
32	SK127	IPE400	HEB260	15	200	22	2,5	3,0	
33	SK128	IPE400	HEB260	15	200	22	2,5	3,5	

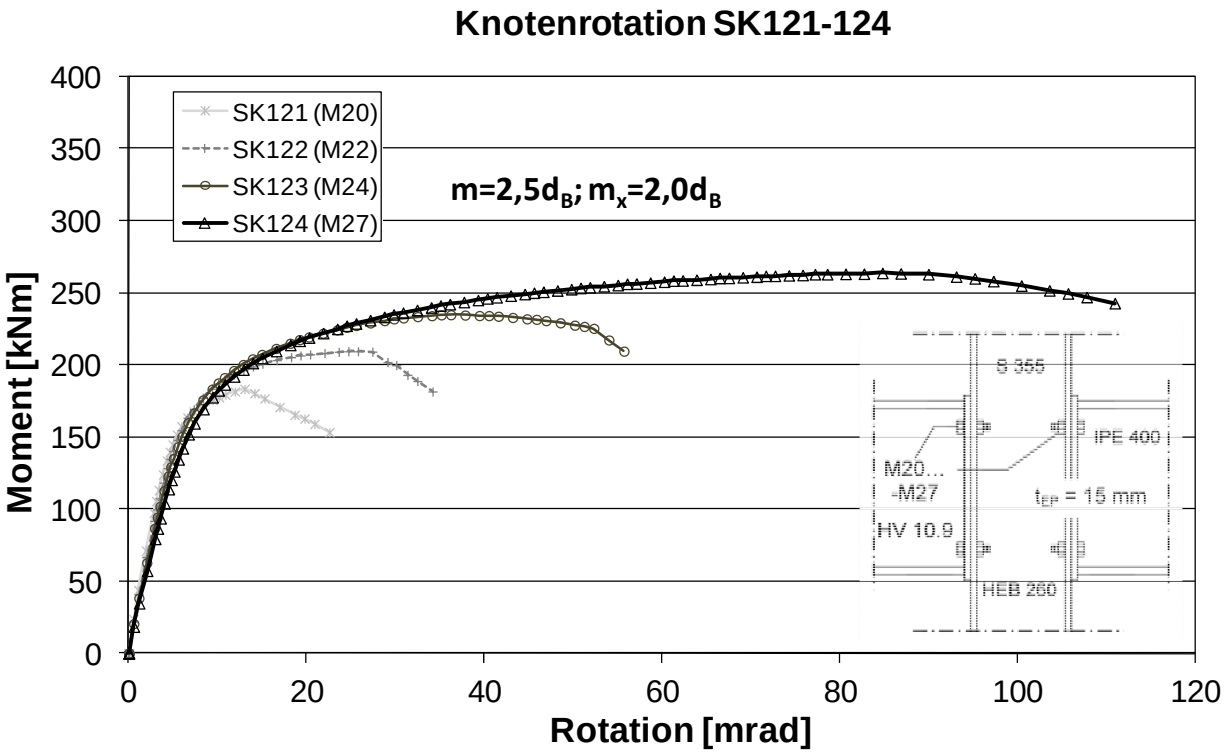
34	SK129	IPE400	HEB300	20	200	24	2,5	2,0	
35	SK130	IPE400	HEB300	20	230	27	2,5	2,0	
36	SK131	IPE400	HEB300	20	260	30	2,5	2,0	S 355
37	SK132	IPE400	HEB300	18	200	24	2,5	2,0	
38	SK133	IPE400	HEB300	16	200	24	2,5	2,0	HV 10.9
39	SK134	IPE400	HEB300	14	200	24	2,5	2,0	
40	SK135	IPE400	HEB300	12	200	24	2,5	2,0	
41	SK140	IPE240	HEB240	8	180	20	2,5	2,0	
42	SK141	IPE240	HEB240	10	180	20	2,5	2,0	
43	SK142	IPE240	HEB240	12	180	20	2,5	2,0	S 355
44	SK143	IPE240	HEB240	14	200	20	2,5	2,0	
45	SK144	IPE240	HEB240	12	200	20	1,5	3,0	HV 10.9
46	SK145	IPE240	HEB240	12	200	20	2,0	4,0	
47	SK146	IPE240	HEB240	12	240	20	3,0	3,0	
48	SK150	IPE500	HEB300	20	200	24	1,5	2,0	
49	SK151	IPE500	HEB300	20	200	24	2,5	2,0	S 355
50	SK152	IPE500	HEB300	20	240	24	3,5	2,0	HV 10.9
51	SK153	IPE500	HEB300	20	290	24	4,5	2,0	
52	SK154	IPE500	HEB400	25	200	24	1,5	2,0	
53	SK155	IPE500	HEB400	25	200	24	2,5	2,0	S 355
54	SK156	IPE500	HEB400	25	240	24	3,5	2,0	HV 10.9
55	SK157	IPE500	HEB400	25	290	24	4,5	2,0	
56	SK158	IPE500	HEB300	15	200	24	1,5	2,0	
57	SK159	IPE500	HEB300	15	200	24	2,5	2,0	S 235
58	SK160	IPE500	HEB300	15	240	24	3,5	2,0	HV 10.9
59	SK161	IPE500	HEB300	15	290	24	4,5	2,0	
60	SK162	IPE500	HEB300	20	200	24	1,5	2,0	
61	SK163	IPE500	HEB300	20	200	24	2,5	2,0	S 235
62	SK164	IPE500	HEB300	20	240	24	3,5	2,0	HV 10.9
63	SK165	IPE500	HEB300	20	290	24	4,5	2,0	
64	SK166	IPE500	HEB300	25	200	24	1,5	2,0	
65	SK167	IPE500	HEB300	25	200	24	2,5	2,0	S 235
66	SK168	IPE500	HEB300	25	240	24	3,5	2,0	HV 10.9
67	SK169	IPE500	HEB300	25	290	24	4,5	2,0	
68	SK170	IPE500	HEB300	15	200	24	1,5	2,0	
69	SK171	IPE500	HEB300	15	200	24	2,5	2,0	S 460
70	SK172	IPE500	HEB300	15	240	24	3,5	2,0	HV 10.9
71	SK173	IPE500	HEB300	15	290	24	4,5	2,0	
72	SK174	IPE500	HEB300	20	200	24	1,5	2,0	
73	SK175	IPE500	HEB300	20	200	24	2,5	2,0	S 460
74	SK176	IPE500	HEB300	20	240	24	3,5	2,0	HV 10.9
75	SK177	IPE500	HEB300	20	290	24	4,5	2,0	
76	SK180	IPE600	HEB300	20	220	27	1,5	2,0	S 355
77	SK181	IPE600	HEB300	20	220	27	2,5	2,0	

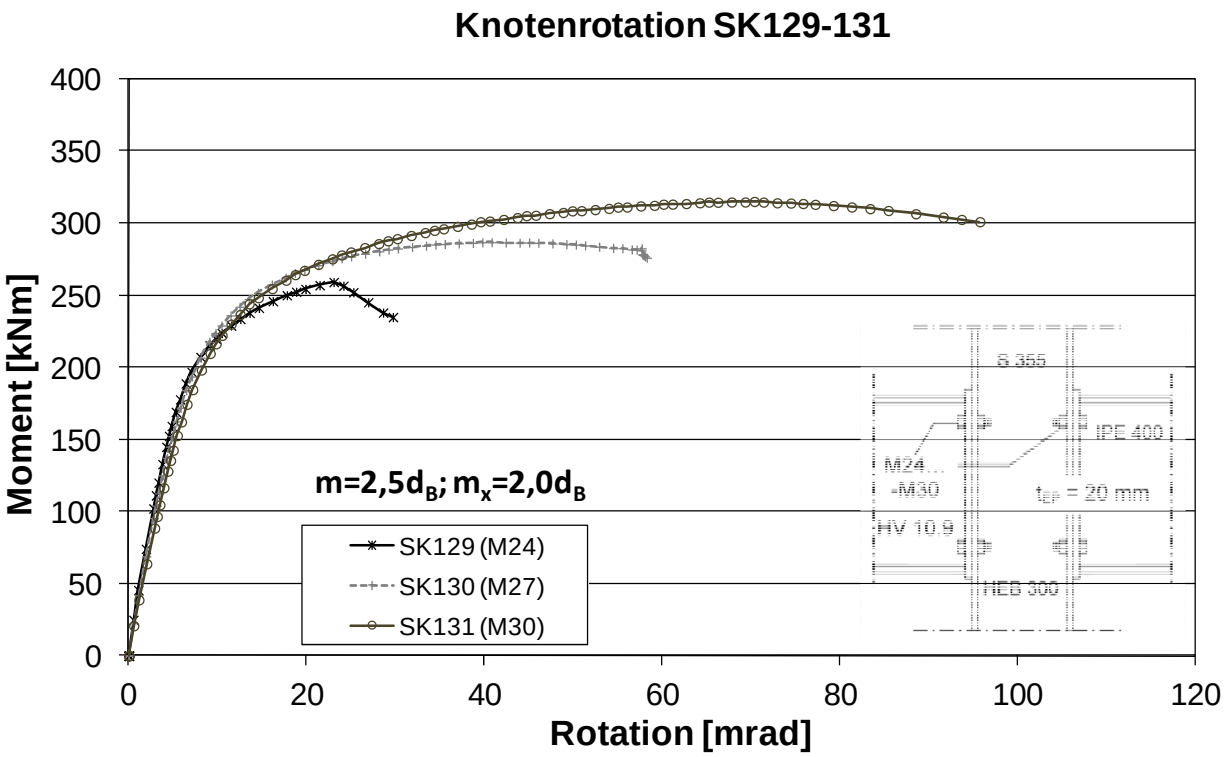
78	SK182	IPE600	HEB300	20	270	27	3,5	2,0	HV 10.9
79	SK183	IPE600	HEB300	20	299	27	4,0	2,0	
80	SK184	IPE600	HEB300	20	220	27	2,5	3,0	
81	SK185	IPE600	HEB300	20	220	27	2,5	4,0	
82	SK190	HEA600	HEM300	25	299	30	1,5	2,0	
83	SK191	HEA600	HEM300	25	299	30	2,0	2,0	
84	SK192	HEA600	HEM300	25	299	30	2,5	2,0	S 355
85	SK193	HEA600	HEM300	25	299	30	3,0	2,0	
86	SK194	HEA600	HEM300	25	299	30	2,5	3,0	HV 10.9
87	SK195	HEA600	HEM300	25	299	30	2,5	4,0	
88	SK196	HEA600	HEM300	25	309	30	3,5	2,0	
89	SK200	HEA400	HEB300	20	299	27	1,5	2,0	
90	SK201	HEA400	HEB300	20	299	27	2,5	2,0	
91	SK202	HEA400	HEB300	20	299	27	3,5	2,0	S 355
92	SK203	HEA400	HEB300	20	299	27	4,0	2,0	HV 10.9
93	SK204	HEA400	HEB300	20	299	27	2,5	2,5	
94	SK205	HEA400	HEB300	20	299	27	2,5	2,75	
95	SK210	HEB340	HEB340	20	299	24	1,5	2,0	
96	SK211	HEB340	HEB340	20	299	24	2,5	2,0	
97	SK212	HEB340	HEB340	20	299	24	3,5	2,0	S 355
98	SK213	HEB340	HEB340	20	299	24	4,5	2,0	HV 10.9
99	SK214	HEB340	HEB340	20	299	24	2,5	1,5	
100	SK215	HEB340	HEB340	20	299	24	2,5	2,4	
101	SK220	IPE600	HEM300	20	220	27	1,5	1,5	
102	SK221	IPE600	HEM300	20	220	27	1,5	2,0	
103	SK222	IPE600	HEM300	20	230	27	2,5	2,0	
104	SK223	IPE600	HEM300	20	280	27	3,5	2,0	S 355
105	SK224	IPE600	HEM300	20	305	27	4,0	2,0	HV 10.9
106	SK225	IPE600	HEM300	20	220	27	2,5	3,0	
107	SK226	IPE600	HEM300	20	220	27	2,5	4,0	
108	SK227	IPE600	HEM300	20	220	27	3,5	2,5	
109	SK230	IPE500	HEB300	15	200	24	1,5	2,0	
110	SK231	IPE500	HEB300	15	200	24	2,5	2,0	S 690
111	SK232	IPE500	HEB300	15	240	24	3,5	2,0	HV 10.9
112	SK233	IPE500	HEB300	15	290	24	4,5	2,0	
113	SK234	IPE500	HEB300	20	200	24	1,5	2,0	
114	SK235	IPE500	HEB300	20	200	24	2,5	2,0	S 690
115	SK236	IPE500	HEB300	20	240	24	3,5	2,0	HV 10.9
116	SK237	IPE500	HEB300	20	290	24	4,5	2,0	
117	SK240	IPE500	HEB400	15	200	24	1,5	2,0	
118	SK241	IPE500	HEB400	15	200	24	2,5	2,0	S 355
119	SK242	IPE500	HEB400	15	240	24	3,5	2,0	HV 10.9
120	SK243	IPE500	HEB400	15	290	24	4,5	2,0	
121	SK244	IPE500	HEB400	20	200	24	1,5	2,0	S 235

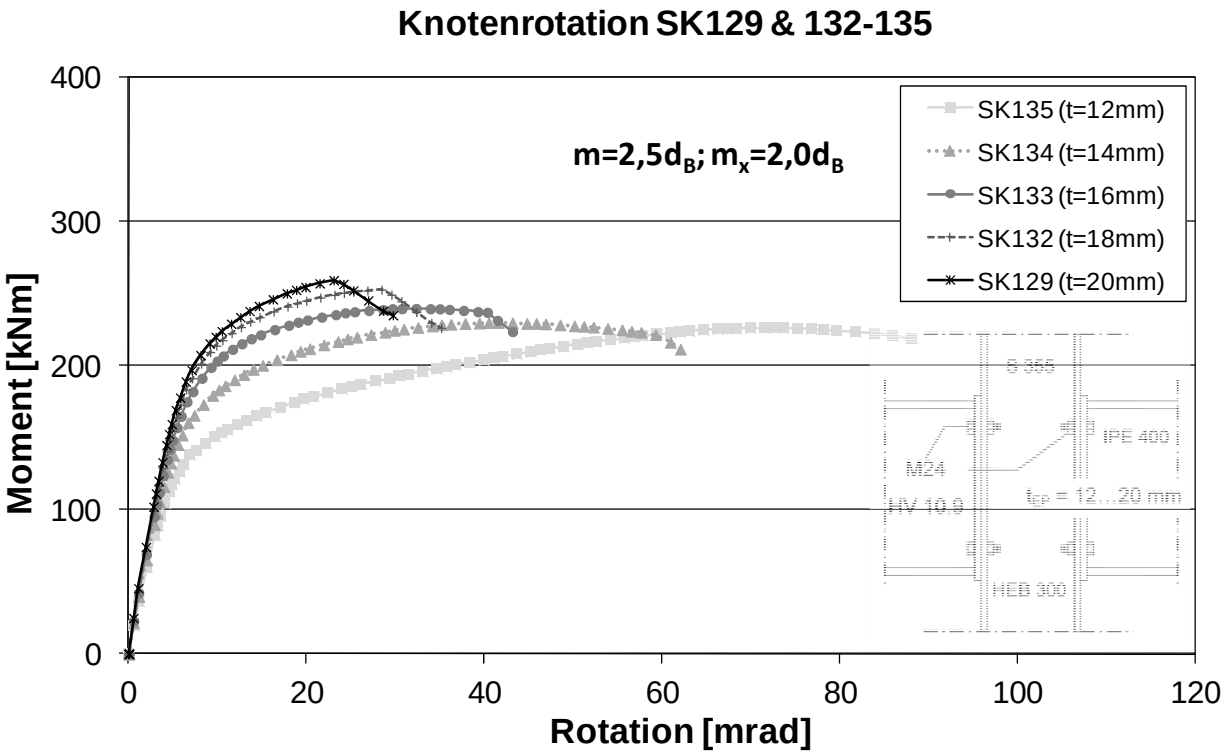
122	SK245	IPE500	HEB400	20	200	24	2,5	2,0	HV 10.9
123	SK246	IPE500	HEB400	20	240	24	3,5	2,0	
124	SK247	IPE500	HEB400	20	290	24	4,5	2,0	
125	SK250	IPE500	HEB400	15	200	24	2,5	2,0	S 355
126	SK251	IPE500	HEB400	18	200	24	2,5	2,0	
127	SK252	IPE500	HEB400	22	200	24	2,5	2,0	HV 10.9
128	SK253	IPE500	HEB400	25	200	24	2,5	2,0	
129	SK254	IPE500	HEB400	12	200	24	2,5	2,0	
130	SK255	IPE500	HEB400	15	200	24	2,5	2,0	S 235
131	SK255_1	IPE500	HEB400	15	200	24	2,5	3,0	
132	SK255_2	IPE500	HEB400	15	200	24	2,5	4,0	HV 10.9
133	SK256	IPE500	HEB400	18	200	24	2,5	2,0	
134	SK257	IPE500	HEB400	22	200	24	2,5	2,0	
135	SK258	IPE500	HEB400	25	200	24	2,5	2,0	
136	SK260	IPE500	HEB400	15	200	24	2,5	2,0	S 460
137	SK261	IPE500	HEB400	18	200	24	2,5	2,0	
138	SK262	IPE500	HEB400	20	200	24	2,5	2,0	HV 10.9
139	SK263	IPE500	HEB400	22	200	24	2,5	2,0	
140	SK264	IPE500	HEB400	12	200	24	2,5	2,0	
141	SK270	IPE500	HEB400	13	200	20	2,5	2,0	S 355
142	SK271	IPE500	HEB400	16	210	24	2,5	2,0	
143	SK272	IPE500	HEB400	18	240	27	2,5	2,0	HV 10.9
144	SK273	IPE500	HEB400	20	270	30	2,5	2,0	
145	SK275	IPE500	HEM300	13	200	20	2,5	2,0	S 355
146	SK276	IPE500	HEM300	16	210	24	2,5	2,0	
147	SK277	IPE500	HEM300	18	240	27	2,5	2,0	HV 10.9
148	SK278	IPE500	HEM300	20	270	30	2,5	2,0	
149	SK280	IPE500	HEB400	15	200	24	1,5	1,5	S 355
150	SK281	IPE500	HEB400	15	210	24	2,5	2,5	
151	SK282	IPE500	HEB400	15	260	24	3,5	3,5	HV 10.9
152	SK283	IPE500	HEB400	15	299	24	4,5	4,0	
153	SK284	IPE500	HEB400	15	200	24	2,5	2,0	
154	SK285	IPE500	HEB400	15	200	24	2,5	3,0	
155	SK286	IPE500	HEB400	15	200	24	2,5	4,0	
156	SK290	IPE500	HEB300	12	200	20	2,5	2,0	S 355
157	SK291	IPE500	HEB300	14,5	220	24	2,5	2,0	
158	SK292	IPE500	HEB300	16	240	27	2,5	2,0	HV 10.9
159	SK293	IPE500	HEB300	18	270	30	2,5	2,0	
160	SK8_235	IPE500	HEB400	15	200	24	2,5	2,0	S 235; HV 8.8
161	SK8_355	IPE500	HEB400	15	200	24	2,5	2,0	S 355; HV 8.8
162	SK8_460	IPE500	HEB400	15	200	24	2,5	2,0	S 460; HV 8.8
163	SK8_690	IPE500	HEB400	15	200	24	2,5	2,0	S 690; HV 8.8

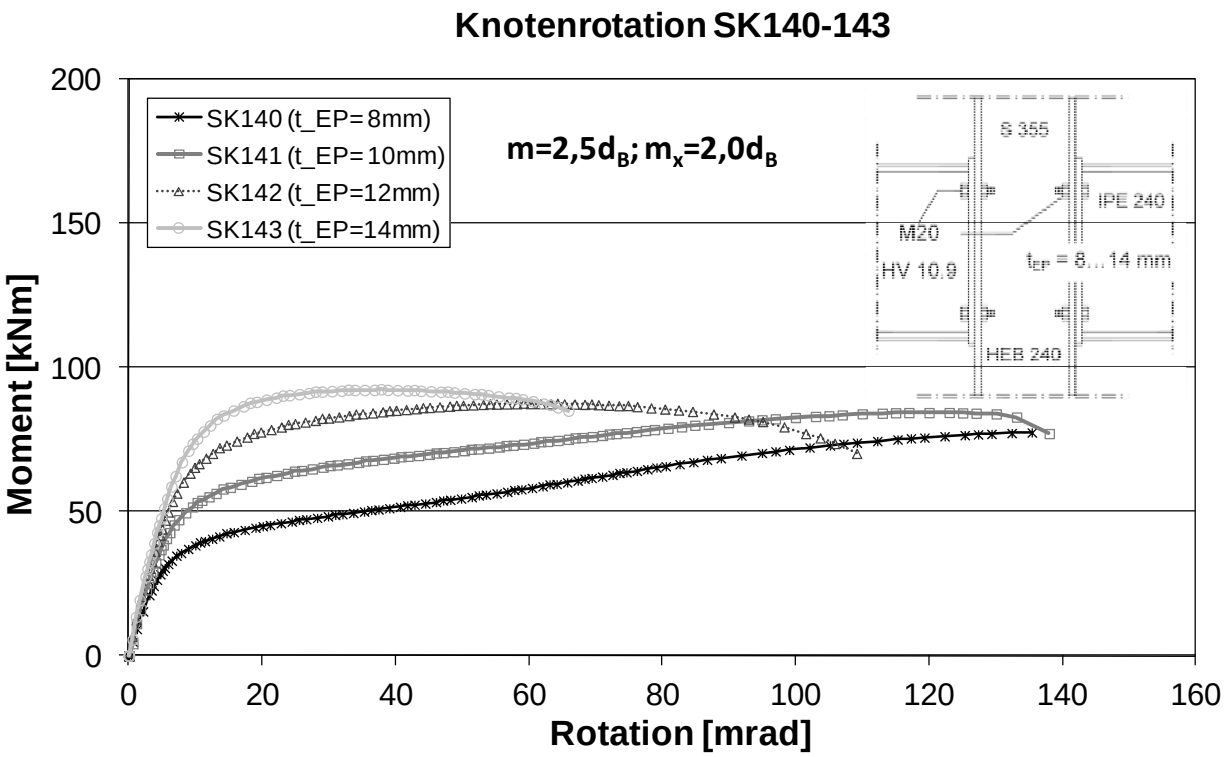
Nachfolgend sind die Momenten-Rotationskurven aller FE-Berechnungen bündiger Stirnplatten aus **Tabelle A-1**, nach Gruppen geordnet, aufgeführt.

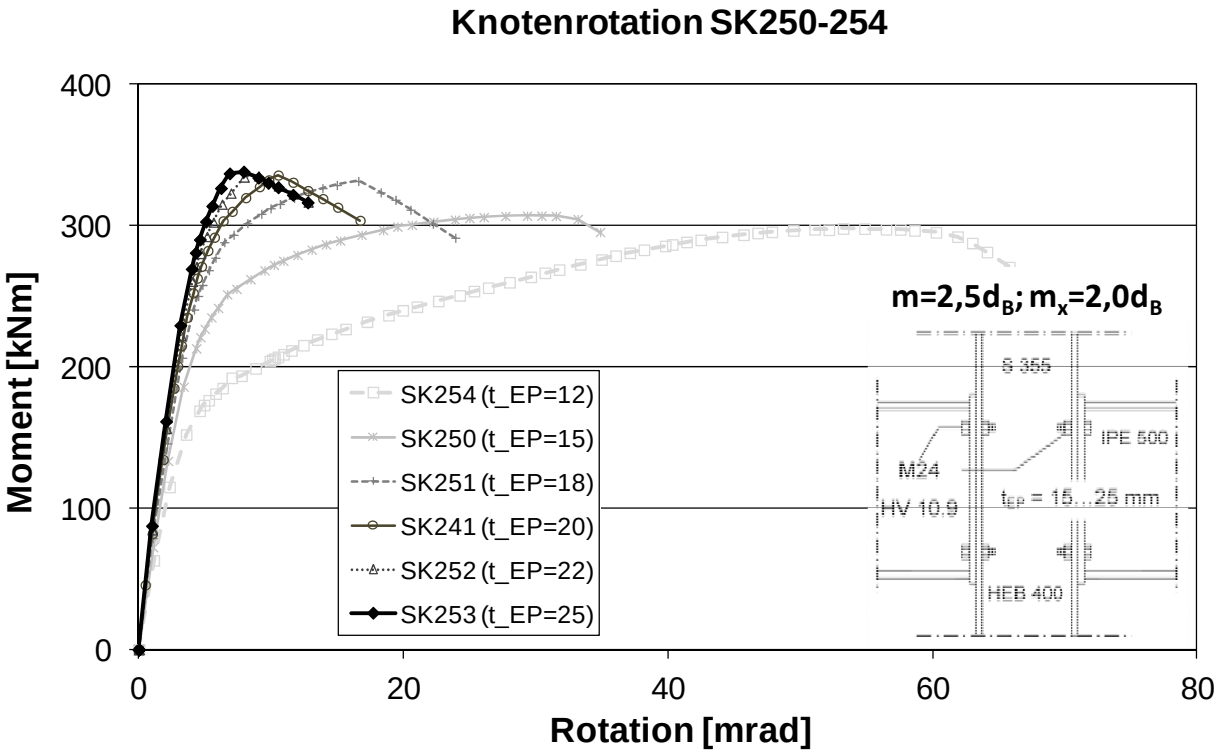
A.2: Parameter t_{EP}/d_B

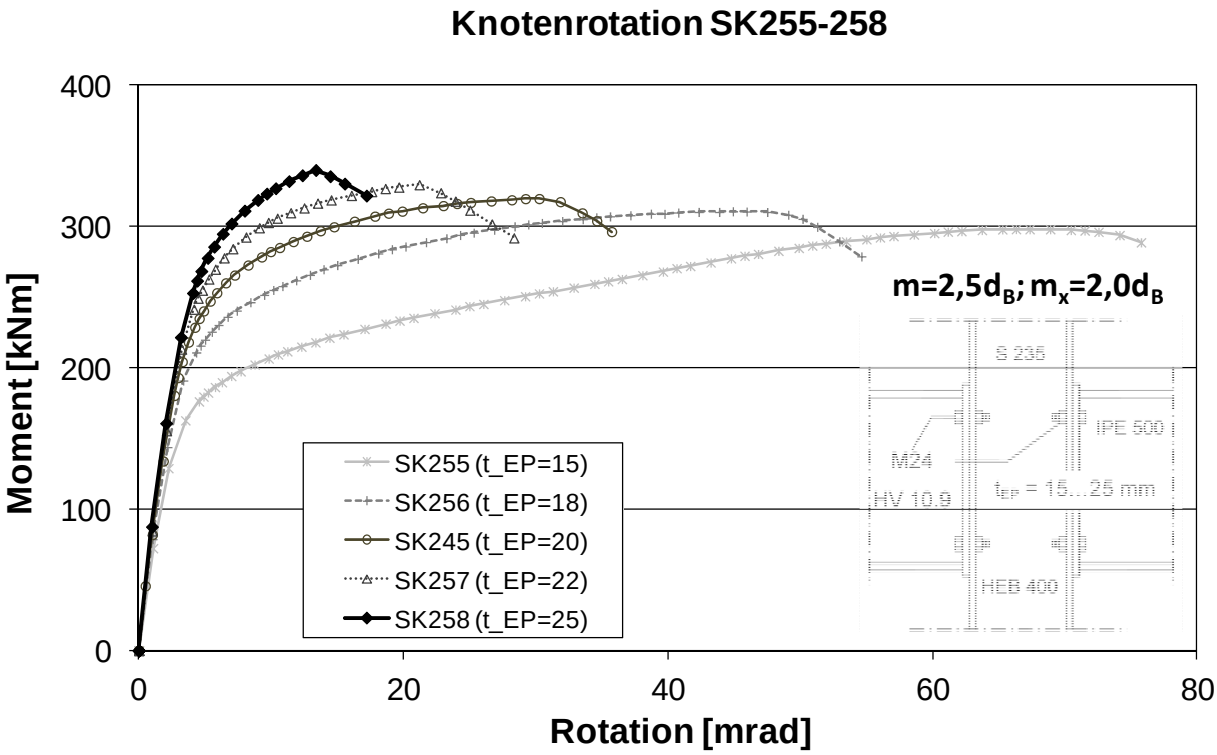


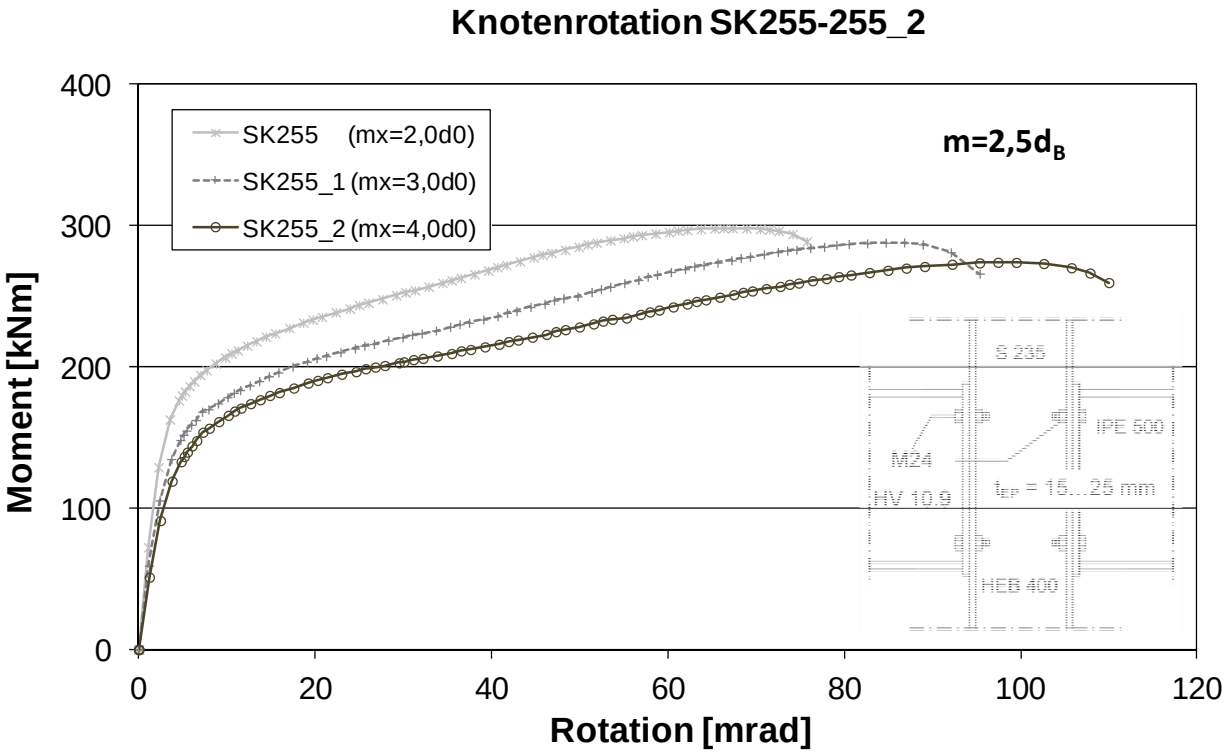

Knotenrotation SK129-131
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
m=2,5dB; mx=2,0dB
SK129 (M24)
SK130 (M27)
SK131 (M30)
S 355
IPE 400
M24
...
M30
tEP = 20 mm
HV 10.9
HEB 300

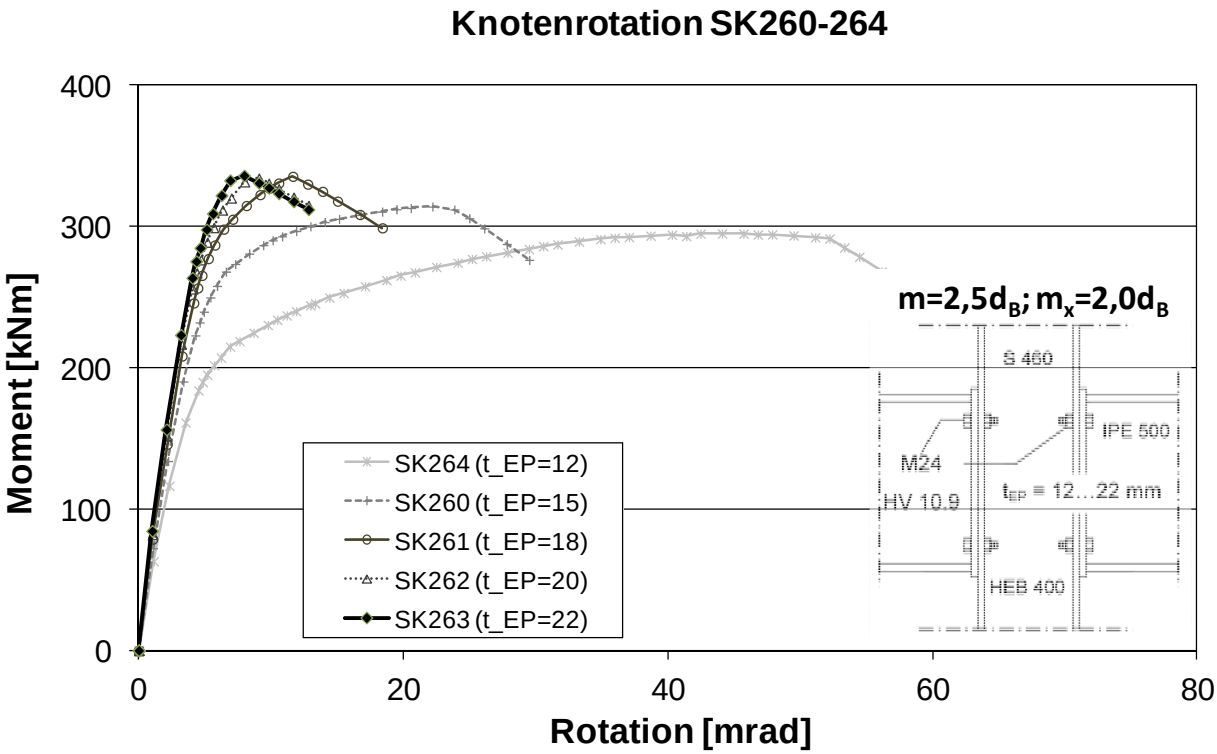

Knotenrotation SK129 & 132-135
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
m=2,5dB; mx=2,0dB
SK135 (t=12mm)
SK134 (t=14mm)
SK133 (t=16mm)
SK132 (t=18mm)
SK129 (t=20mm)
S 355
IPE 400
M24
tEP = 12...20 mm
HV 10.9
HEB 300


Knotenrotation SK140-143
SK140 (t_EP= 8mm)
SK141 (t_EP= 10mm)
SK142 (t_EP=12mm)
SK143 (t_EP=14mm)
m=2,5d_B; m_x=2,0d_B
S 355
IPE 240
M20
HV 10.9
t_EP = 8...14 mm
HEB 240
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
0
50
100
150
200
0
20
40
60
80
100
120
140
160

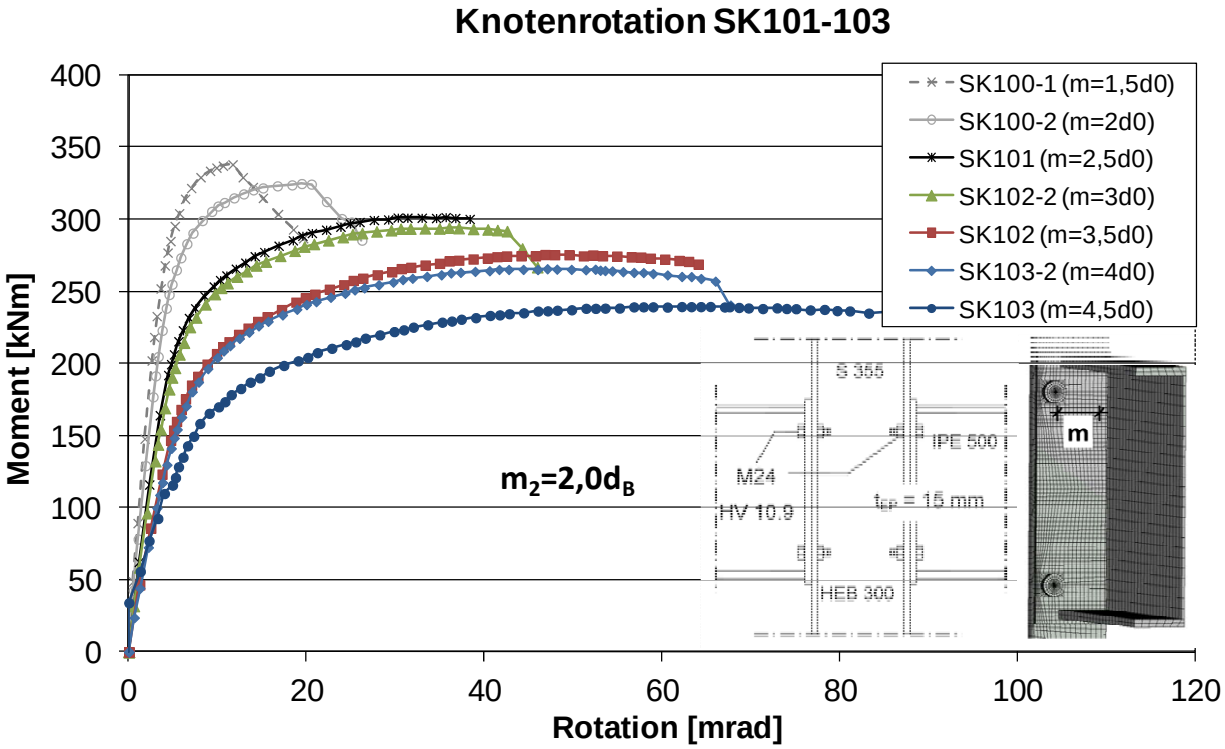

Knotenrotation SK250-254
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
0
100
200
300
400
0
20
40
60
80
SK254 (t_EP=12)
SK250 (t_EP=15)
SK251 (t_EP=18)
SK241 (t_EP=20)
SK252 (t_EP=22)
SK253 (t_EP=25)
m=2,5dB; mx=2,0dB
S 355
IPE 500
M24
HV 10.9
tEP = 15...25 mm
HEB 400

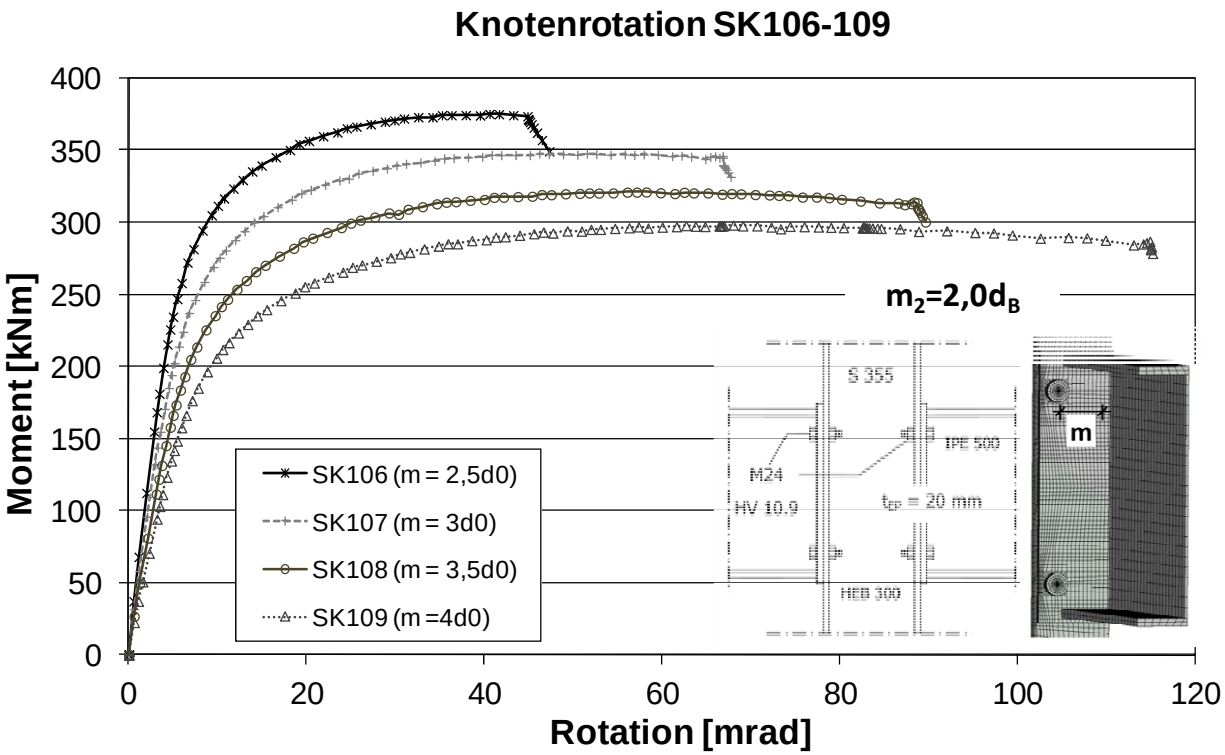

Knotenrotation SK255-258
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
0
100
200
300
400
0
20
40
60
80
SK255 (t_EP=15)
SK256 (t_EP=18)
SK245 (t_EP=20)
SK257 (t_EP=22)
SK258 (t_EP=25)
m=2,5dB; mx=2,0dB
S 235
IPE 500
M24
HV 10.9
tEP = 15...25 mm
HEB 400

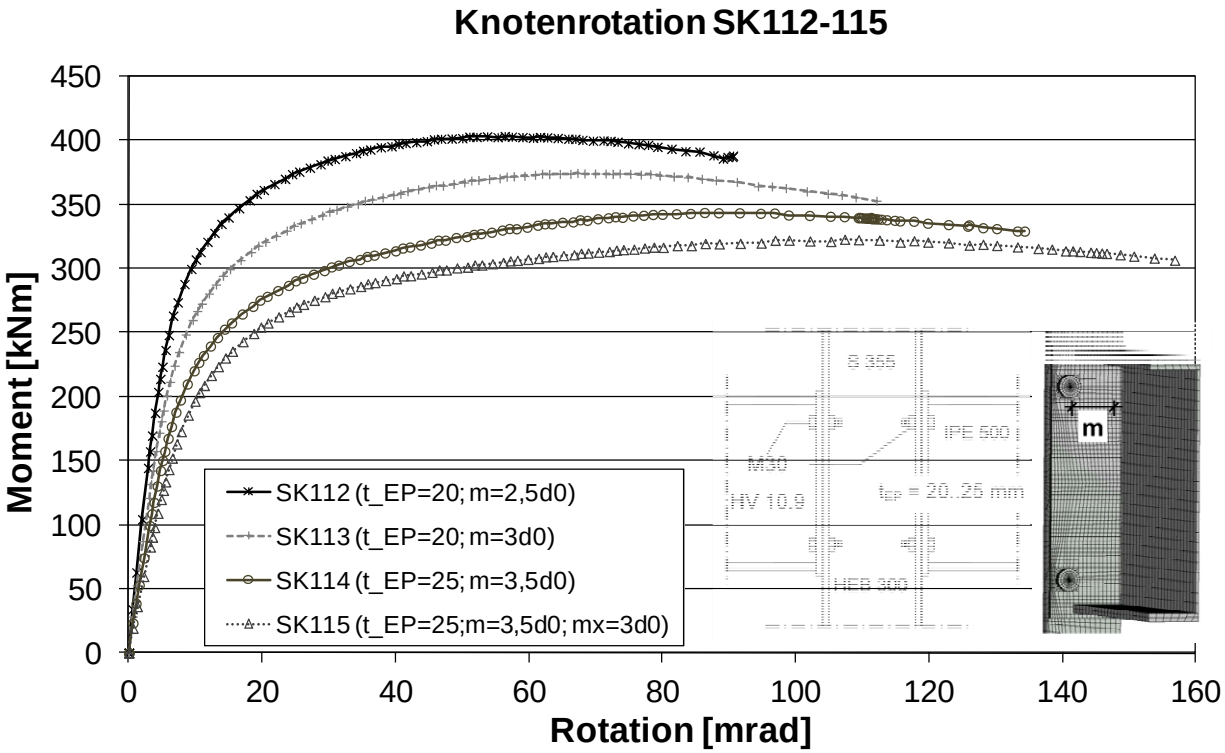

Knotenrotation SK255-255_2
SK255 (mx=2,0d0)
SK255_1 (mx=3,0d0)
SK255_2 (mx=4,0d0)
m=2,5dB
S 235
IPE 500
M24
HV 10.9
tEP = 15...25 mm
HEB 400
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
0
100
200
300
400
0
20
40
60
80
100
120

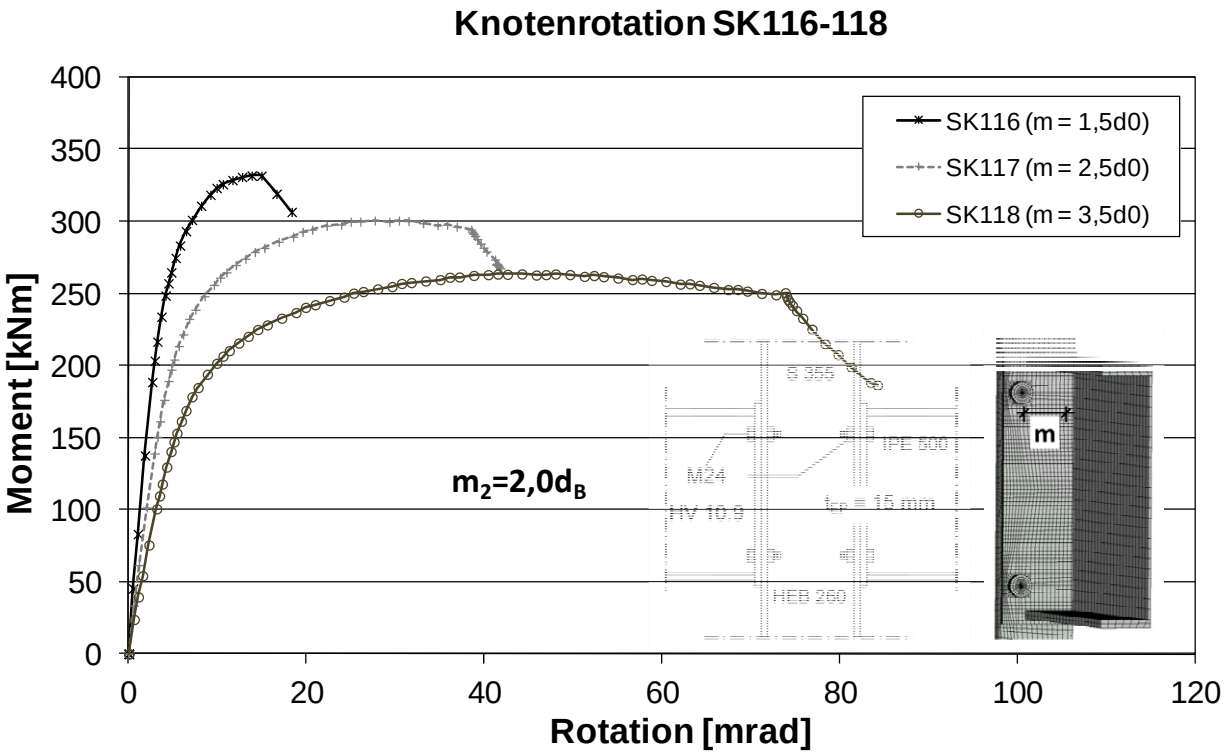

Knotenrotation SK260-264
SK264 (t_EP=12)
SK260 (t_EP=15)
SK261 (t_EP=18)
SK262 (t_EP=20)
SK263 (t_EP=22)
m=2,5dB; mx=2,0dB
S 460
IPE 500
M24
HV 10.9
tEP = 12...22 mm
HEB 400
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
0
100
200
300
400
0
20
40
60
80

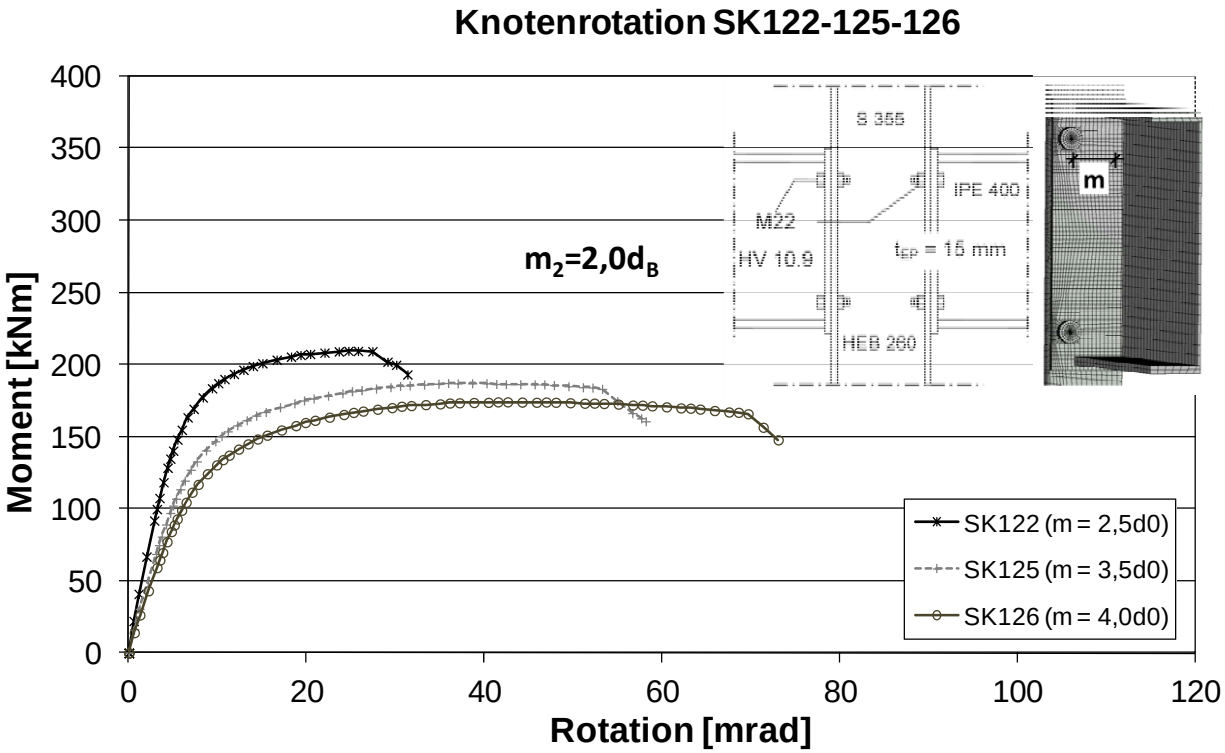
A.3: Parameter m

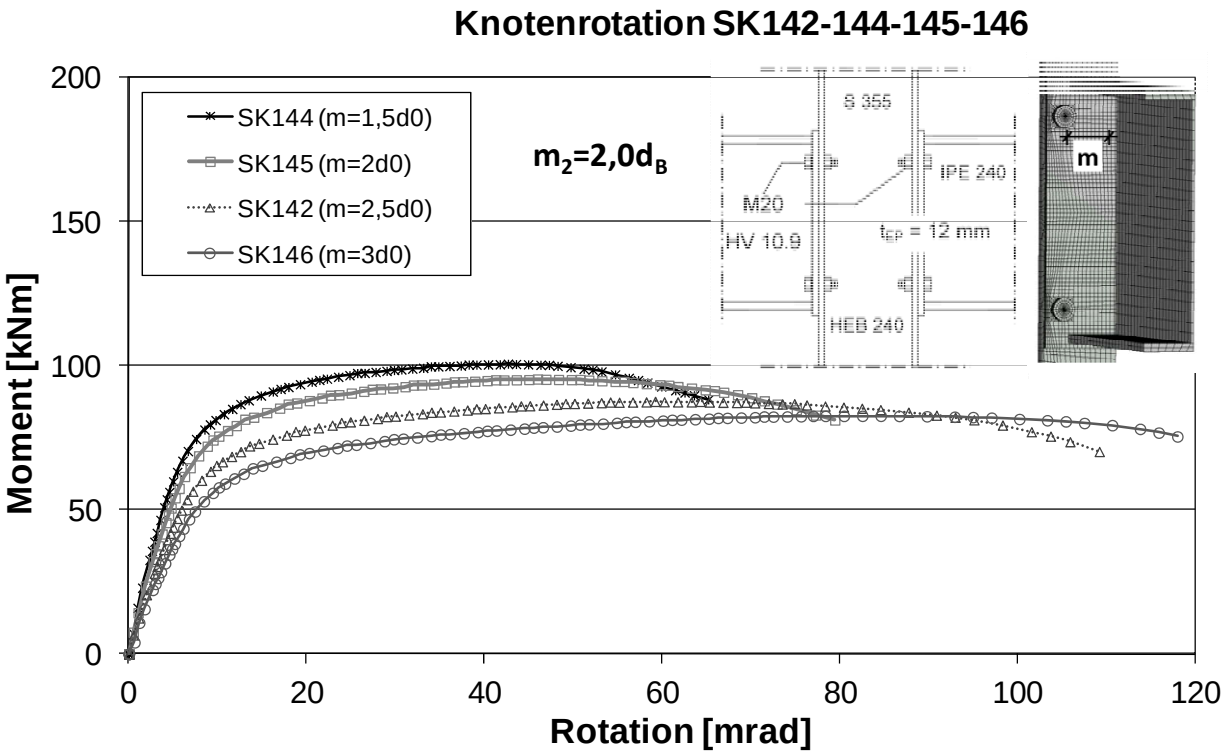


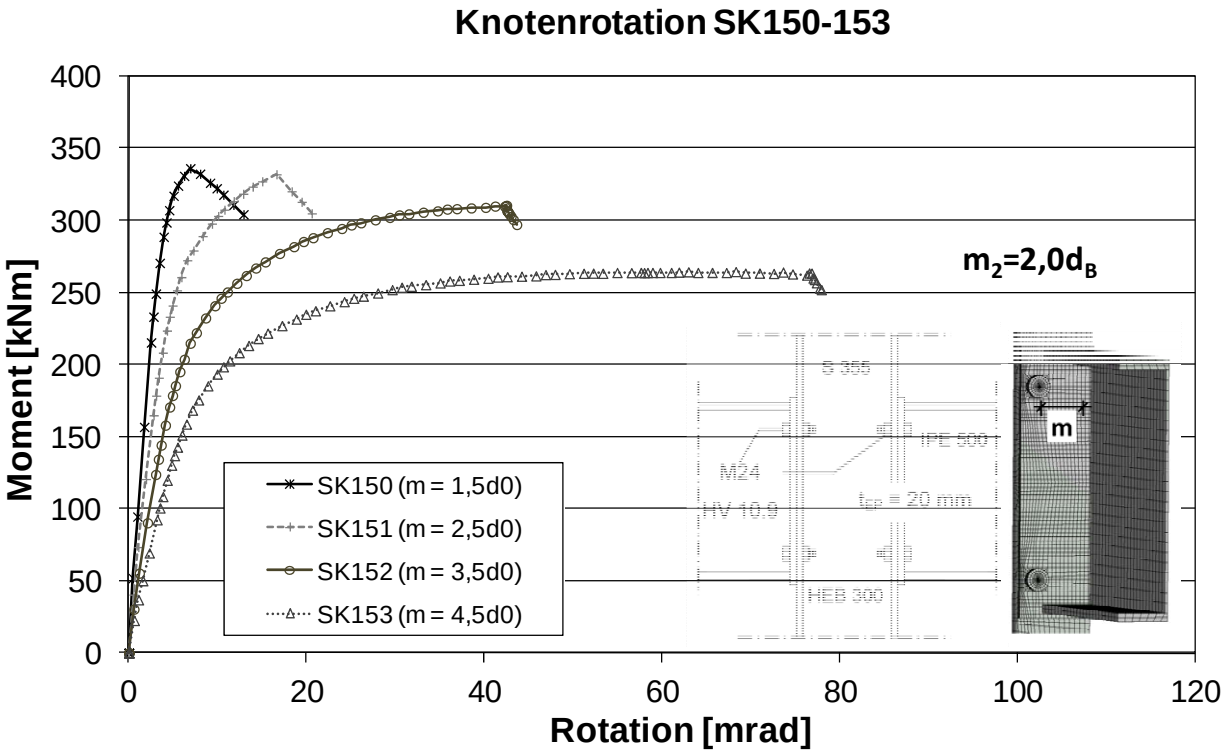


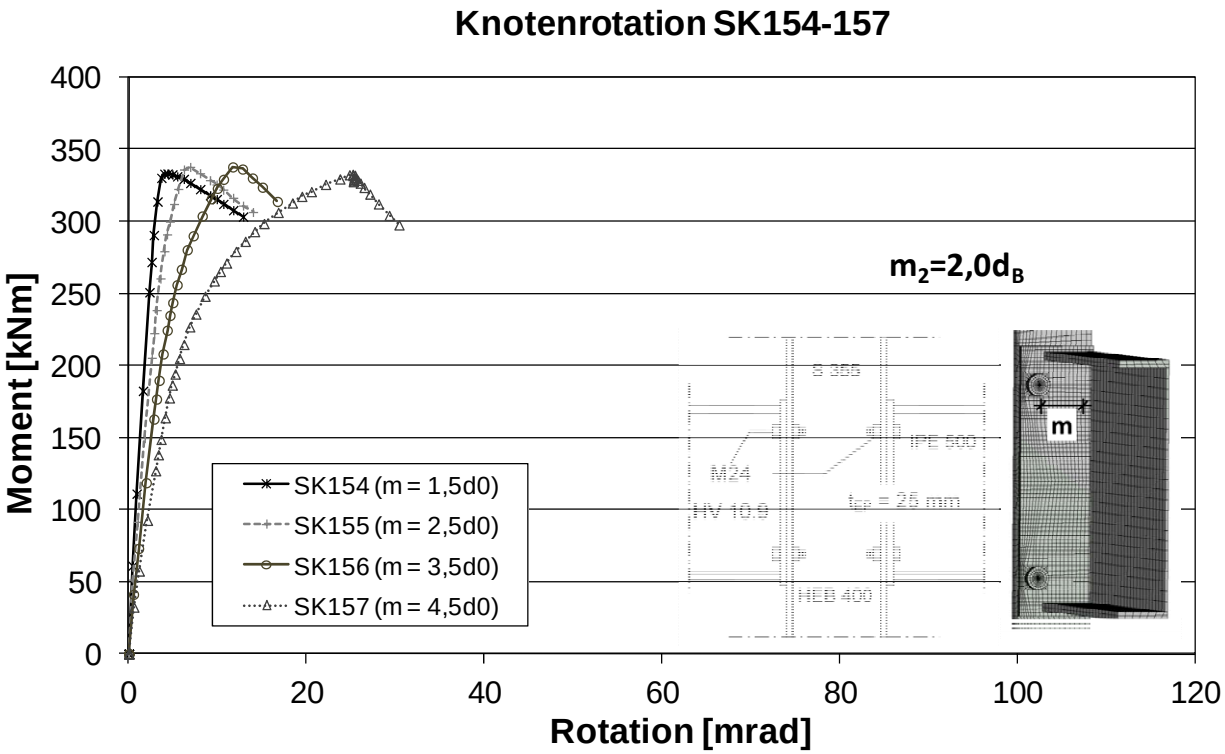

Knotenrotation SK112-115
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
SK112 (t_EP=20; m=2,5d0)
SK113 (t_EP=20; m=3d0)
SK114 (t_EP=25; m=3,5d0)
SK115 (t_EP=25;m=3,5d0; mx=3d0)
S 355
IPE 500
M30
HV 10.9
HEB 300
m

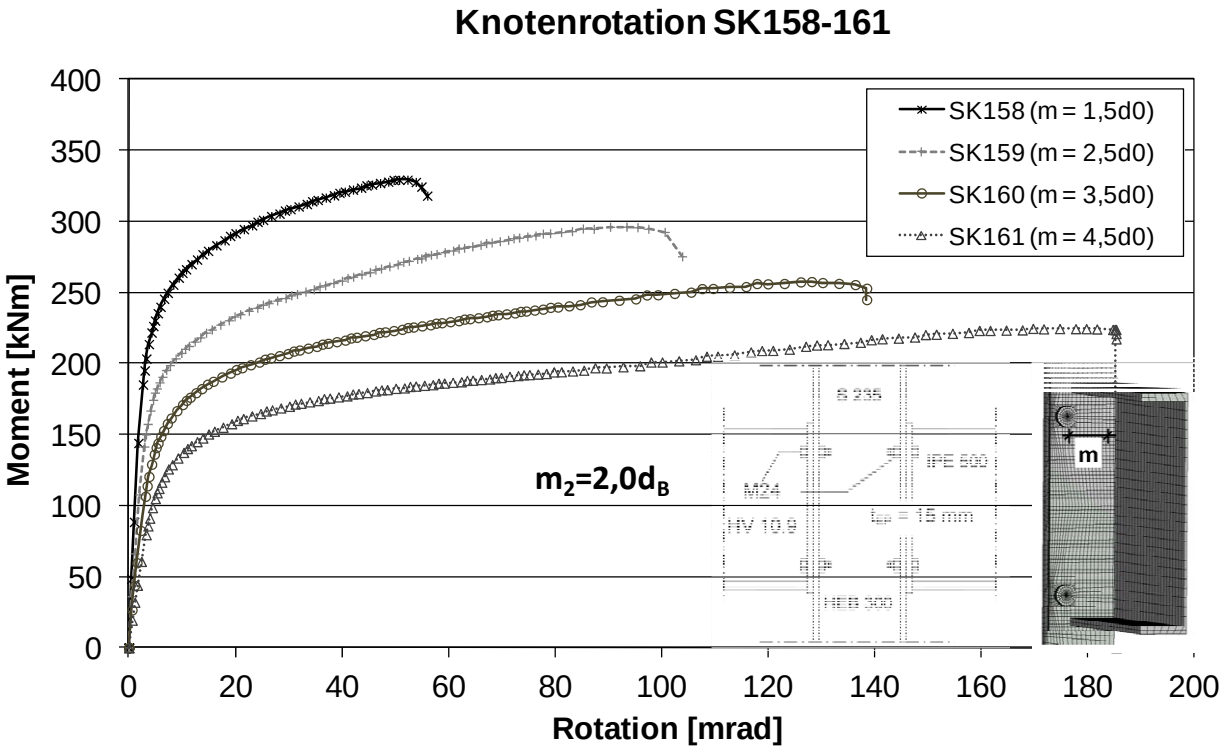

Knotenrotation SK116-118
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
SK116 (m = 1,5d0)
SK117 (m = 2,5d0)
SK118 (m = 3,5d0)
m2=2,0dB
S 355
IPE 500
M24
HV 10.9
tEP = 15 mm
HEB 260
m

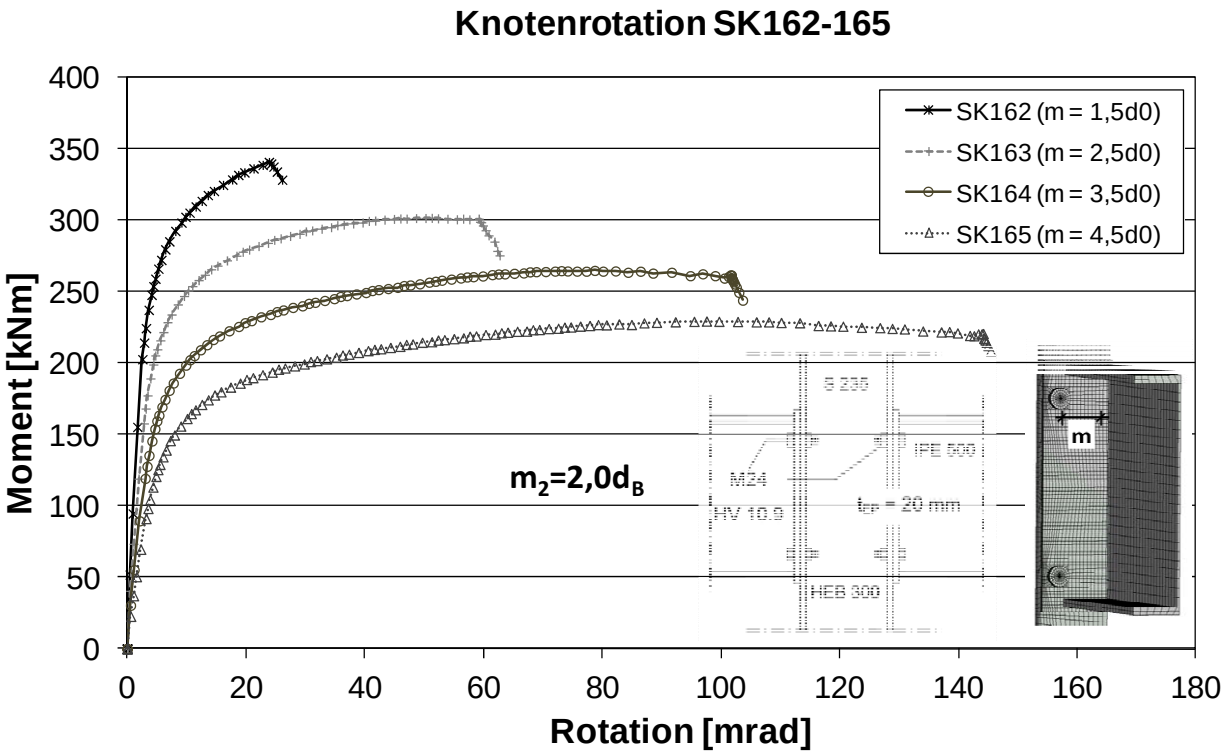

Knotenrotation SK122-125-126
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
0
50
100
150
200
250
300
350
400
0
20
40
60
80
100
120
m2=2,0dB
S 355
IPE 400
M22
HV 10.9
tFP = 15 mm
HEB 260
m
SK122 (m = 2,5d0)
SK125 (m = 3,5d0)
SK126 (m = 4,0d0)

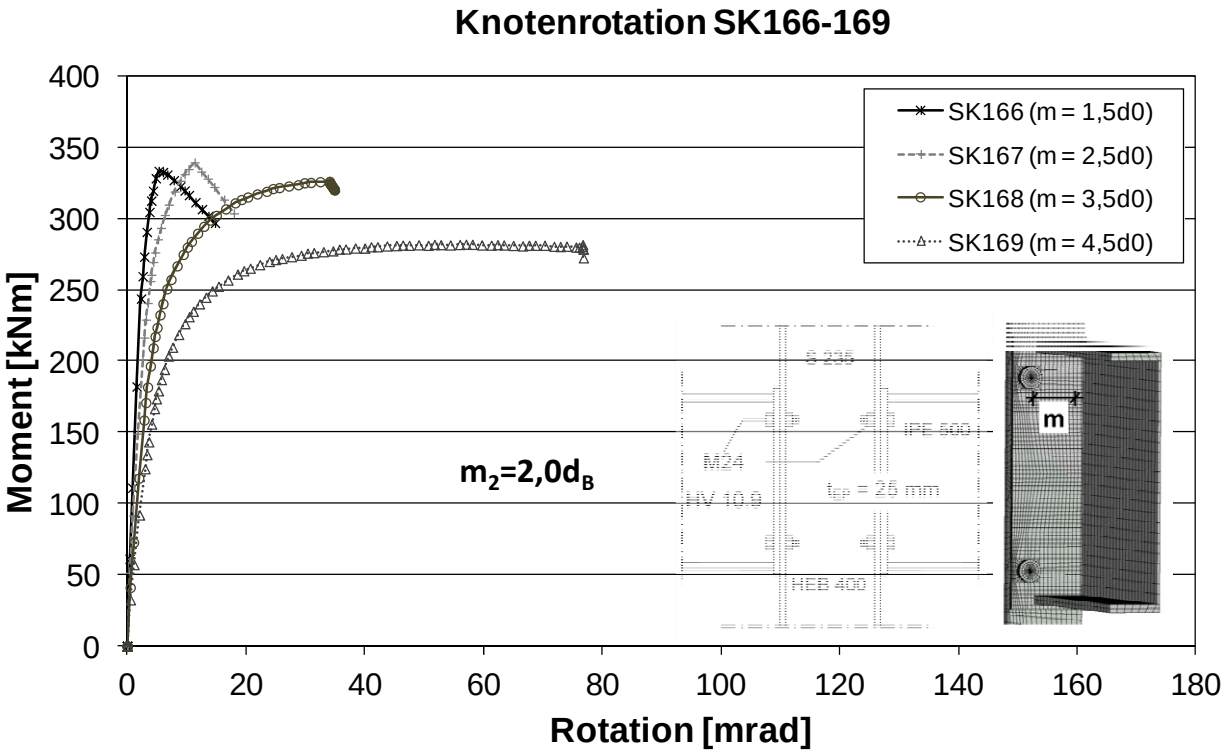

Knotenrotation SK142-144-145-146
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
0
50
100
150
200
0
20
40
60
80
100
120
SK144 (m=1,5d0)
SK145 (m=2d0)
SK142 (m=2,5d0)
SK146 (m=3d0)
m2=2,0dB
S 355
IPE 240
M20
HV 10.9
tFP = 12 mm
HEB 240
m

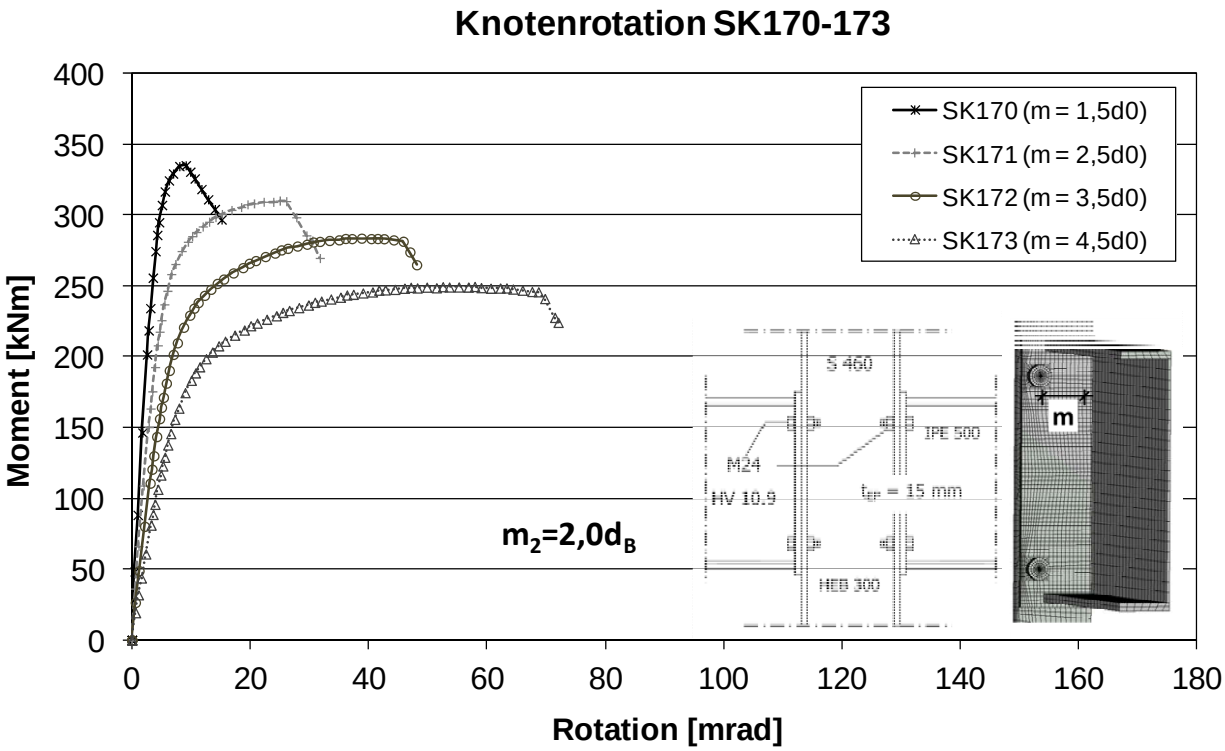

Knotenrotation SK150-153
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
0
50
100
150
200
250
300
350
400
0
20
40
60
80
100
120
SK150 (m = 1,5d0)
SK151 (m = 2,5d0)
SK152 (m = 3,5d0)
SK153 (m = 4,5d0)
m2=2,0dB
S 355
IPE 500
M24
HV 10.9
tP = 20 mm
HEB 300
m

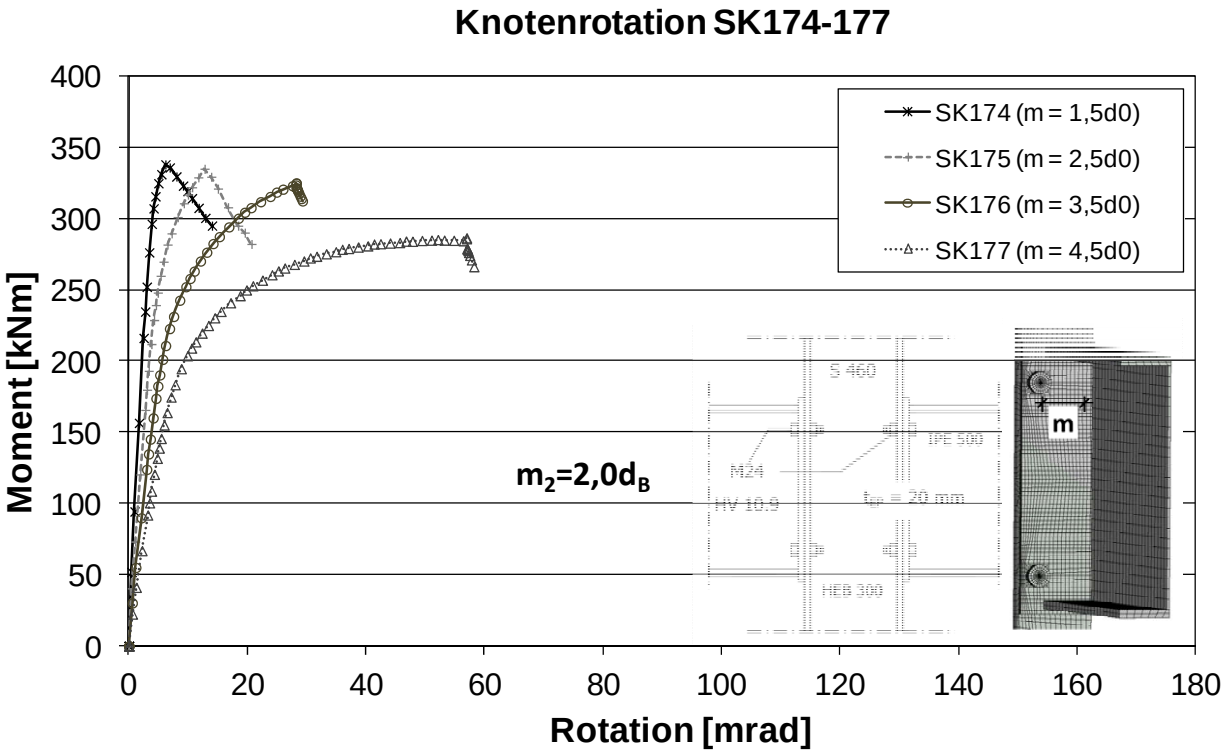

Knotenrotation SK154-157
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
0
50
100
150
200
250
300
350
400
0
20
40
60
80
100
120
SK154 (m = 1,5d0)
SK155 (m = 2,5d0)
SK156 (m = 3,5d0)
SK157 (m = 4,5d0)
m2=2,0dB
S 355
IPE 500
M24
HV 10.9
tP = 25 mm
HEB 400
m

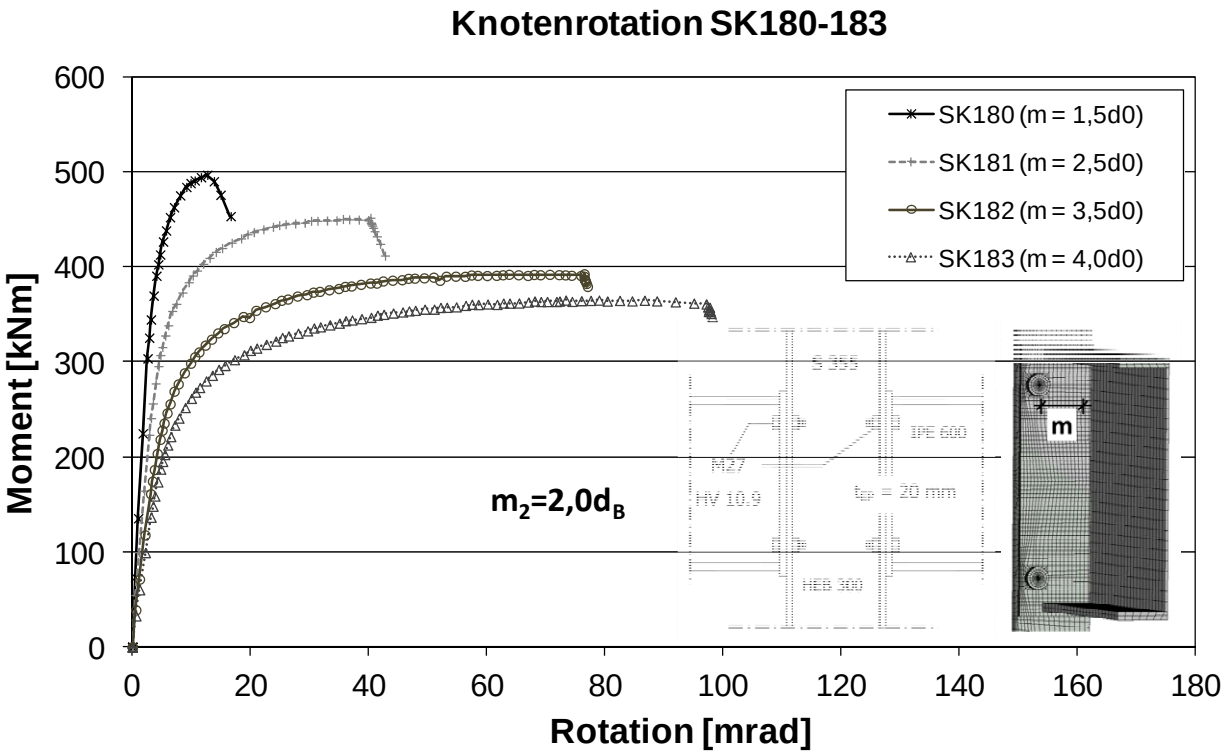

Knotenrotation SK158-161
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
SK158 (m = 1,5d0)
SK159 (m = 2,5d0)
SK160 (m = 3,5d0)
SK161 (m = 4,5d0)
m2=2,0dB
S 235
IPE 600
M24
HV 10.9
tP = 15 mm
HEB 300
m

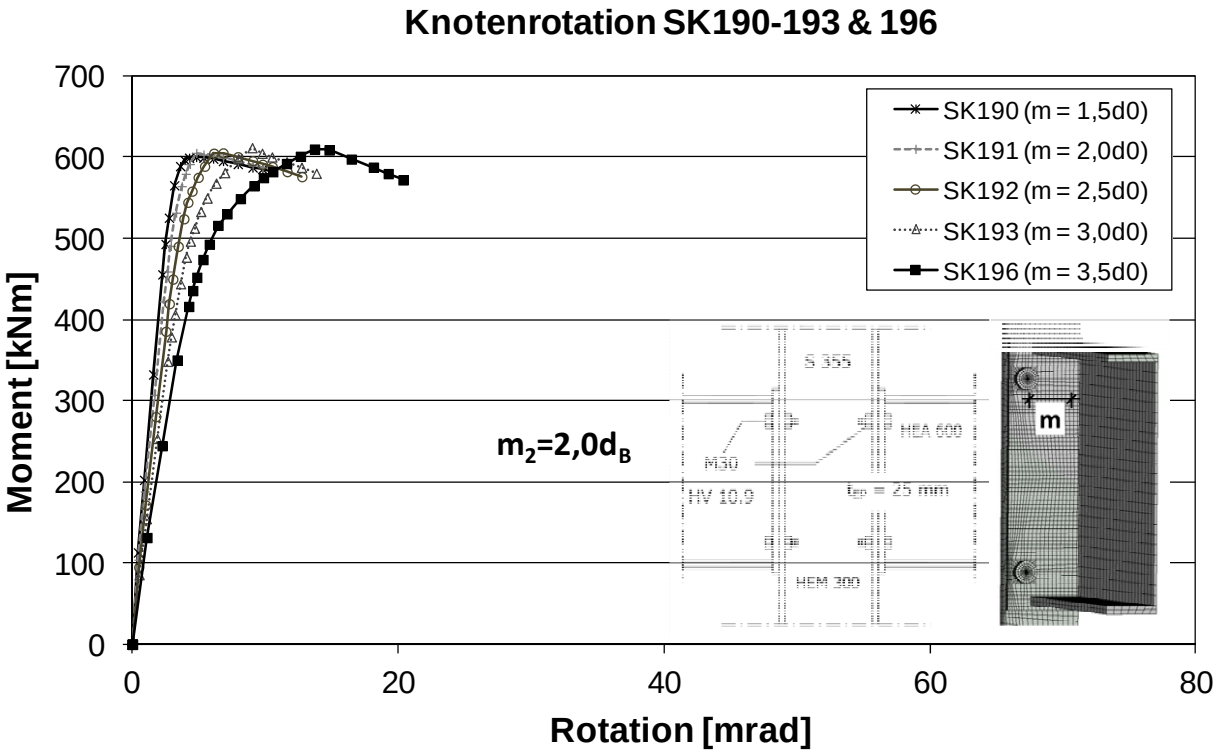

Knotenrotation SK162-165
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
SK162 (m = 1,5d0)
SK163 (m = 2,5d0)
SK164 (m = 3,5d0)
SK165 (m = 4,5d0)
m2=2,0dB
S 235
IPE 600
M24
HV 10.9
tP = 20 mm
HEB 300
m

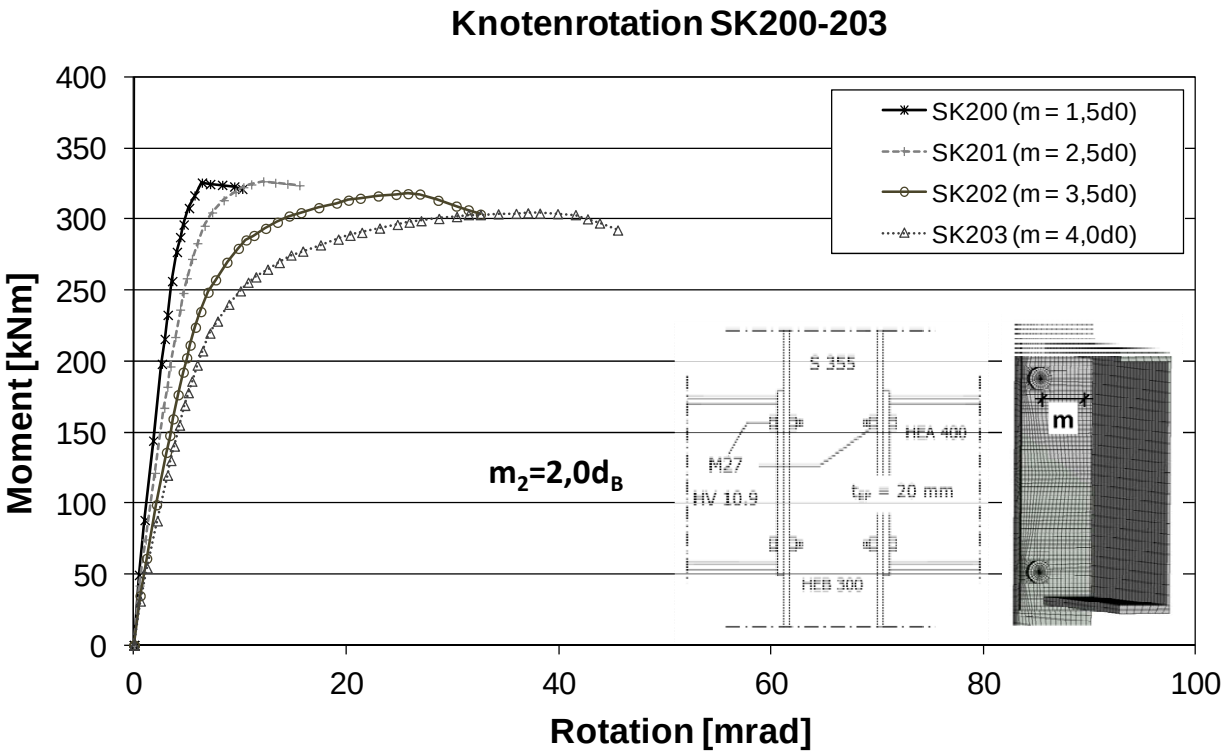

Knotenrotation SK166-169
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
SK166 (m = 1,5d0)
SK167 (m = 2,5d0)
SK168 (m = 3,5d0)
SK169 (m = 4,5d0)
m2=2,0dB
S 235
IPE 500
M24
HV 10.9
tEP = 25 mm
HEB 400
m

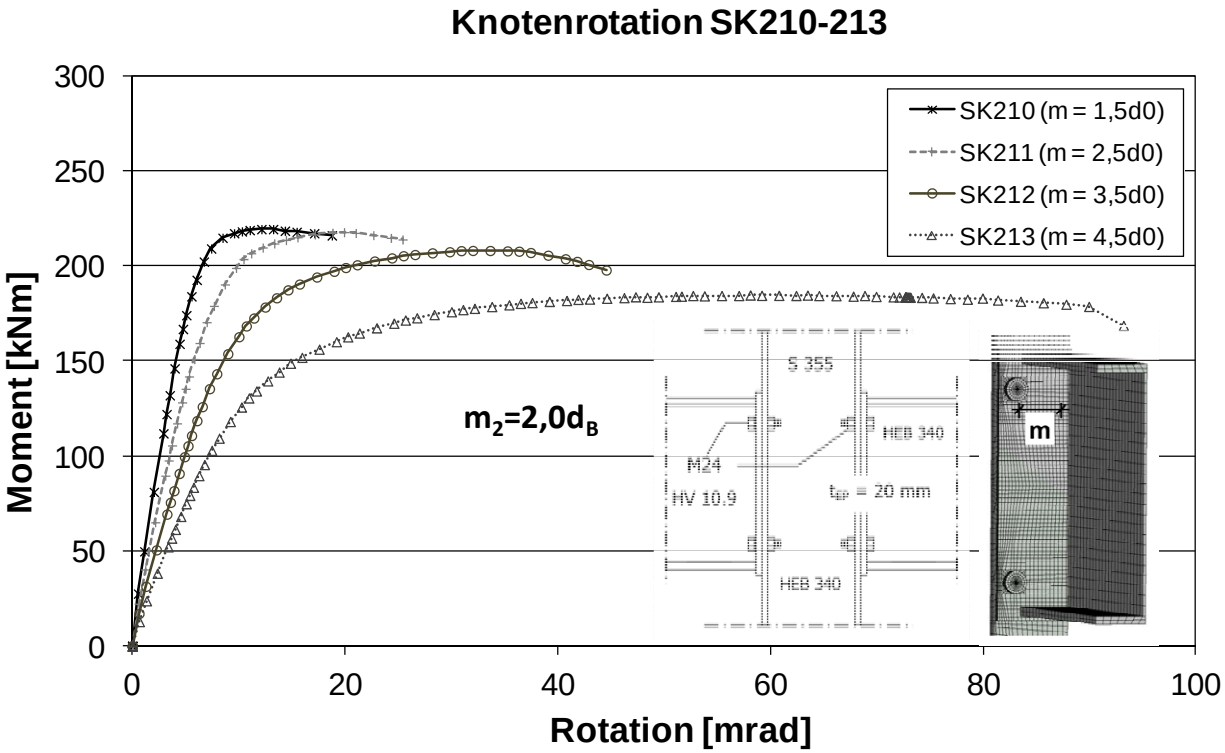

Knotenrotation SK170-173
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
SK170 (m = 1,5d0)
SK171 (m = 2,5d0)
SK172 (m = 3,5d0)
SK173 (m = 4,5d0)
m2=2,0dB
S 460
IPE 500
M24
HV 10.9
tEP = 15 mm
HEB 300
m

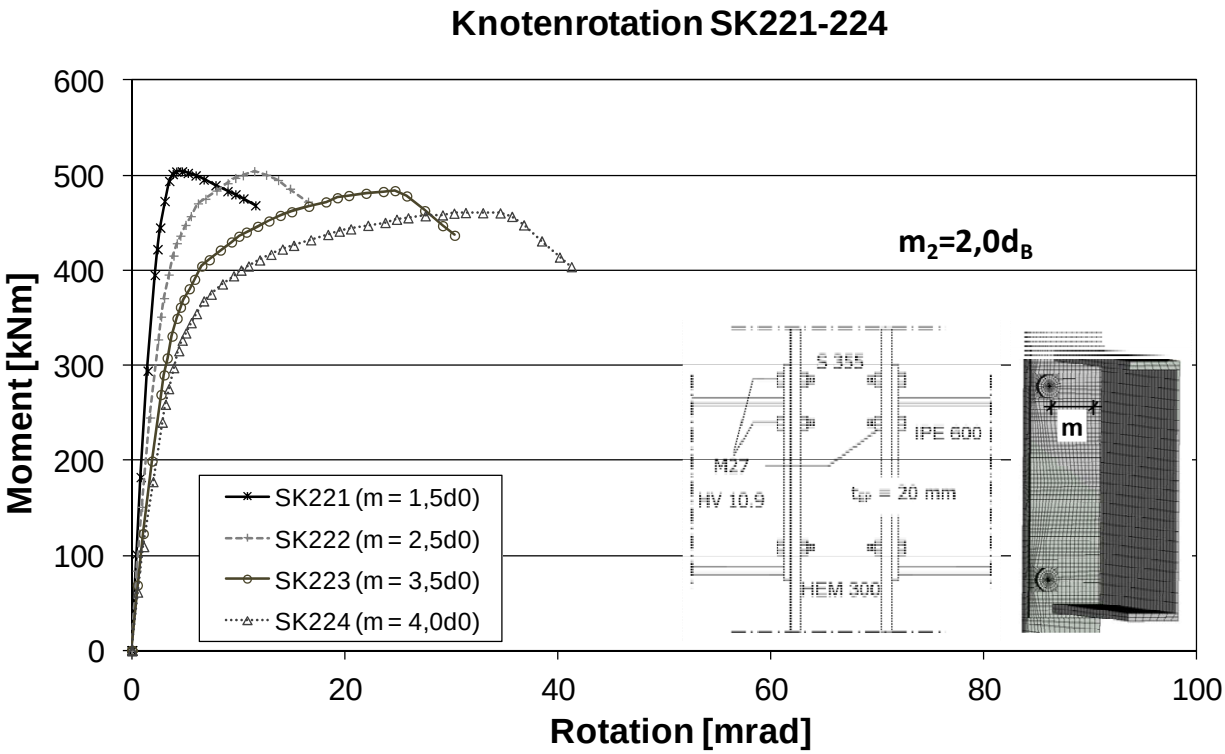

Knotenrotation SK174-177
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
SK174 (m = 1,5d0)
SK175 (m = 2,5d0)
SK176 (m = 3,5d0)
SK177 (m = 4,5d0)
m2=2,0dB
S 460
IPE 500
M24
HV 10.9
tp = 20 mm
HEB 300
m

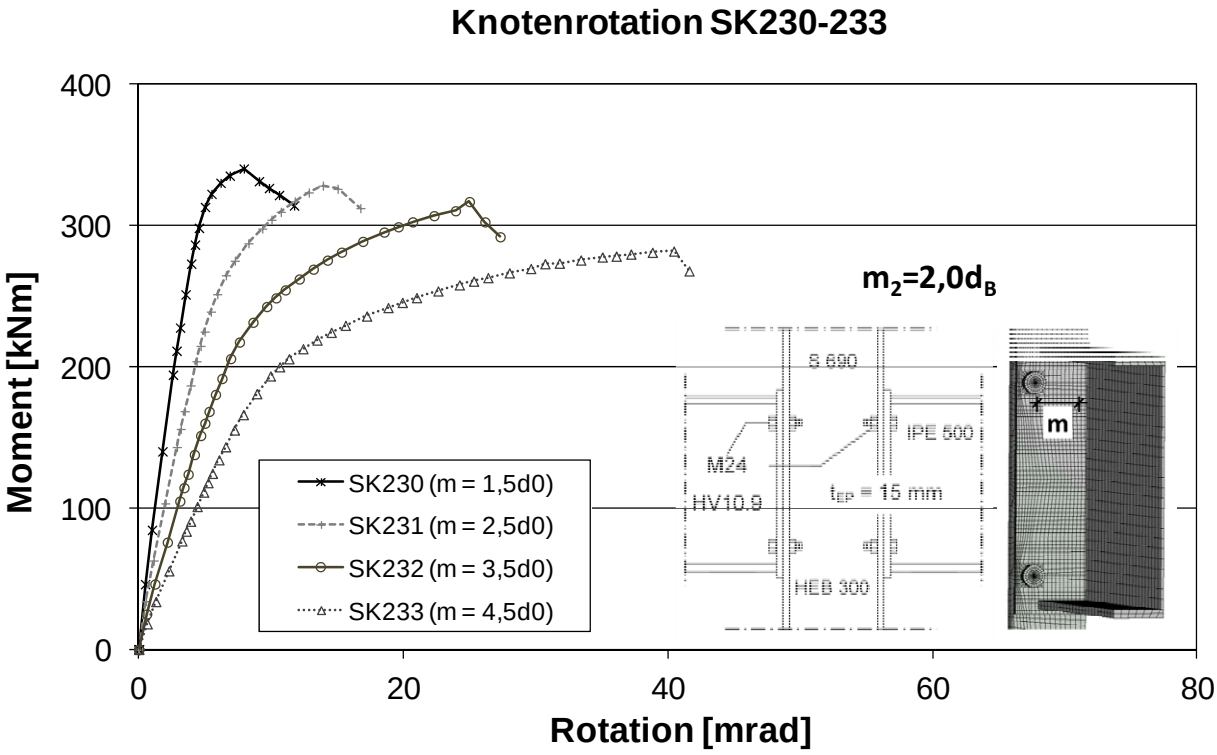

Knotenrotation SK180-183
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
SK180 (m = 1,5d0)
SK181 (m = 2,5d0)
SK182 (m = 3,5d0)
SK183 (m = 4,0d0)
m2=2,0dB
S 355
IPE 600
M27
HV 10.9
tp = 20 mm
HEB 300
m

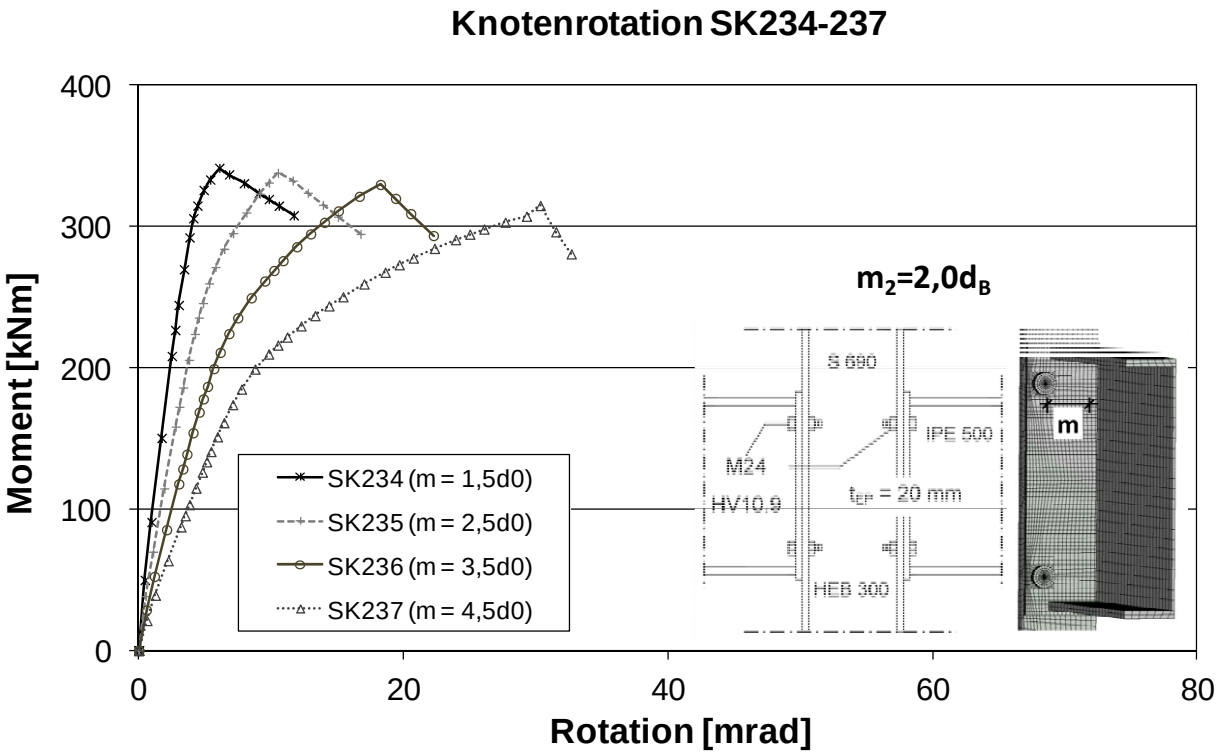

Knotenrotation SK190-193 & 196
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
SK190 (m = 1,5d0)
SK191 (m = 2,0d0)
SK192 (m = 2,5d0)
SK193 (m = 3,0d0)
SK196 (m = 3,5d0)
m2=2,0dB
S 355
HEA 600
M30
HV 10.9
tFP = 25 mm
HEM 300
m

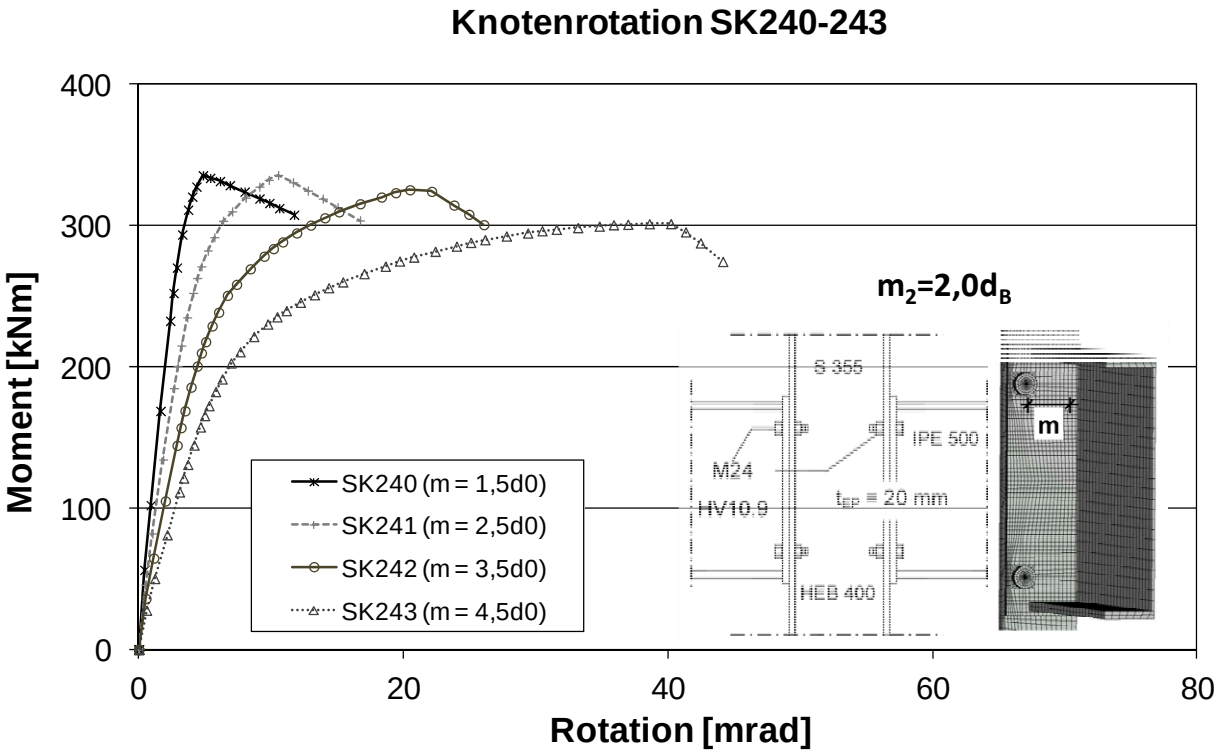

Knotenrotation SK200-203
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
SK200 (m = 1,5d0)
SK201 (m = 2,5d0)
SK202 (m = 3,5d0)
SK203 (m = 4,0d0)
m2=2,0dB
S 355
HEA 400
M27
HV 10.9
tFP = 20 mm
HEB 300
m

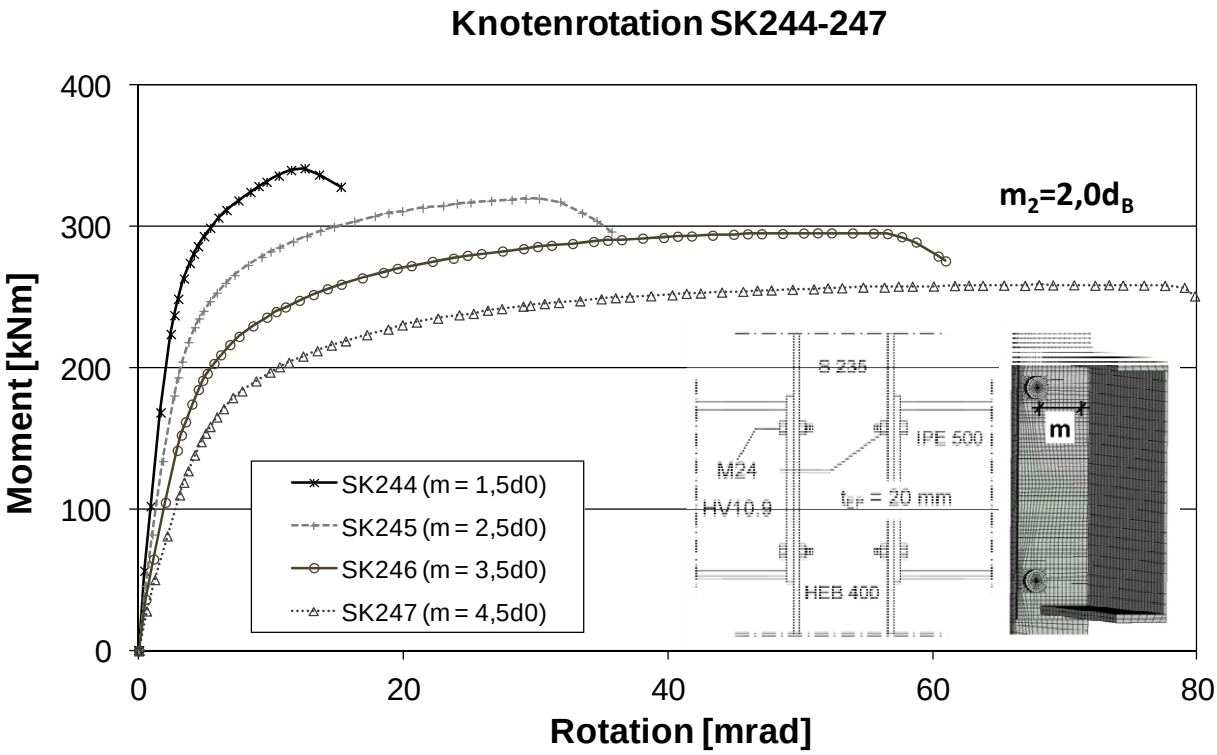

Knotenrotation SK210-213
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
SK210 (m = 1,5d0)
SK211 (m = 2,5d0)
SK212 (m = 3,5d0)
SK213 (m = 4,5d0)
m2=2,0dB
S 355
HEB 340
M24
HV 10.9
tBP = 20 mm
HEB 340
m


Knotenrotation SK221-224
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
SK221 (m = 1,5d0)
SK222 (m = 2,5d0)
SK223 (m = 3,5d0)
SK224 (m = 4,0d0)
m2=2,0dB
S 355
IPE 600
M27
HV 10.9
tBP = 20 mm
HEM 300
m

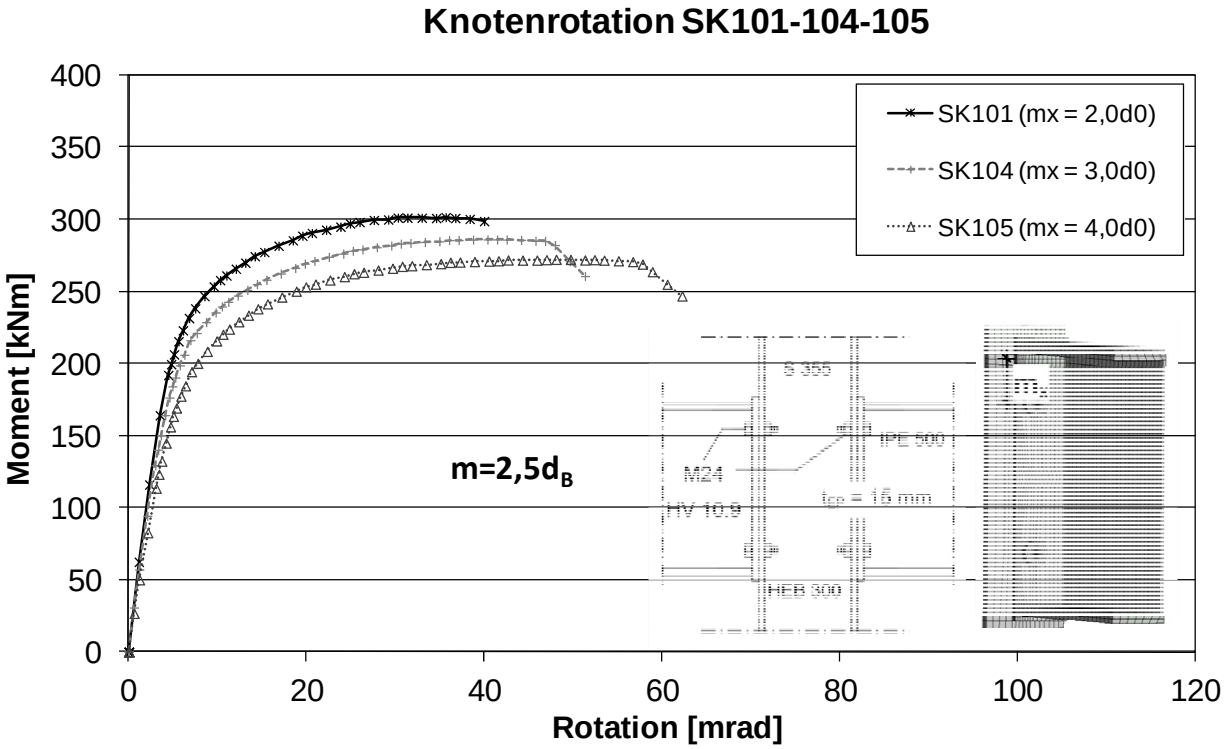

Knotenrotation SK230-233
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
0
100
200
300
400
0
20
40
60
80
SK230 (m = 1,5d0)
SK231 (m = 2,5d0)
SK232 (m = 3,5d0)
SK233 (m = 4,5d0)
m2=2,0dB
S 690
IPE 500
M24
HV10.9
tEP = 15 mm
HEB 300
m

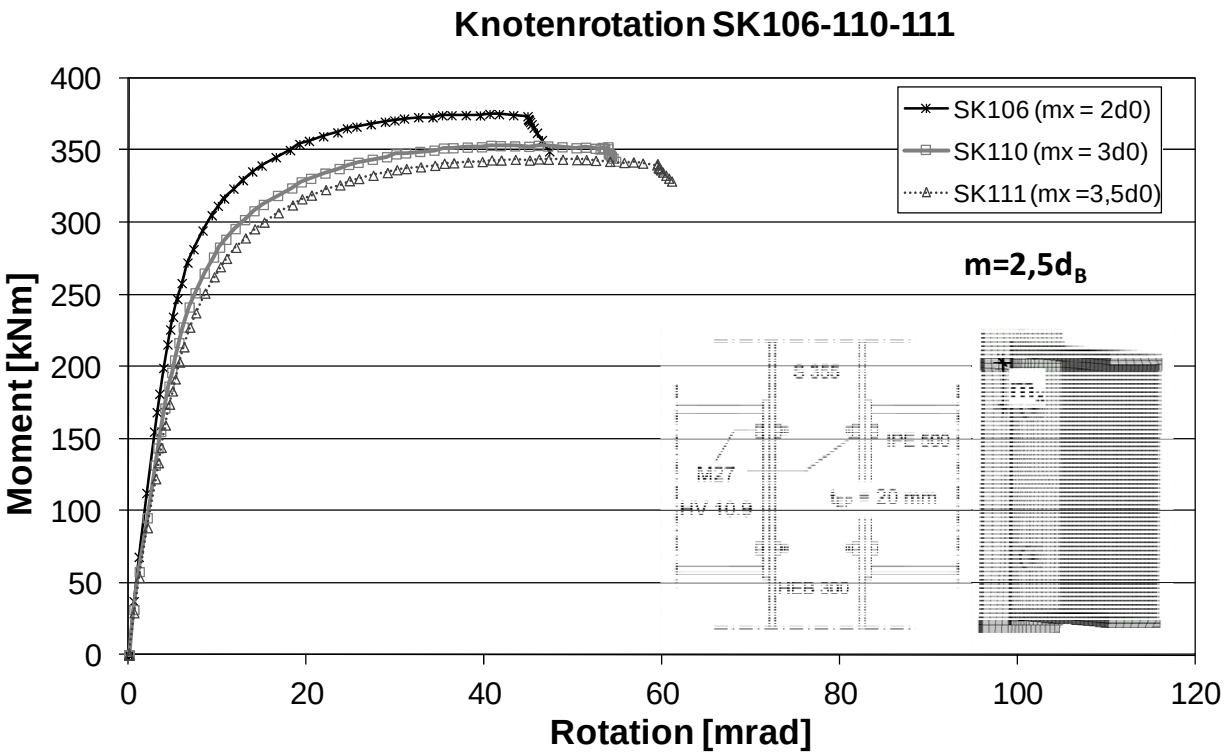

Knotenrotation SK234-237
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
0
100
200
300
400
0
20
40
60
80
SK234 (m = 1,5d0)
SK235 (m = 2,5d0)
SK236 (m = 3,5d0)
SK237 (m = 4,5d0)
m2=2,0dB
S 690
IPE 500
M24
HV10.9
tEP = 20 mm
HEB 300
m

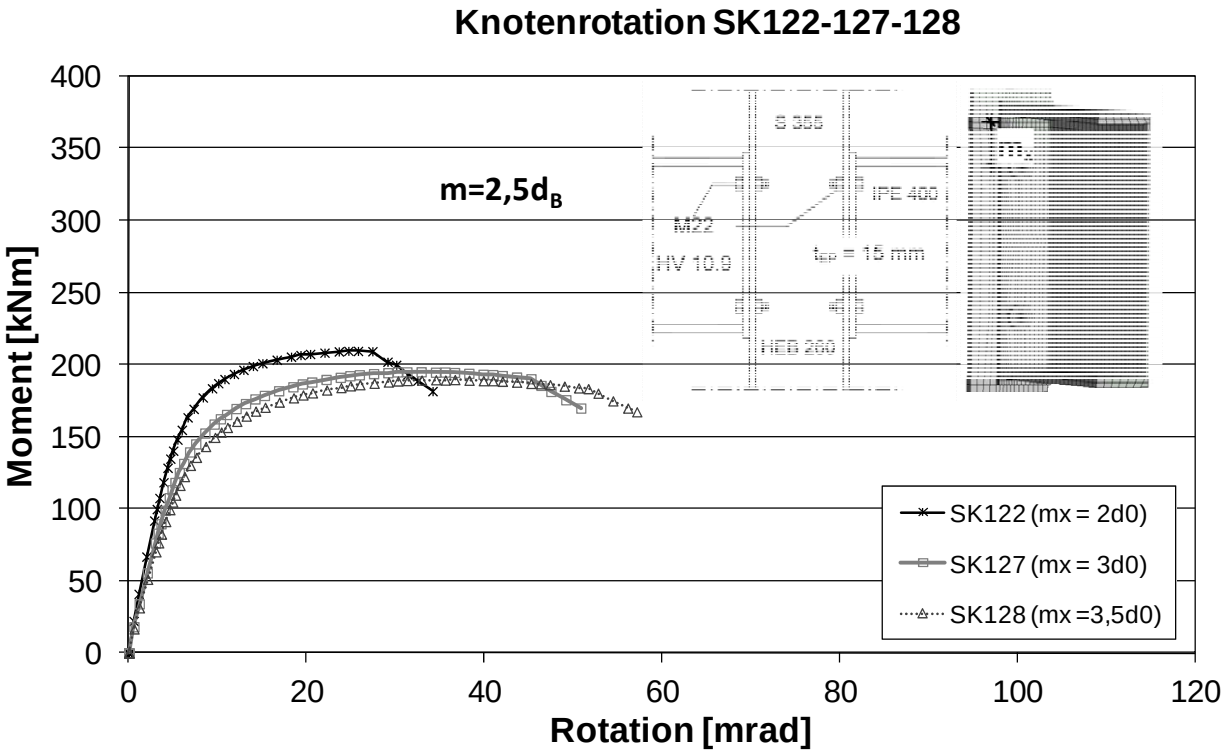

Knotenrotation SK240-243
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
0
100
200
300
400
0
20
40
60
80
SK240 (m = 1,5d0)
SK241 (m = 2,5d0)
SK242 (m = 3,5d0)
SK243 (m = 4,5d0)
m2=2,0dB
S 355
IPE 500
M24
HV10.9
tEP = 20 mm
HEB 400
m

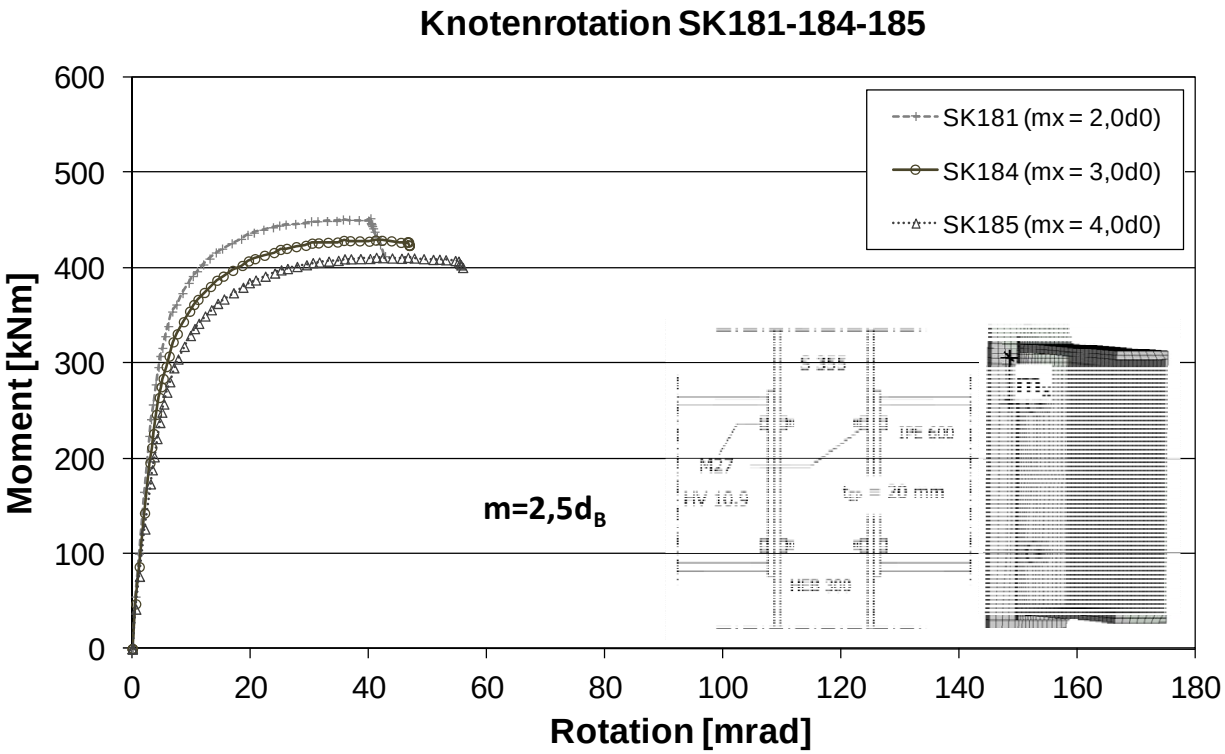

Knotenrotation SK244-247
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
0
100
200
300
400
0
20
40
60
80
SK244 (m = 1,5d0)
SK245 (m = 2,5d0)
SK246 (m = 3,5d0)
SK247 (m = 4,5d0)
m2=2,0dB
S 235
IPE 500
M24
HV10.9
tEP = 20 mm
HEB 400
m

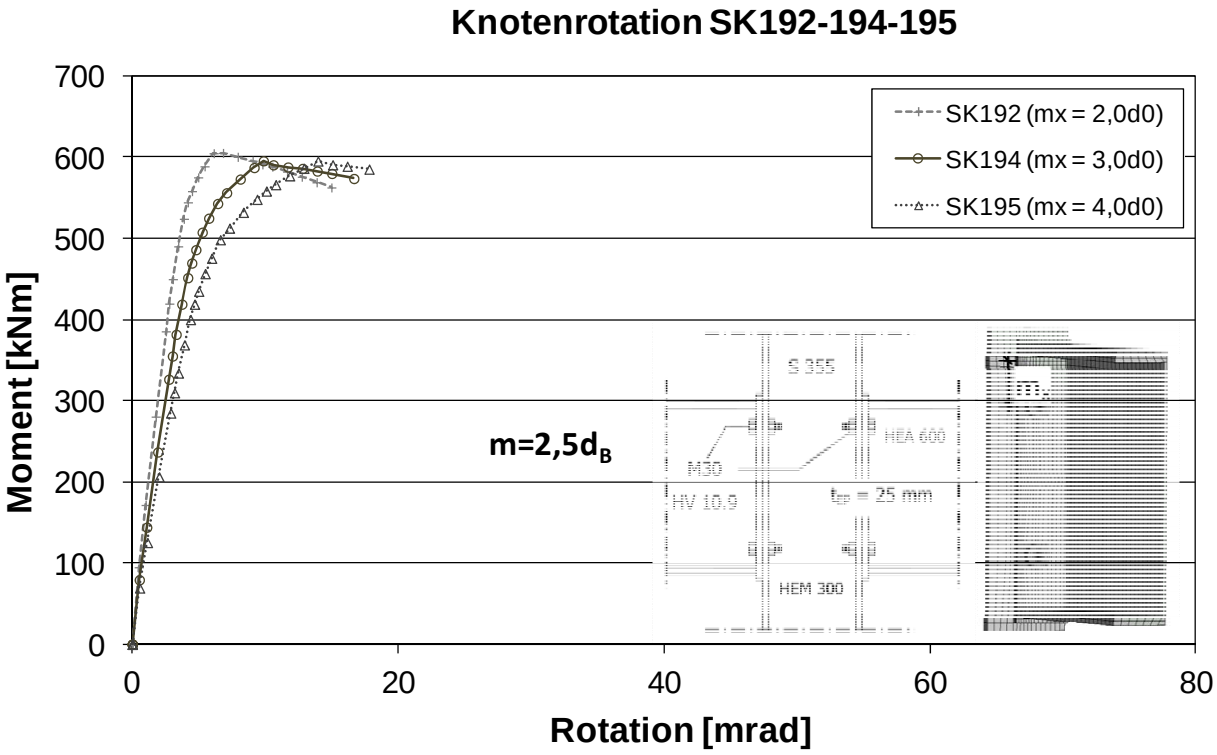
A.4: Parameter m_2 bzw. m_x

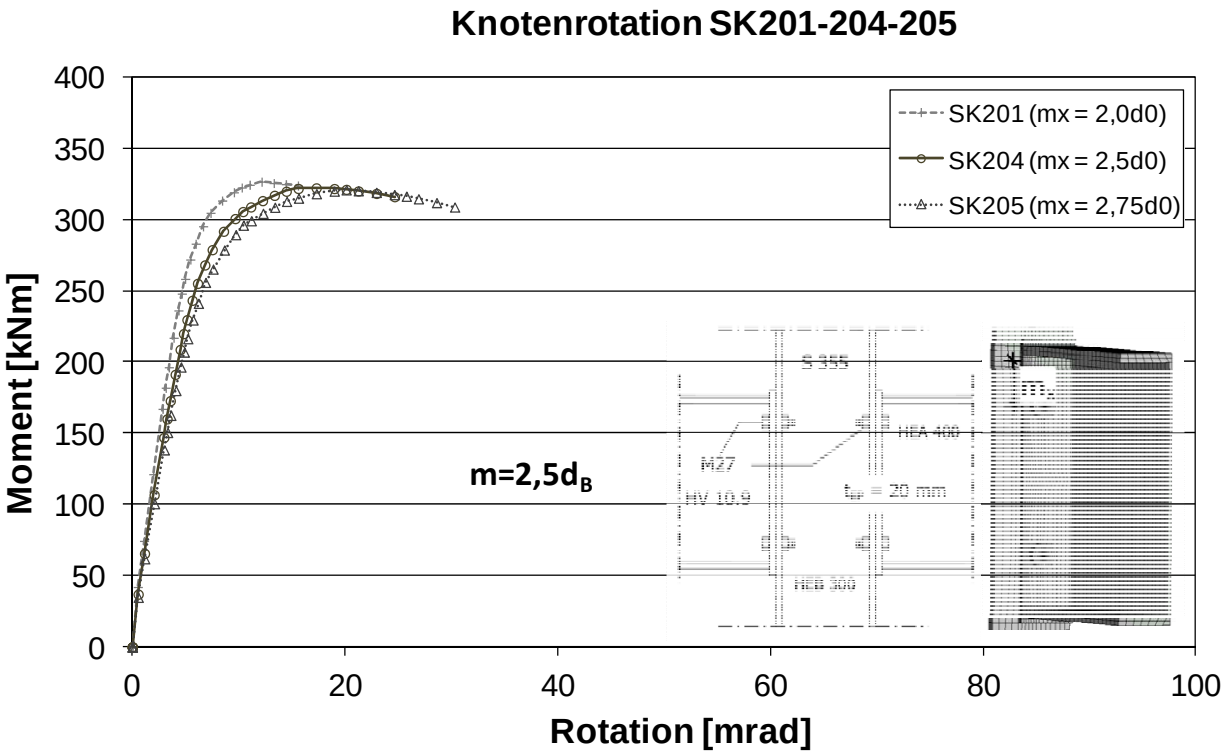


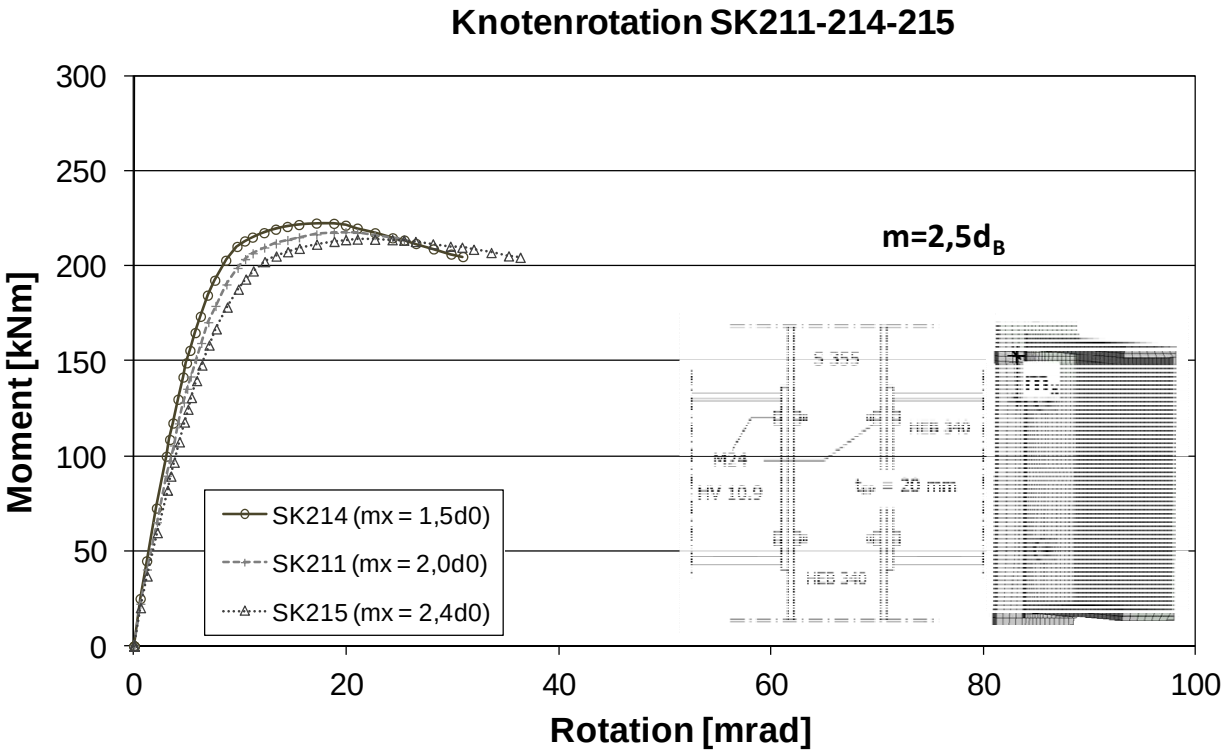


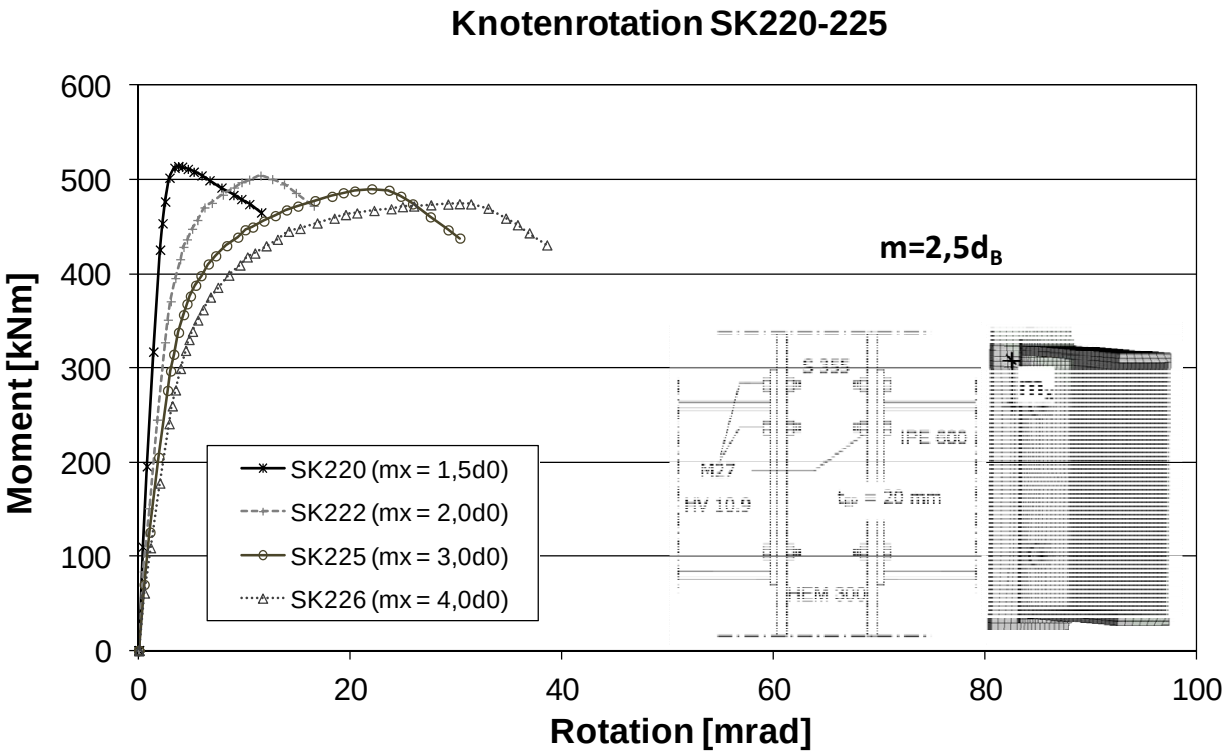

Knotenrotation SK122-127-128
m=2,5d_B
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
SK122 (mx = 2d0)
SK127 (mx = 3d0)
SK128 (mx =3,5d0)
S 355
IPE 400
M22
HV 10.9
t_EP = 15 mm
HEB 200

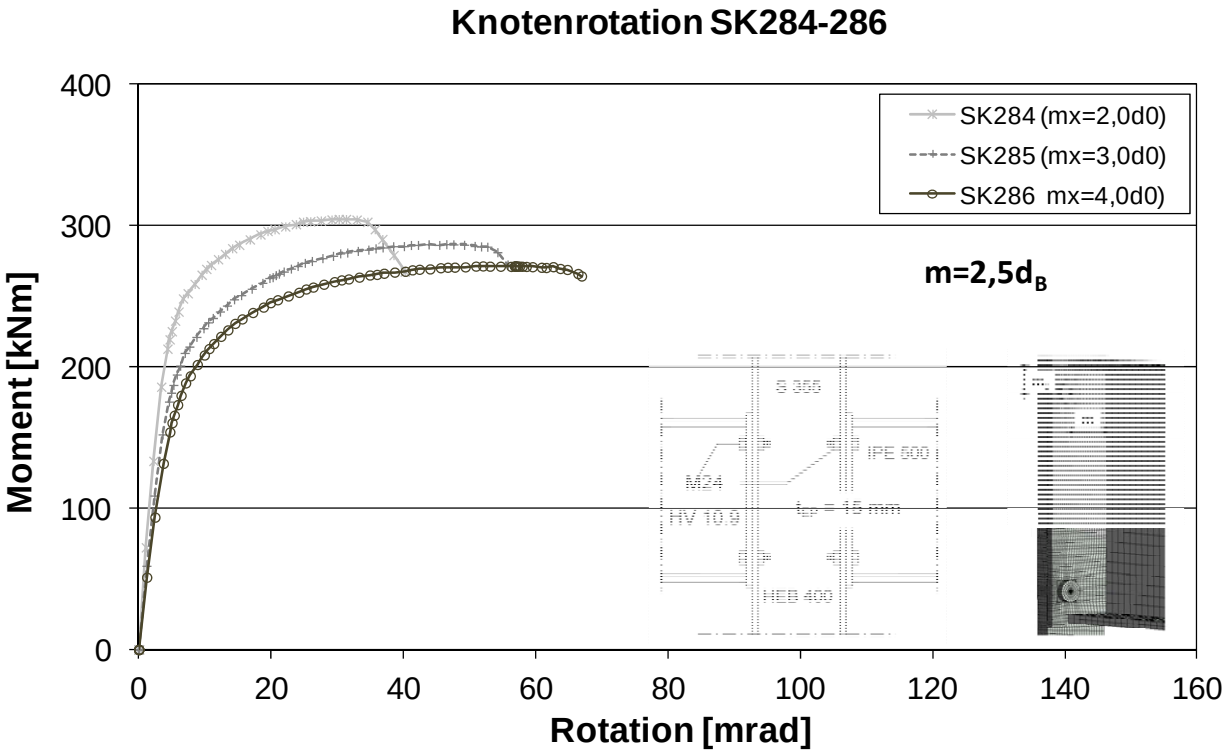

Knotenrotation SK181-184-185
m=2,5d_B
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
SK181 (mx = 2,0d0)
SK184 (mx = 3,0d0)
SK185 (mx = 4,0d0)
S 355
IPE 600
M27
HV 10.9
t_EP = 20 mm
HEB 300


Knotenrotation SK192-194-195
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
SK192 (mx = 2,0d0)
SK194 (mx = 3,0d0)
SK195 (mx = 4,0d0)
m=2,5d_B
S 355
M30
HV 10.9
HEA 600
t_P = 25 mm
HEM 300

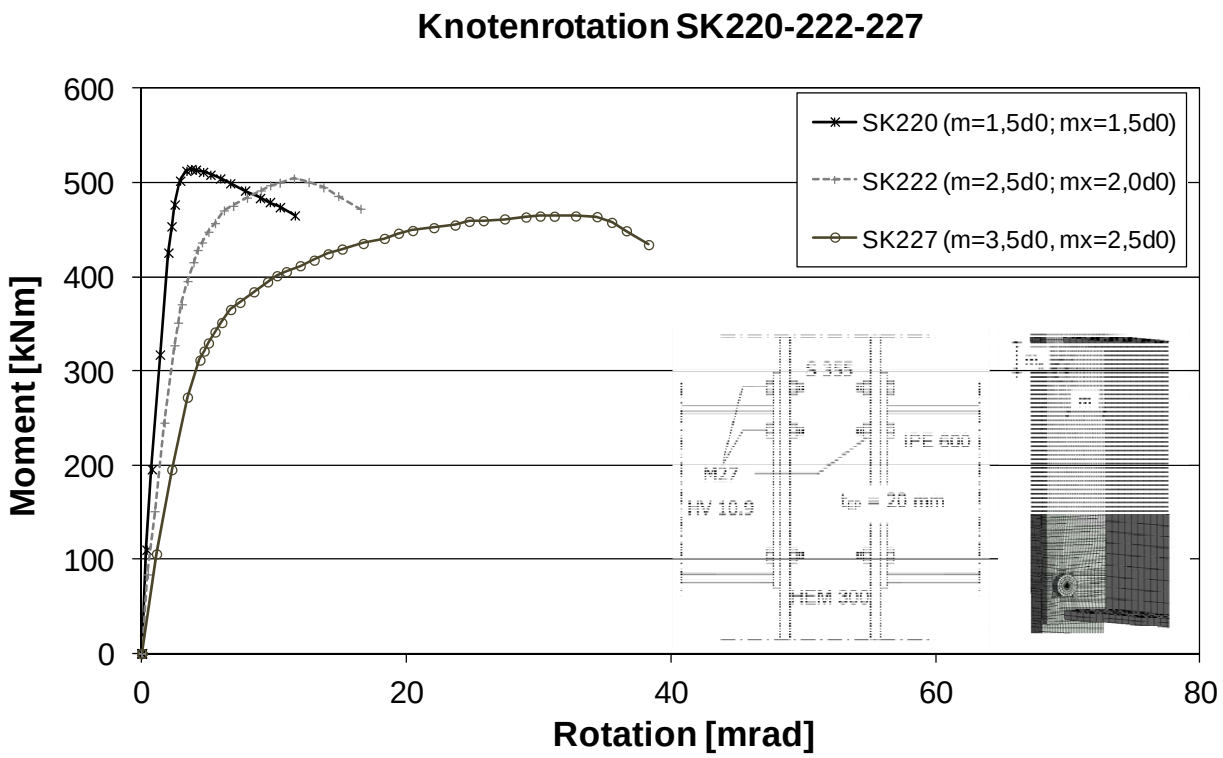

Knotenrotation SK201-204-205
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
SK201 (mx = 2,0d0)
SK204 (mx = 2,5d0)
SK205 (mx = 2,75d0)
m=2,5d_B
S 355
M27
HV 10.9
HEA 400
t_P = 20 mm
HEM 300

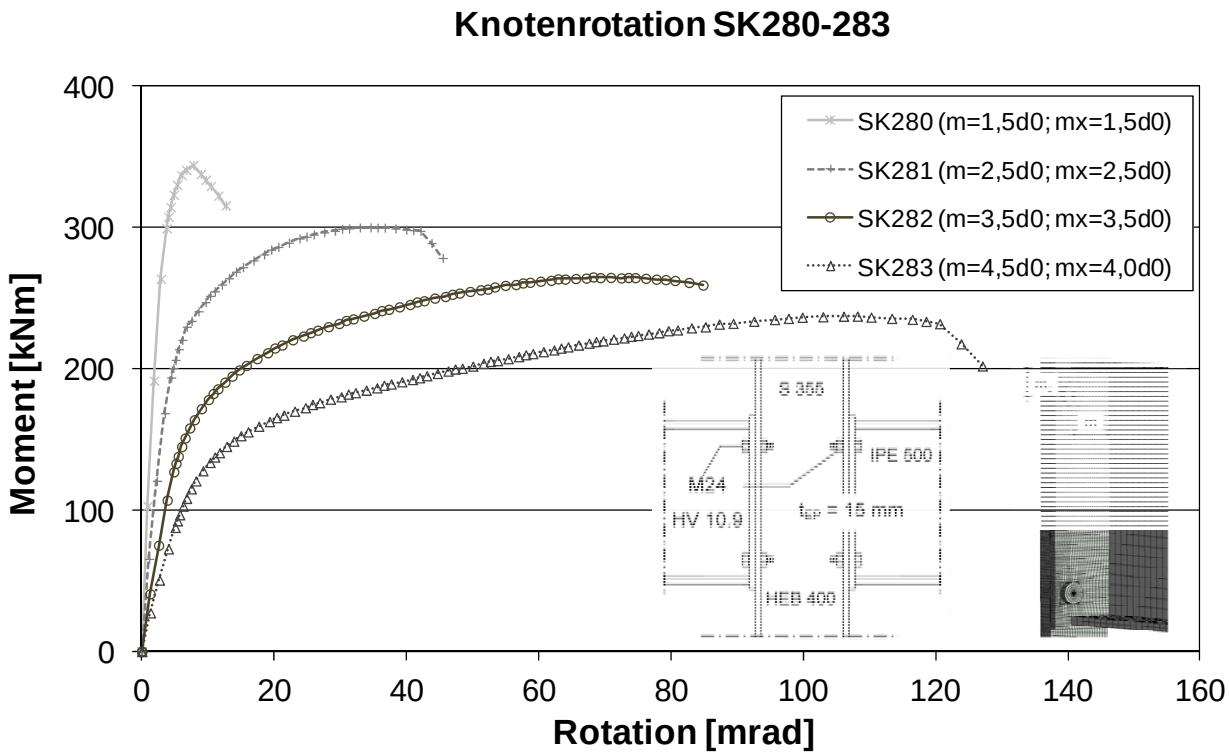

Knotenrotation SK211-214-215
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
m=2,5d_B
SK214 (mx = 1,5d0)
SK211 (mx = 2,0d0)
SK215 (mx = 2,4d0)
S 355
HEB 340
M24
HV 10.9
t_fp = 20 mm
HEB 340


Knotenrotation SK220-225
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
m=2,5d_B
SK220 (mx = 1,5d0)
SK222 (mx = 2,0d0)
SK225 (mx = 3,0d0)
SK226 (mx = 4,0d0)
S 355
IPE 600
M27
HV 10.9
t_fp = 20 mm
HEM 300

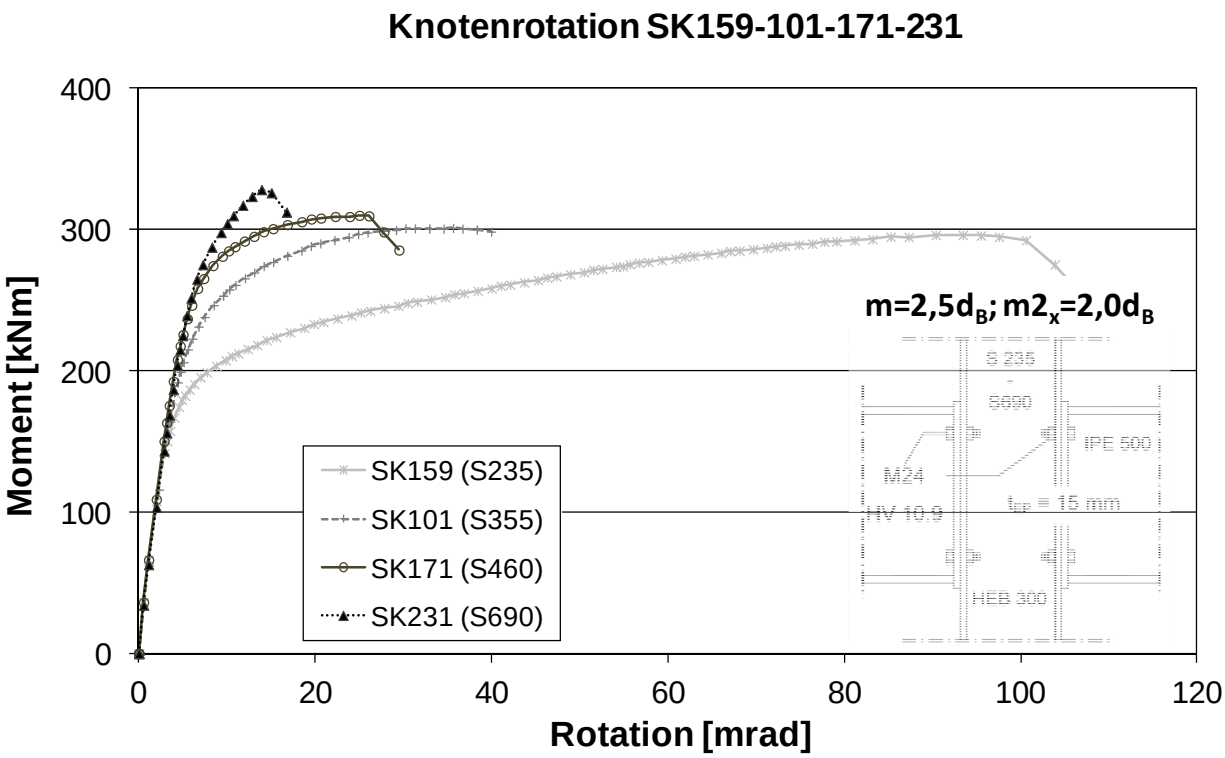

Knotenrotation SK284-286
SK284 (mx=2,0d0)
SK285 (mx=3,0d0)
SK286 mx=4,0d0)
m=2,5d$_B$
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
0
100
200
300
400
0
20
40
60
80
100
120
140
160
IPE 500
M24
HV 10.9
HEB 400

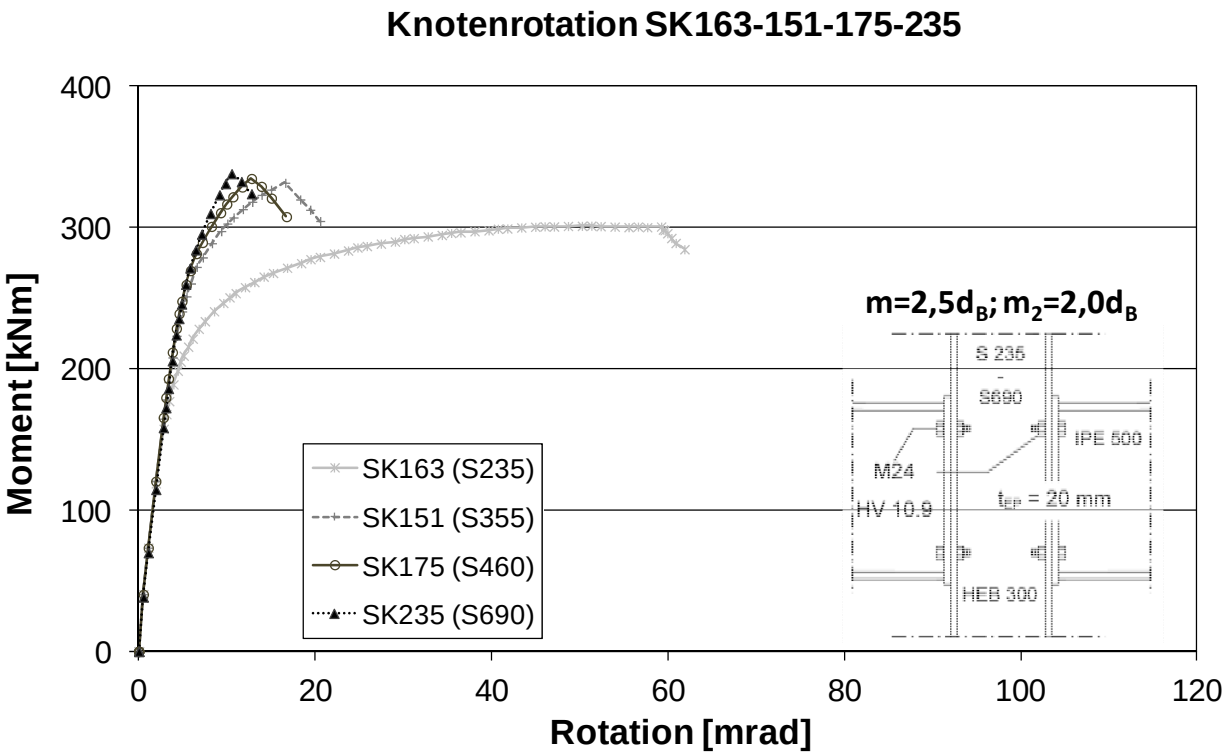
A.5: Parameter m und m_2 gleichzeitig



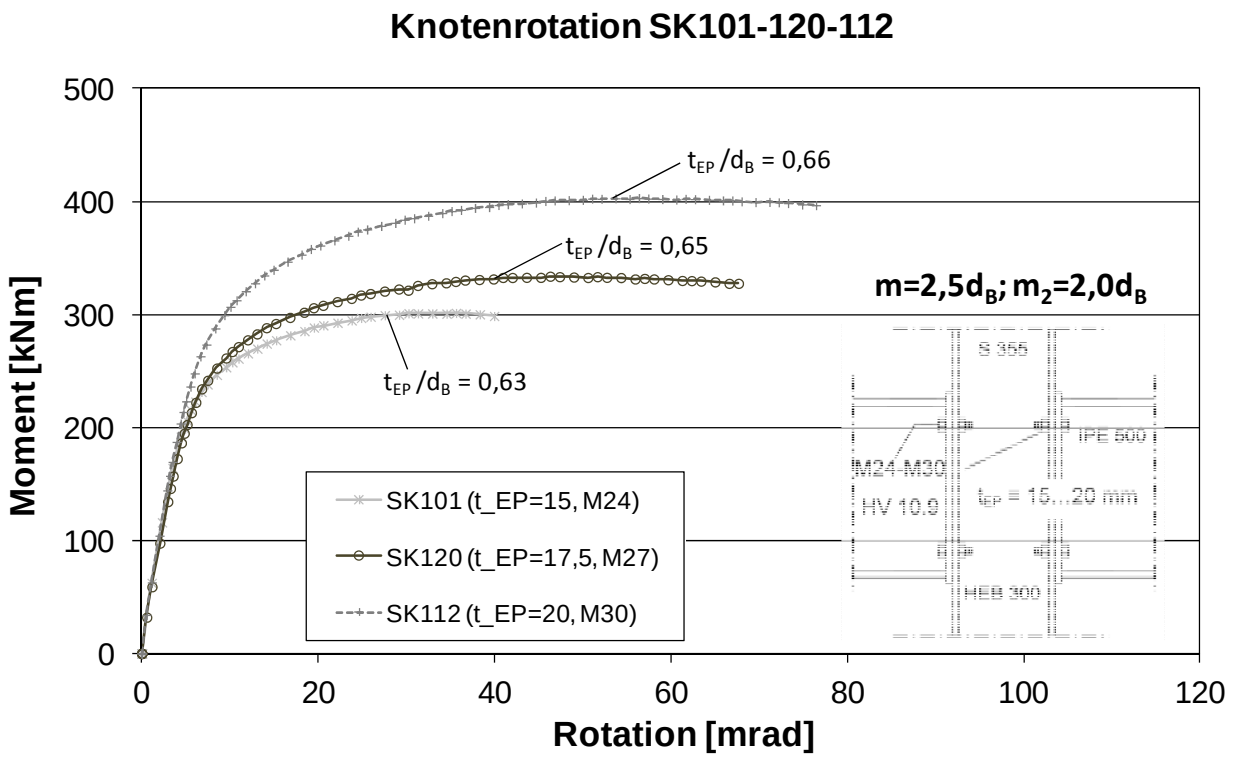


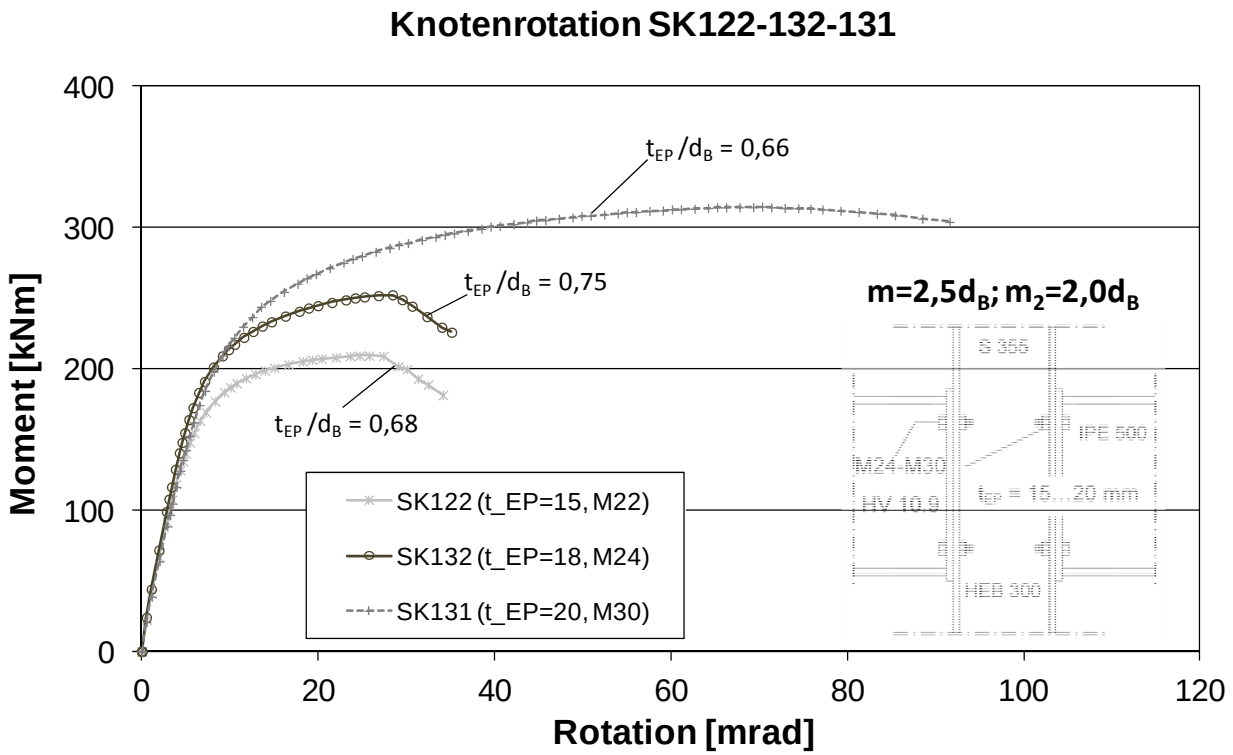
A.6: Parameter f_y/f_{uB}

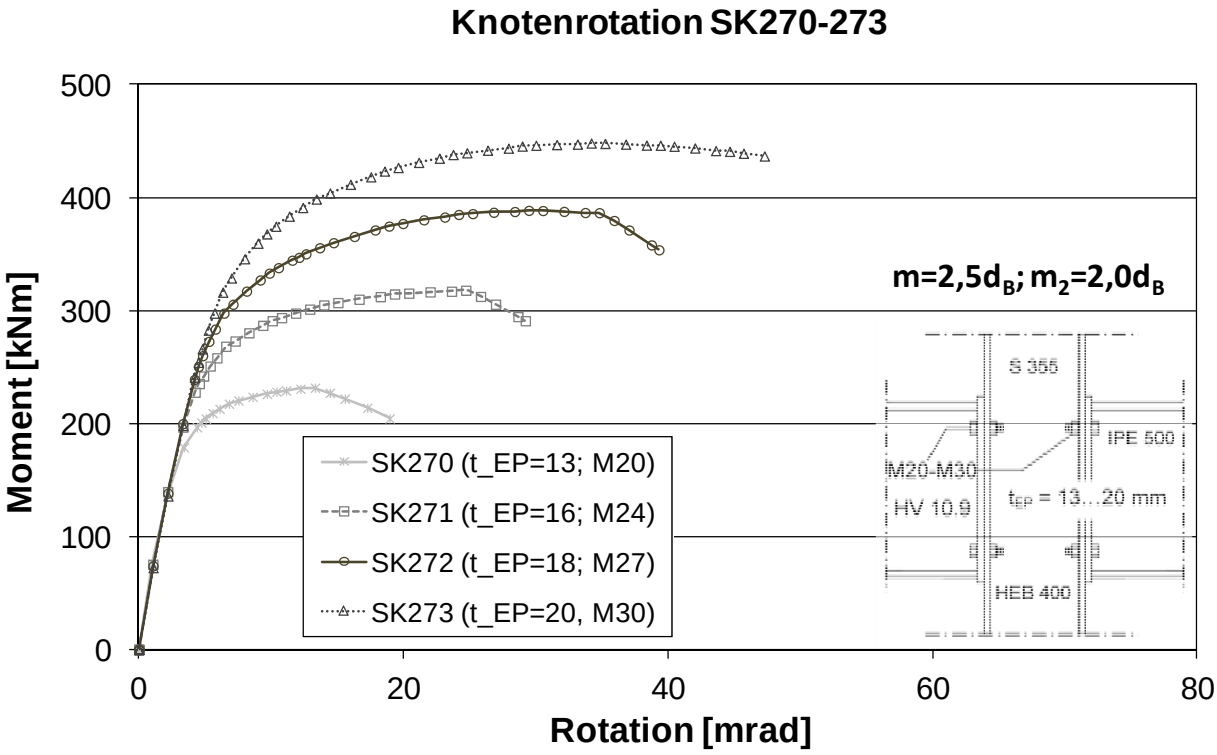


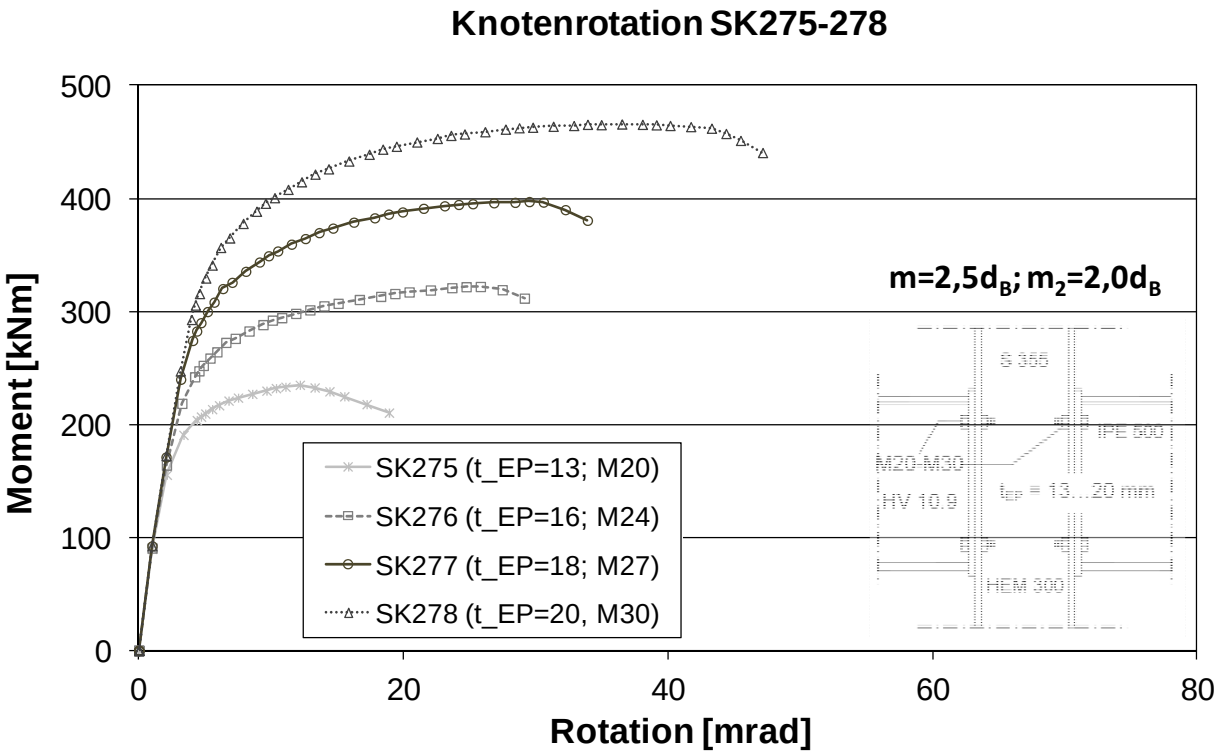


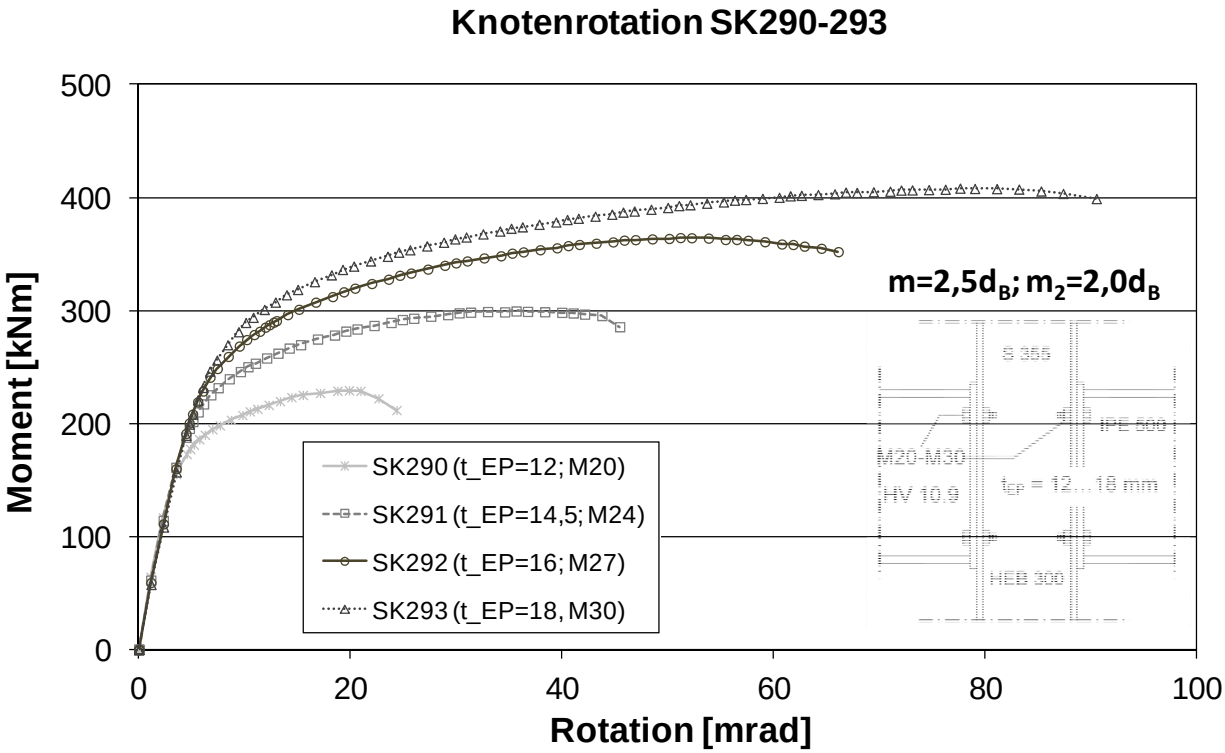
A.7: Parameter Schraubengröße






Knotenrotation SK270-273
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
0
100
200
300
400
500
0
20
40
60
80
m=2,5d_B; m_2=2,0d_B
SK270 (t_EP=13; M20)
SK271 (t_EP=16; M24)
SK272 (t_EP=18; M27)
SK273 (t_EP=20, M30)
S 355
IPE 500
M20-M30
HV 10.9
t_EP = 13...20 mm
HEB 400


Knotenrotation SK275-278
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
0
100
200
300
400
500
0
20
40
60
80
m=2,5d_B; m_2=2,0d_B
SK275 (t_EP=13; M20)
SK276 (t_EP=16; M24)
SK277 (t_EP=18; M27)
SK278 (t_EP=20, M30)
S 355
IPE 500
M20-M30
HV 10.9
t_EP = 13...20 mm
HEM 300


Knotenrotation SK290-293
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
0
100
200
300
400
500
0
20
40
60
80
100
m=2,5d_B; m_2=2,0d_B
SK290 (t_EP=12; M20)
SK291 (t_EP=14,5; M24)
SK292 (t_EP=16; M27)
SK293 (t_EP=18, M30)
S 355
IPE 500
M20-M30
HV 10.9
t_EP = 12...18 mm
HEB 300

Anhang B

B.1: Übersicht zu numerischen Untersuchungen an überstehenden Stirnplatten

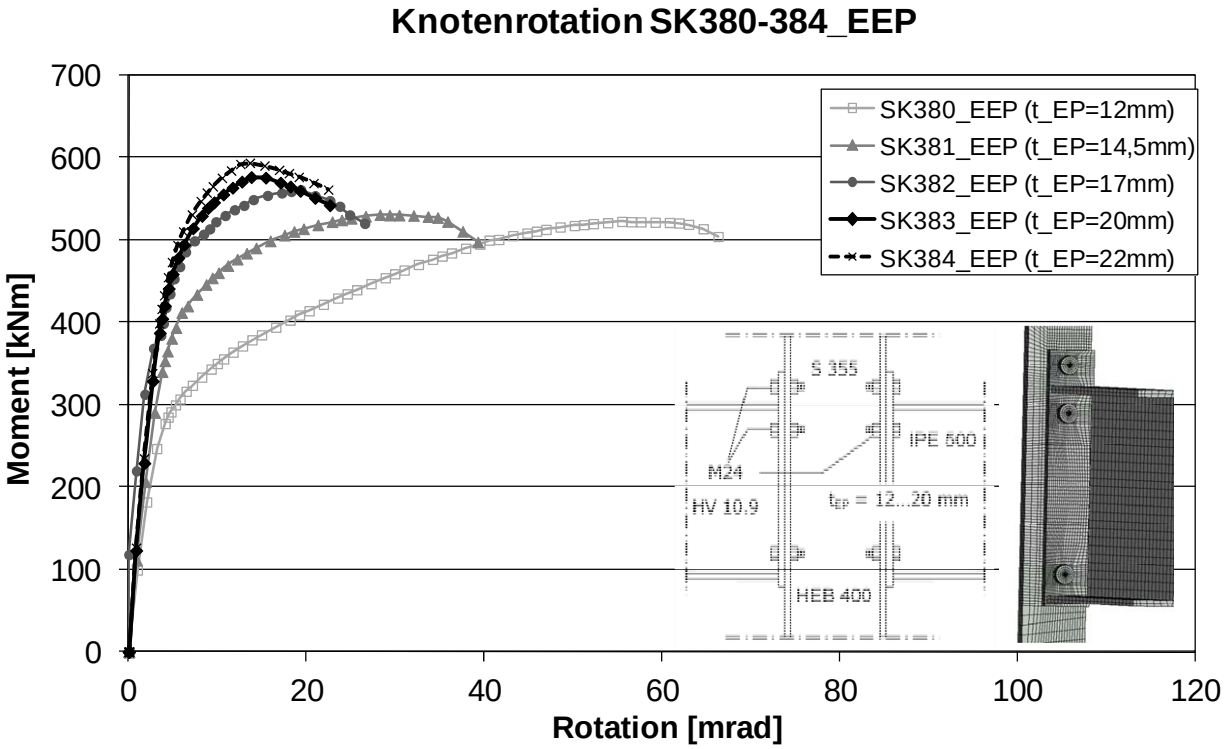
Tabelle B-1: *Übersicht der Parameterstudie an überstehenden Stirnplatten*

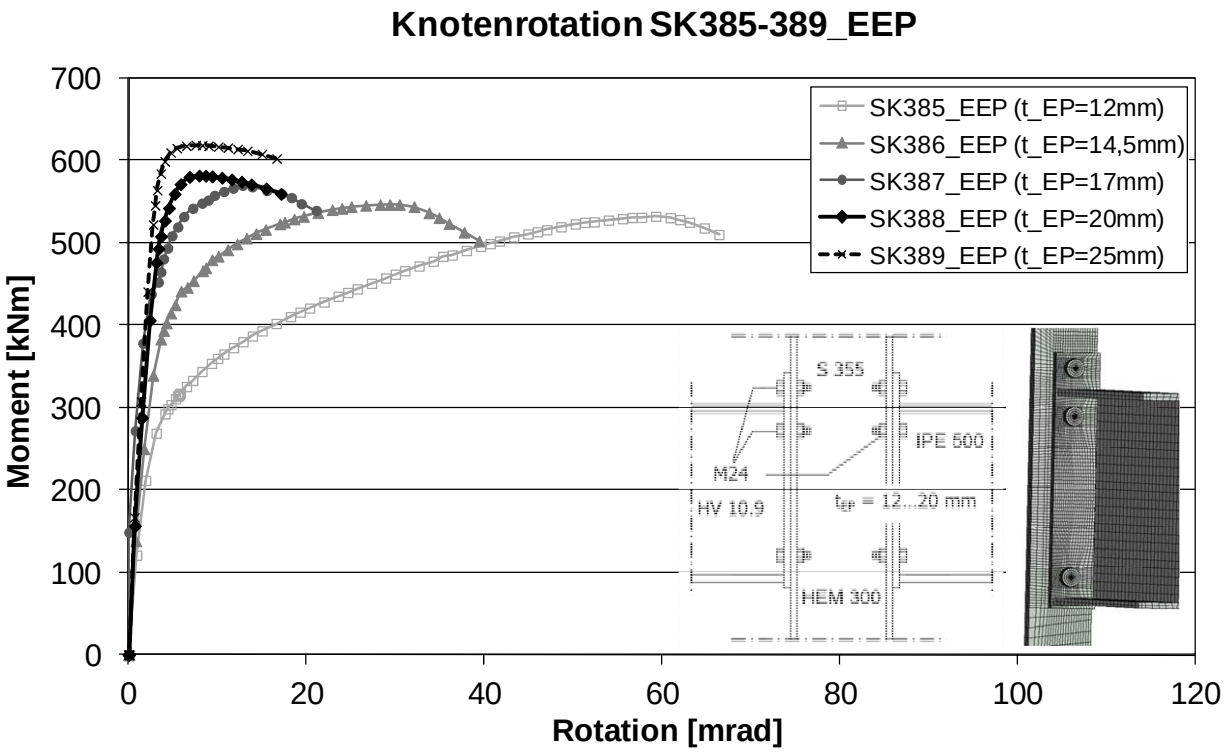
Nr.	Bez.	Riegel	Stütze	t_{EP} [mm]	b_{EP} [mm]	Schraube ∅ [mm]	m (n-fach d_B)	m_2 (n-fach d_B)	Material-kennwerte
1	SK300_EEP	IPE 500	HEB400	20	200	24	1,5	2,0	S 355 HV 10.9
2	SK301_EEP	IPE 500	HEB400	20	200	24	2,5	2,0	
3	SK302_EEP	IPE 500	HEB400	20	250	24	3,5	2,0	
4	SK303_EEP	IPE 500	HEB400	20	295	24	4,5	2,0	
5	SK304_EEP	IPE 500	HEB300	20	200	24	2,5	3,0	
6	SK305_EEP	IPE 500	HEB300	20	220	24	2,5	4,0	
7	SK306_EEP	IPE 500	HEB400	20	260	24	3,5	3,0	
8	SK307_EEP	IPE 500	HEB400	20	295	24	4,5	4,0	
9	SK310_EEP	IPE 500	HEB400	15	200	24	1,5	2,0	S 355 HV 10.9
10	SK311_EEP	IPE 500	HEB400	15	200	24	2,5	2,0	
11	SK312_EEP	IPE 500	HEB400	15	240	24	3,5	2,0	
12	SK313_EEP	IPE 500	HEB400	15	290	24	4,5	2,0	
13	SK314_EEP	IPE 500	HEB400	15	200	27	2,5	3,0	
14	SK315_EEP	IPE 500	HEB400	15	200	27	2,5	4,0	
15	SK320_EEP	IPE 600	HEB400	20	200	27	1,5	2,0	S 355 HV 10.9
16	SK321_EEP	IPE 600	HEB400	20	220	27	2,5	2,0	
17	SK322_EEP	IPE 600	HEB400	20	260	27	3,5	2,0	
18	SK323_EEP	IPE 600	HEB400	20	299	27	4	2,0	
19	SK324_EEP	IPE 600	HEB400	20	220	27	2,5	3,0	
20	SK325_EEP	IPE 600	HEB400	20	220	27	2,5	4,0	
21	SK330_EEP	IPE400	HEB300	15	180	20	1,5	2,0	S 355 HV 10.9
22	SK331_EEP	IPE400	HEB300	15	180	20	2,5	2,0	
23	SK332_EEP	IPE400	HEB300	15	230	20	3,5	2,0	
24	SK333_EEP	IPE400	HEB300	15	260	20	4,5	2,0	
25	SK334_EEP	IPE400	HEB300	15	260	20	2,5	3,0	
26	SK340_EEP	IPE400	HEB300	15	180	16	2,5	2,0	S 355 HV 10.9
27	SK341_EEP	IPE400	HEB300	15	200	22	2,5	2,0	
28	SK342_EEP	IPE400	HEB300	15	200	24	2,5	2,0	
29	SK343_EEP	IPE400	HEB300	15	230	27	2,5	2,0	
30	SK345_EEP	IPE 500	HEB400	15	180	16	2,5	2,0	S 355 HV 10.9
31	SK346_EEP	IPE 500	HEB400	15	200	22	2,5	2,0	
32	SK347_EEP	IPE 500	HEB400	15	200	24	2,5	2,0	
33	SK348_EEP	IPE 500	HEB400	15	230	27	2,5	2,0	

34	SK350_EEP	IPE 500	HEB400	20	200	24	1,5	2,0	S 235 HV 10.9
35	SK351_EEP	IPE 500	HEB400	20	220	24	2,5	2,0	
36	SK352_EEP	IPE 500	HEB400	20	260	24	3,5	2,0	
37	SK353_EEP	IPE 500	HEB400	20	295	24	4,5	2,0	
38	SK354_EEP	IPE 500	HEB300	20	200	24	2,5	3,0	
39	SK355_EEP	IPE 500	HEB300	20	220	24	2,5	4,0	
40	SK360_EEP	IPE 500	HEB400	20	200	24	1,5	2,0	S 460 HV 10.9
41	SK361_EEP	IPE 500	HEB400	20	200	24	2,5	2,0	
42	SK362_EEP	IPE 500	HEB400	20	250	24	3,5	2,0	
43	SK363_EEP	IPE 500	HEB400	20	295	24	4,5	2,0	
44	SK364_EEP	IPE 500	HEB300	20	200	24	2,5	3,0	
45	SK365_EEP	IPE 500	HEB300	20	220	24	2,5	4,0	
46	SK370_EEP	IPE 500	HEB400	20	200	24	1,5	2,0	S 690 HV 10.9
47	SK371_EEP	IPE 500	HEB400	20	200	24	2,5	2,0	
48	SK372_EEP	IPE 500	HEB400	20	250	24	3,5	2,0	
49	SK373_EEP	IPE 500	HEB400	20	295	24	4,5	2,0	
50	SK374_EEP	IPE 500	HEB400	20	200	24	2,5	3,0	
51	SK375_EEP	IPE 500	HEB400	20	200	24	2,5	4,0	
52	SK380_EEP	IPE 500	HEB400	12	200	24	2,5	2,0	S 355 HV 10.9
53	SK381_EEP	IPE 500	HEB400	15	200	24	2,5	2,0	
54	SK382_EEP	IPE 500	HEB400	17,5	200	24	2,5	2,0	
55	SK383_EEP	IPE 500	HEB400	20	200	24	2,5	2,0	
56	SK384_EEP	IPE 500	HEB400	22	200	24	2,5	2,0	
57	SK385_EEP	IPE 500	HEM300	12	200	24	2,5	2,0	S 355 HV 10.9
58	SK386_EEP	IPE 500	HEM300	15	200	24	2,5	2,0	
59	SK387_EEP	IPE 500	HEM300	17,5	200	24	2,5	2,0	
60	SK388_EEP	IPE 500	HEM300	20	200	24	2,5	2,0	
61	SK389_EEP	IPE 500	HEM300	25	200	24	2,5	2,0	
62	SK390_EEP	IPE 500	HEB400	15	200	24	1,5	2,0	S 355 HV 10.9
63	SK391_EEP	IPE 500	HEB400	15	220	24	2,5	2,0	
64	SK392_EEP	IPE 500	HEB400	15	260	24	3,5	2,0	
65	SK393_EEP	IPE 500	HEB400	15	295	24	4,5	2,0	
66	SK394_EEP	IPE 500	HEB400	15	220	24	2,5	3,0	
67	SK395_EEP	IPE 500	HEB400	15	220	24	2,5	4,0	
68	SK396_EEP	IPE 500	HEB400	15	260	24	3,5	3,0	
69	SK397_EEP	IPE 500	HEB400	15	295	24	4,5	4,0	
70	SK401_EEP	IPE 500	HEB400	15	200	24	2,5	2,0	S235; 10.9
71	SK501_EEP	IPE 500	HEB400	15	200	24	2,5	2,0	S460; 10.9
72	SK601_EEP	IPE 500	HEB400	15	200	24	2,5	2,0	S690; 10.9

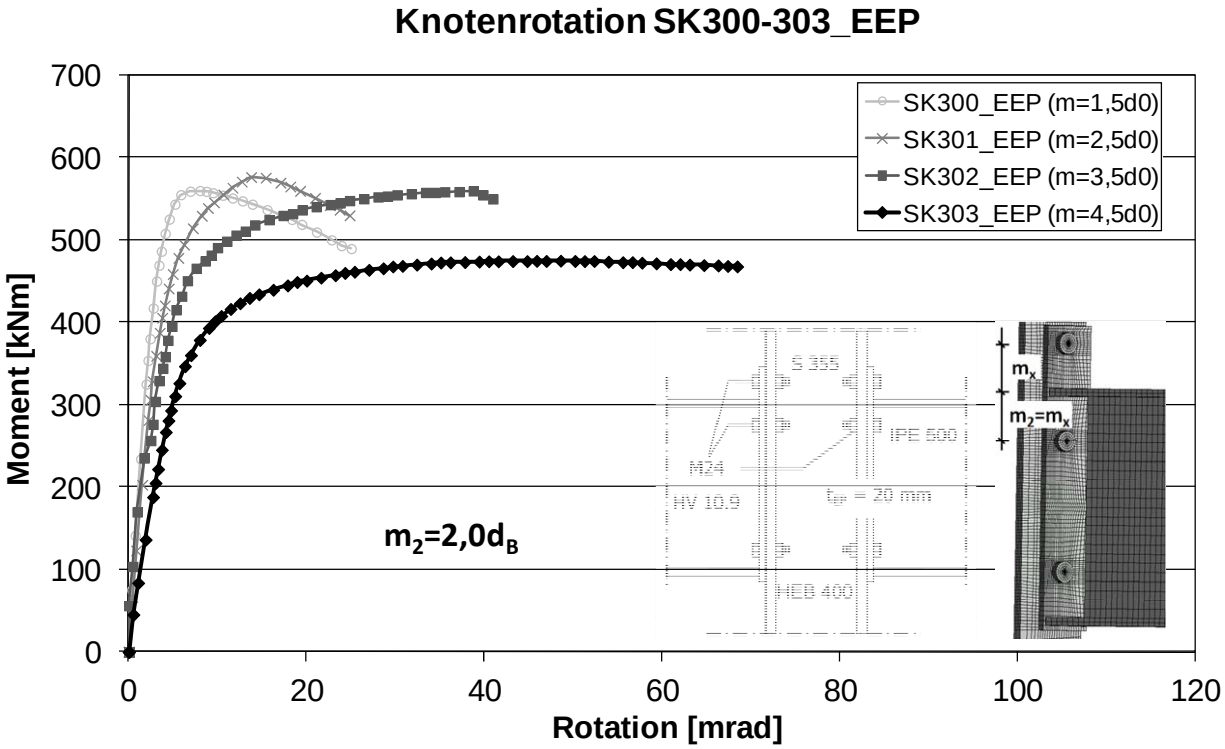
Nachfolgend sind die Momenten-Rotationskurven aller FE-Berechnungen überstehender Stirnplatten aus **Tabelle B-1**, nach Gruppen geordnet, aufgeführt.

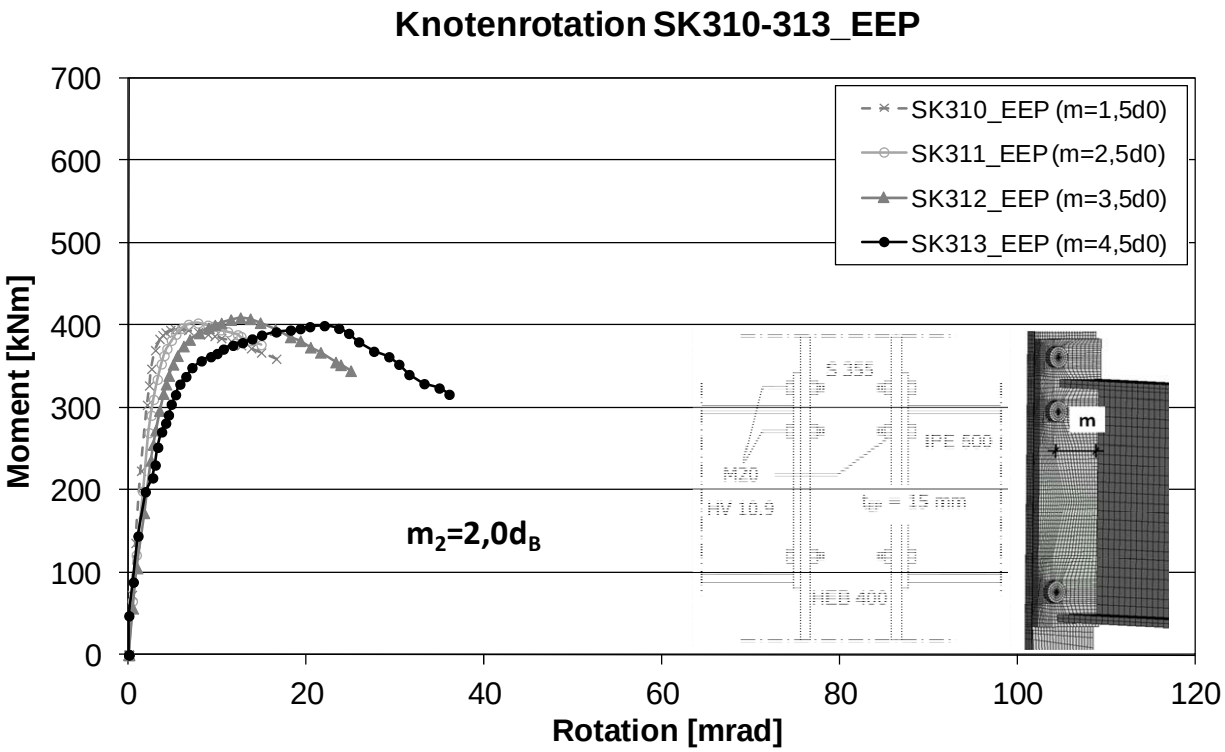
B.2: Parameter t_{EP}/d_B

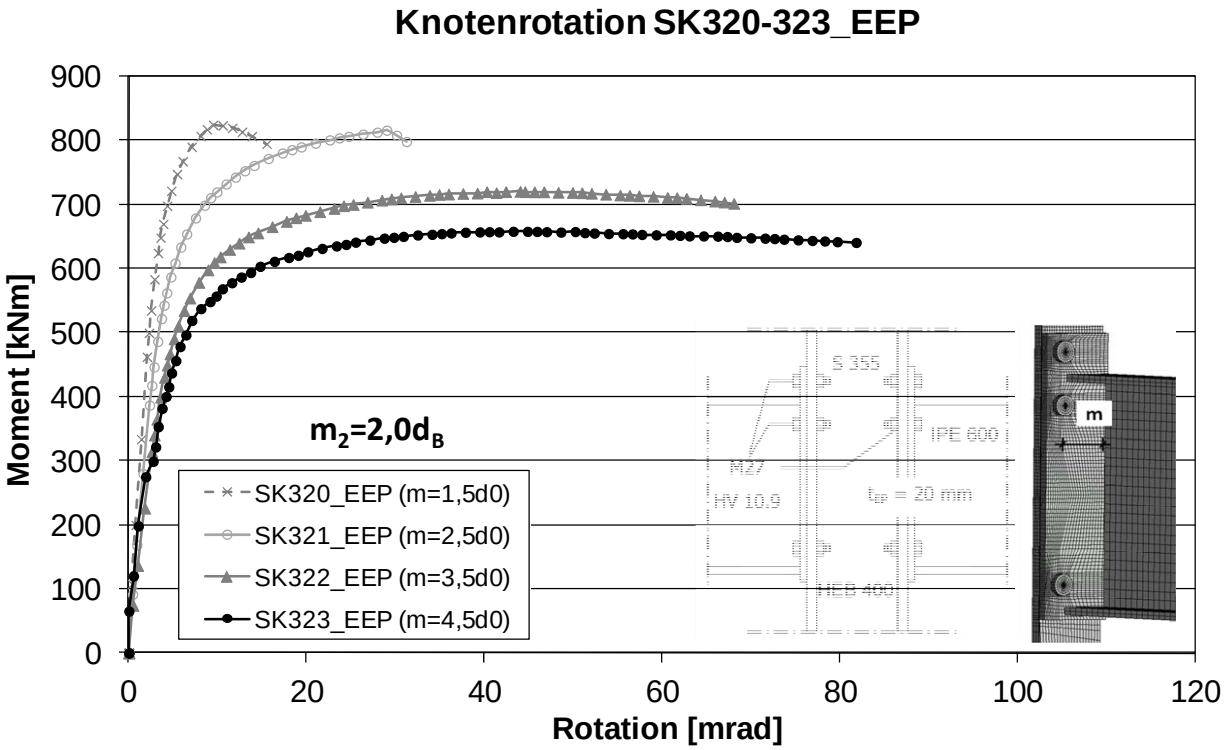


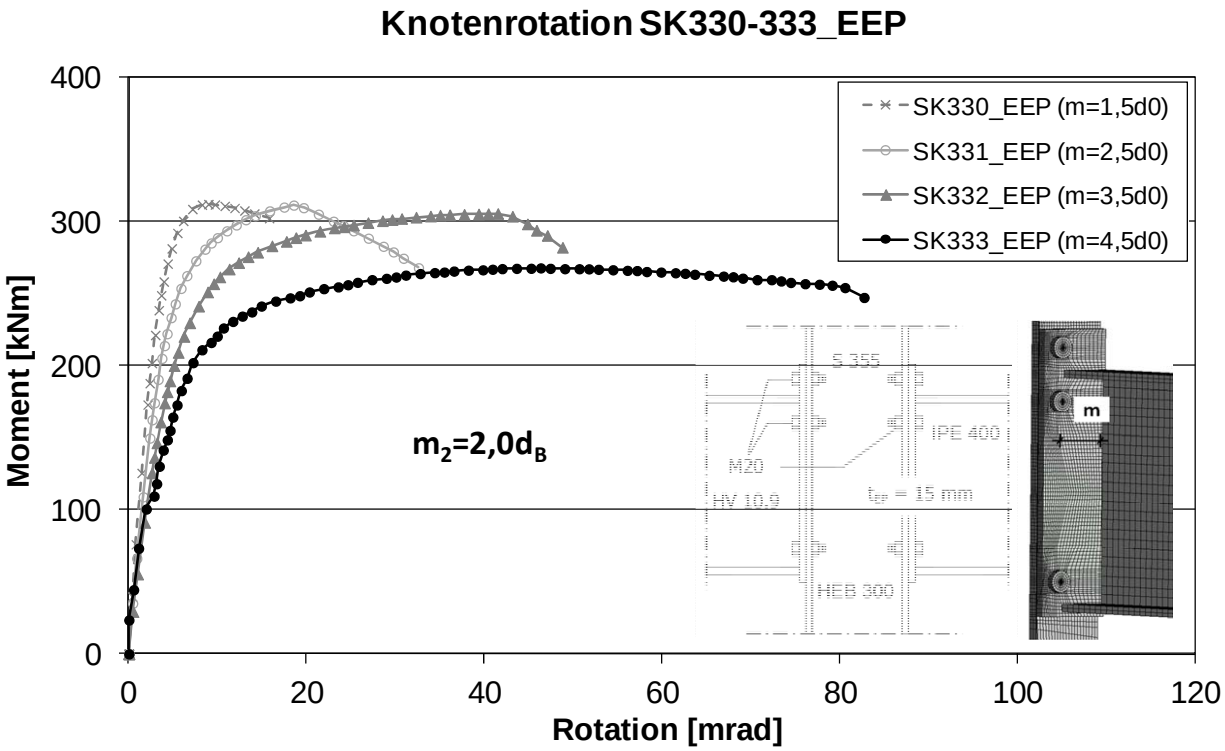


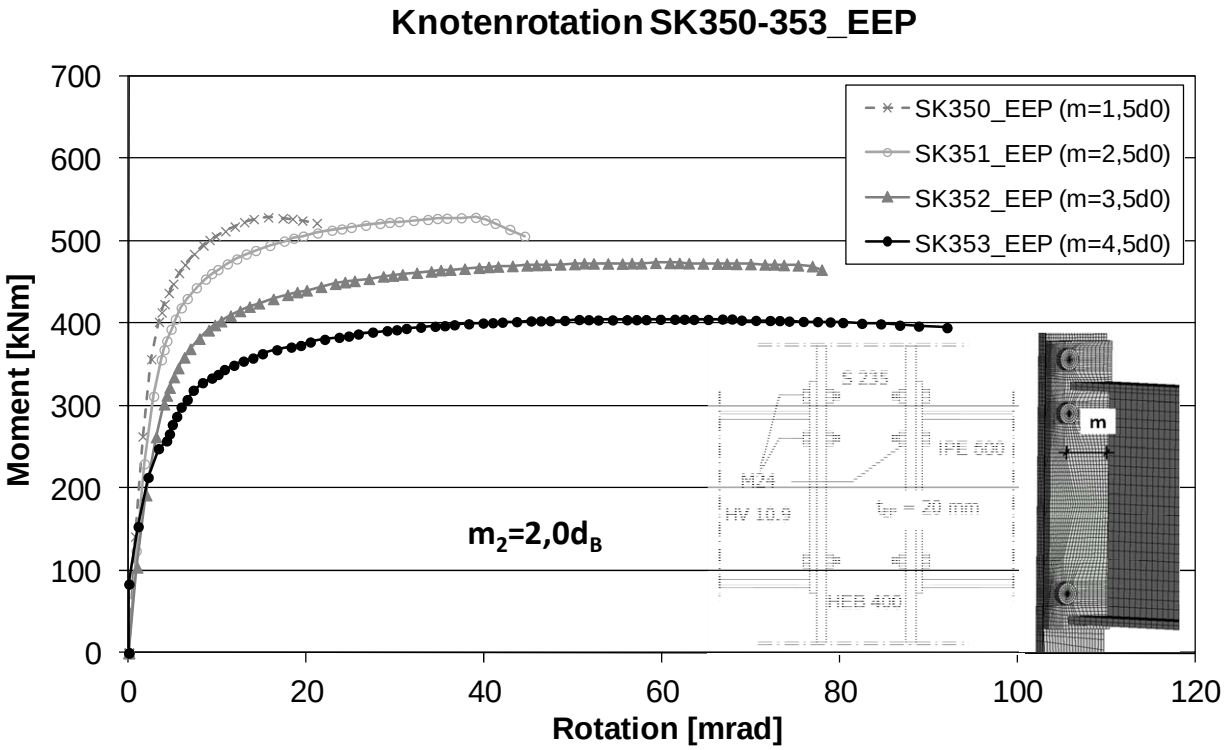
B.3: Parameter m

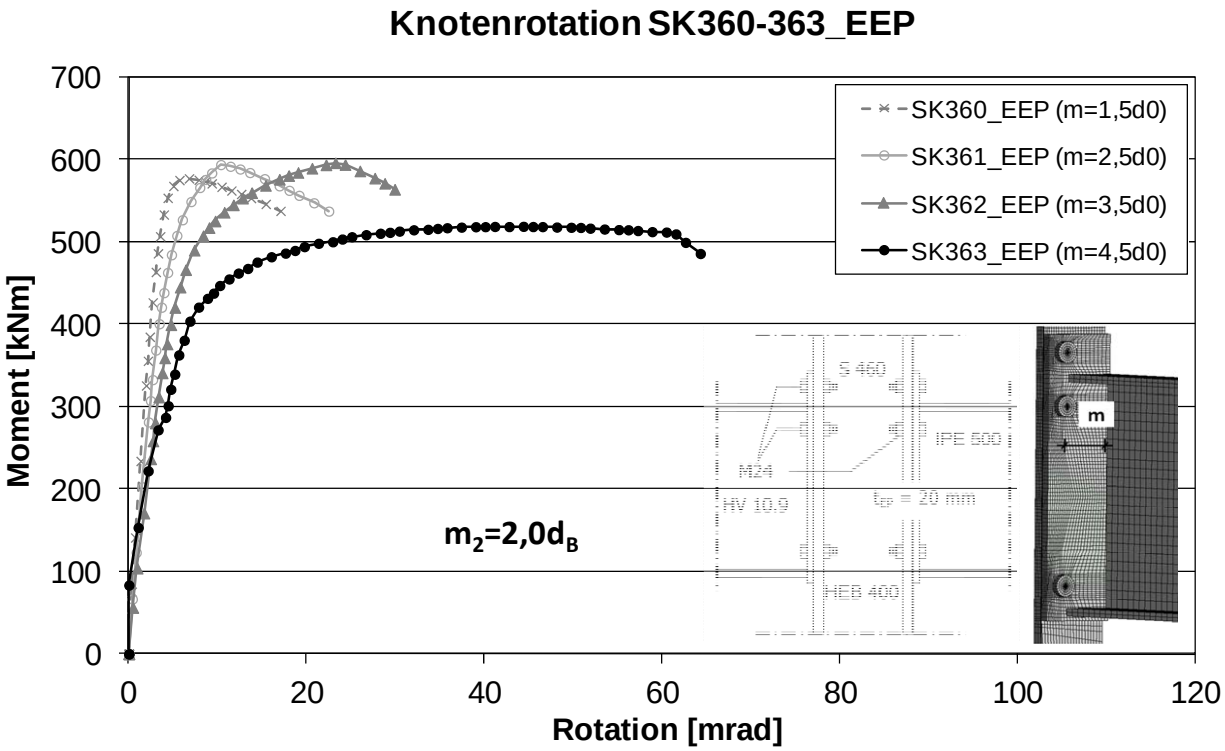


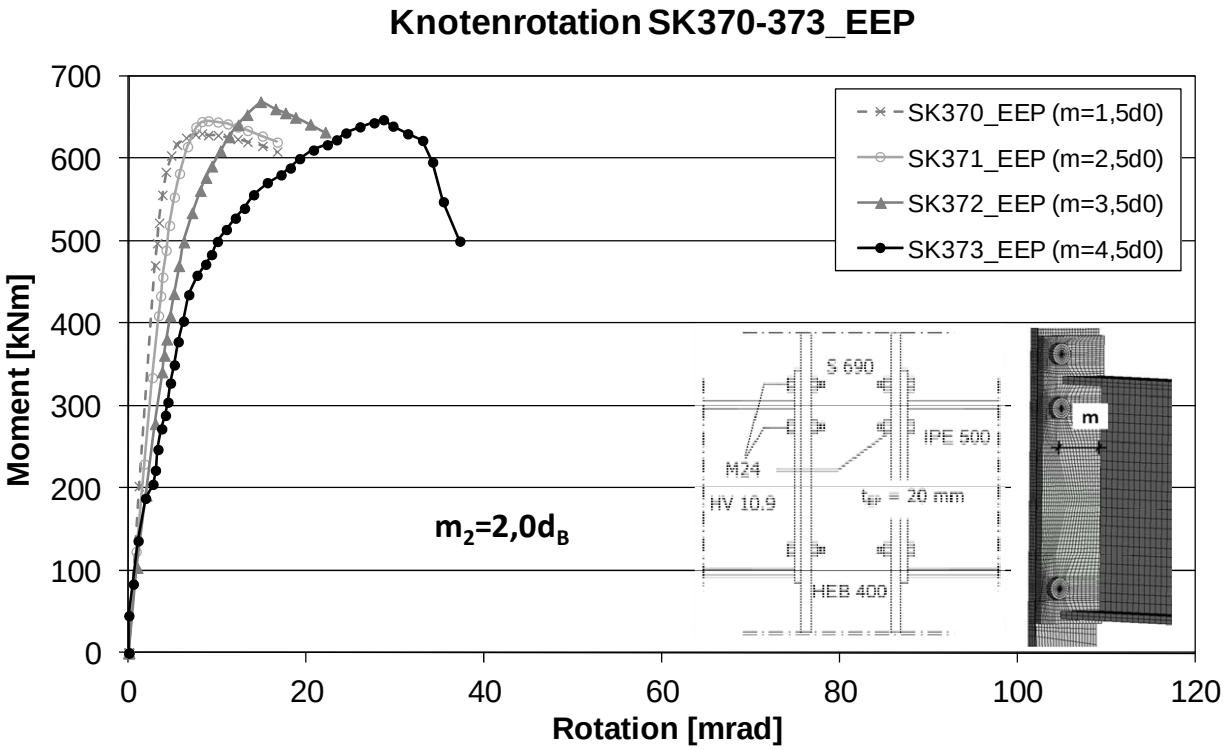


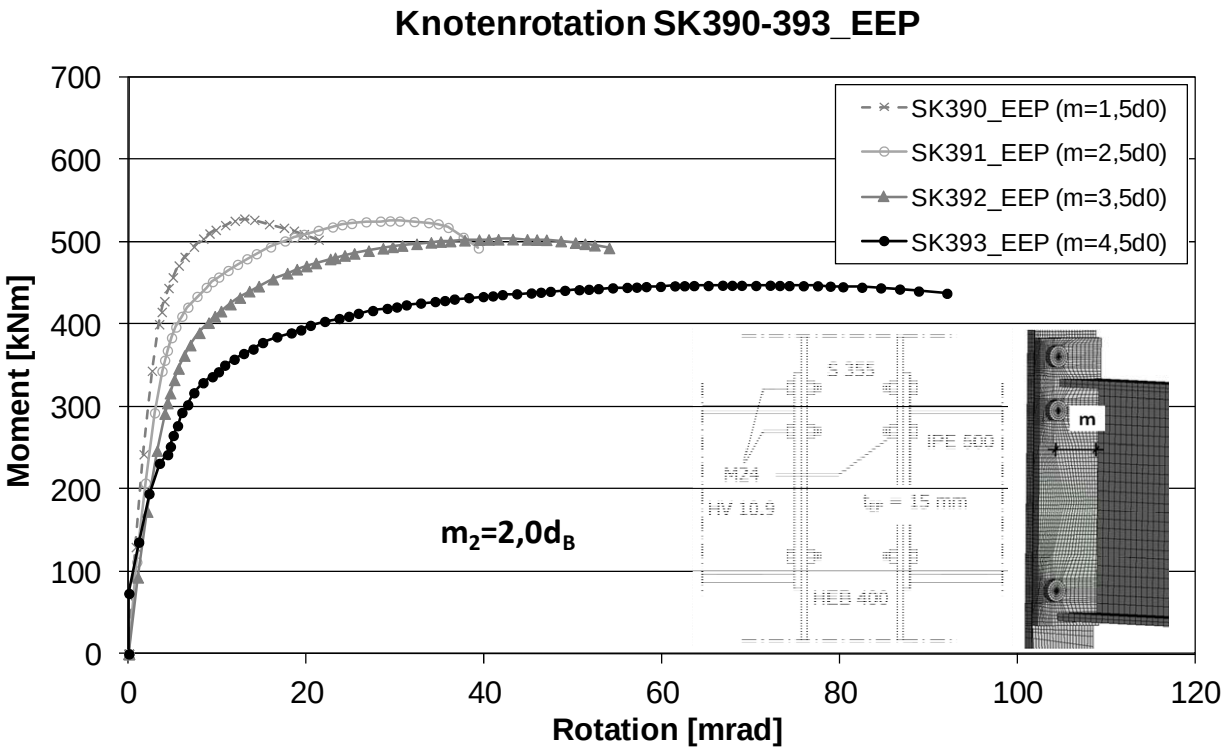

Knotenrotation SK320-323_EEP
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
m2=2,0dB
SK320_EEP (m=1,5d0)
SK321_EEP (m=2,5d0)
SK322_EEP (m=3,5d0)
SK323_EEP (m=4,5d0)
S 355
IPE 600
M27
HV 10.9
tP = 20 mm
HEB 400
m


Knotenrotation SK330-333_EEP
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
m2=2,0dB
SK330_EEP (m=1,5d0)
SK331_EEP (m=2,5d0)
SK332_EEP (m=3,5d0)
SK333_EEP (m=4,5d0)
S 355
IPE 400
M20
HV 10.9
tP = 15 mm
HEB 300
m

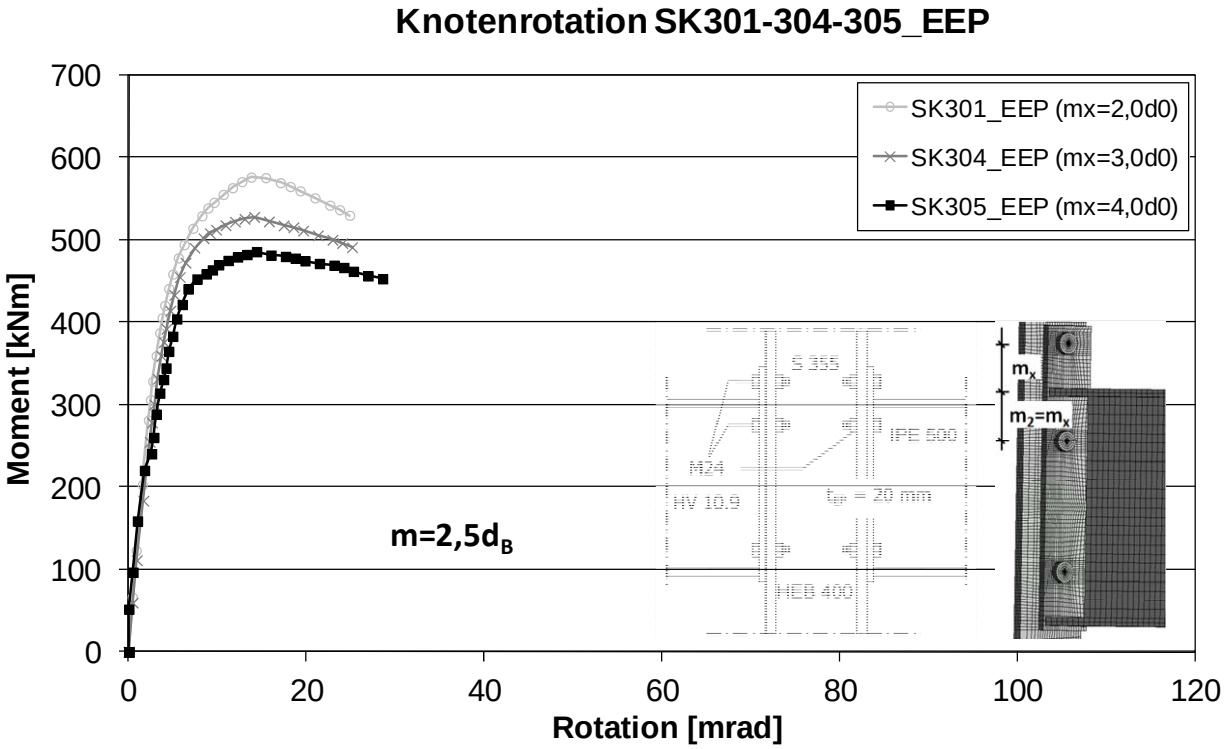

Knotenrotation SK350-353_EEP
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
SK350_EEP (m=1,5d0)
SK351_EEP (m=2,5d0)
SK352_EEP (m=3,5d0)
SK353_EEP (m=4,5d0)
m2=2,0dB
S 235
IPE 600
M24
HV 10.9
tP = 20 mm
HEB 400
m

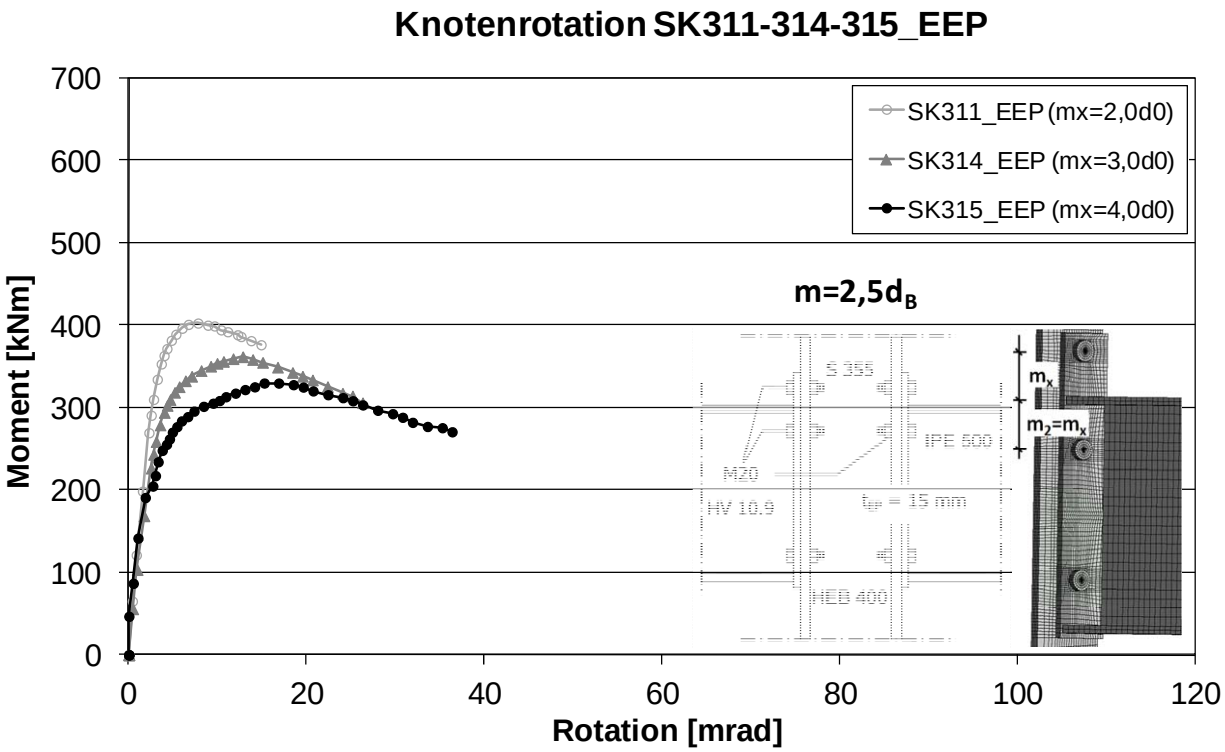

Knotenrotation SK360-363_EEP
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
SK360_EEP (m=1,5d0)
SK361_EEP (m=2,5d0)
SK362_EEP (m=3,5d0)
SK363_EEP (m=4,5d0)
m2=2,0dB
S 460
IPE 500
M24
HV 10.9
tP = 20 mm
HEB 400
m

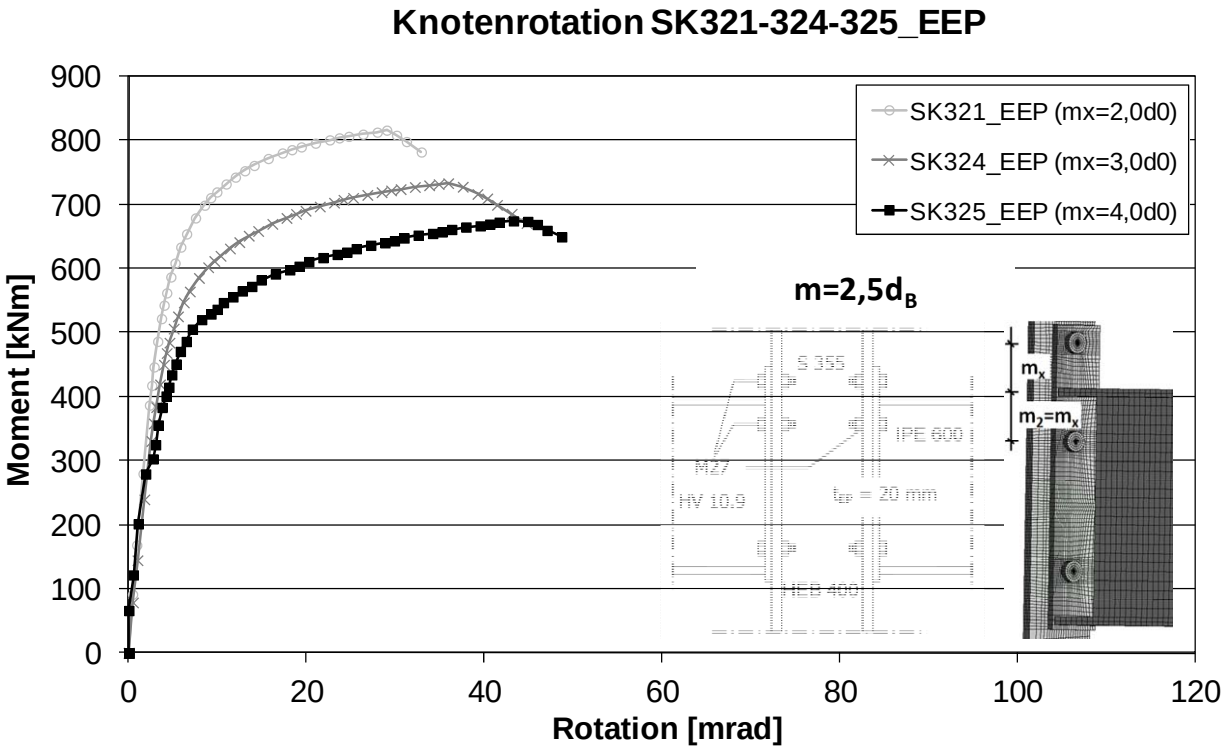

Knotenrotation SK370-373_EEP
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
SK370_EEP (m=1,5d0)
SK371_EEP (m=2,5d0)
SK372_EEP (m=3,5d0)
SK373_EEP (m=4,5d0)
m2=2,0dB
S 690
IPE 500
M24
HV 10.9
tgp = 20 mm
HEB 400
m

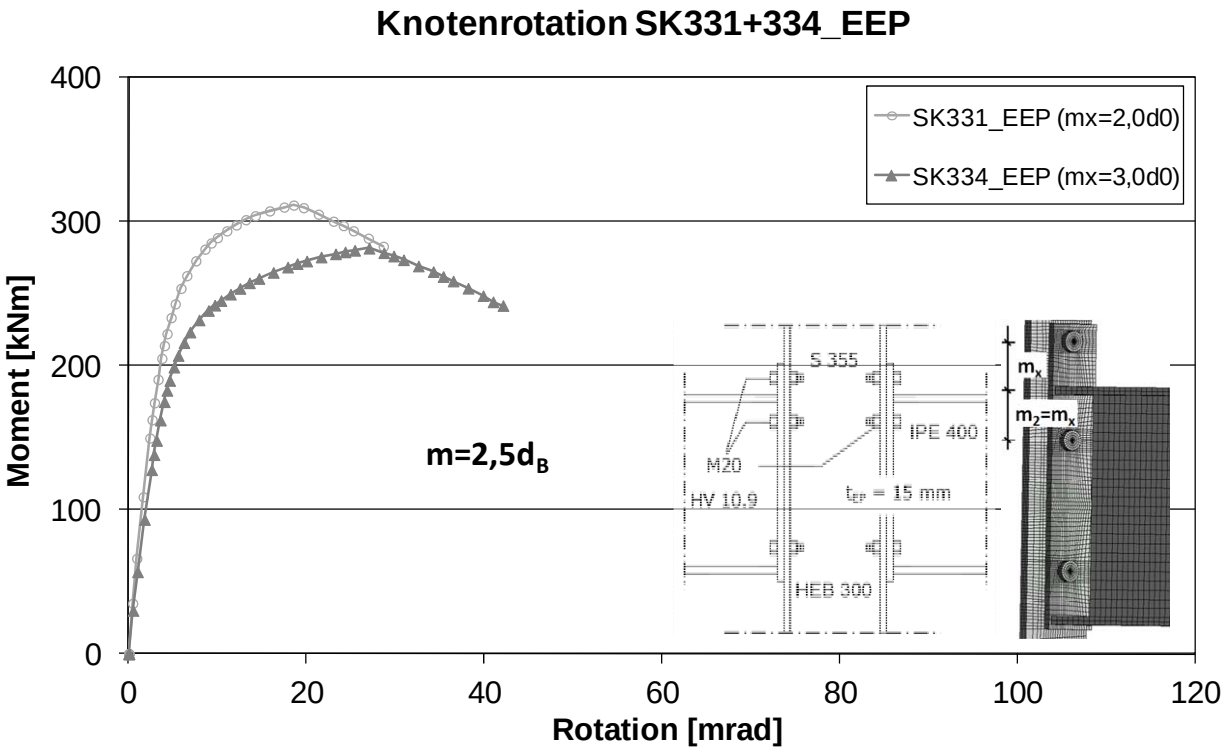

Knotenrotation SK390-393_EEP
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
SK390_EEP (m=1,5d0)
SK391_EEP (m=2,5d0)
SK392_EEP (m=3,5d0)
SK393_EEP (m=4,5d0)
m2=2,0dB
S 355
IPE 500
M24
HV 10.9
tgp = 15 mm
HEB 400
m

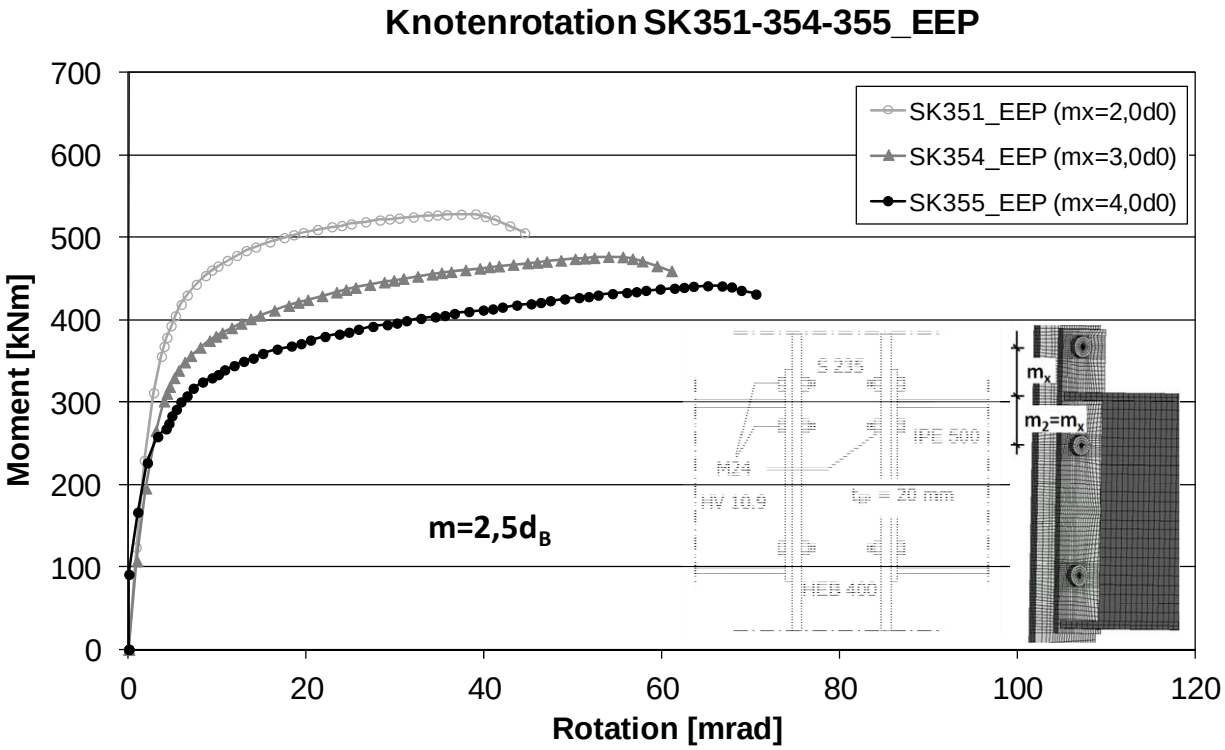
B.4: Parameter m_2 bzw. m_x

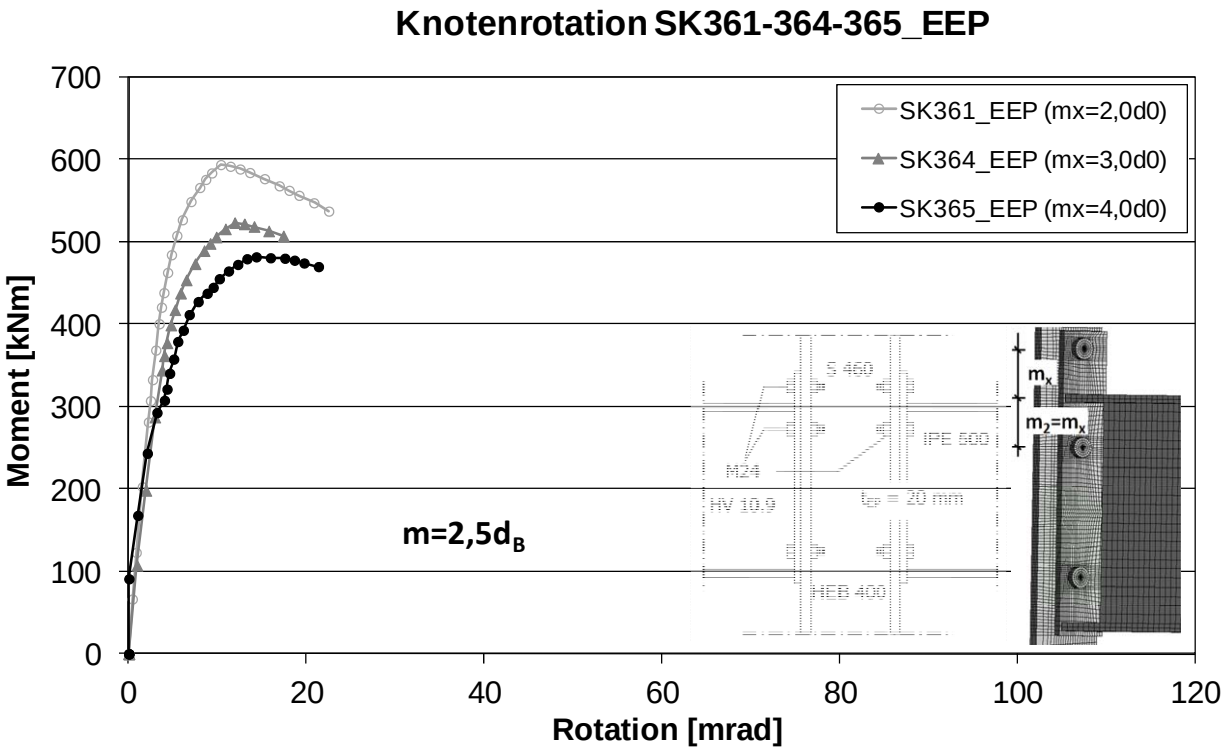


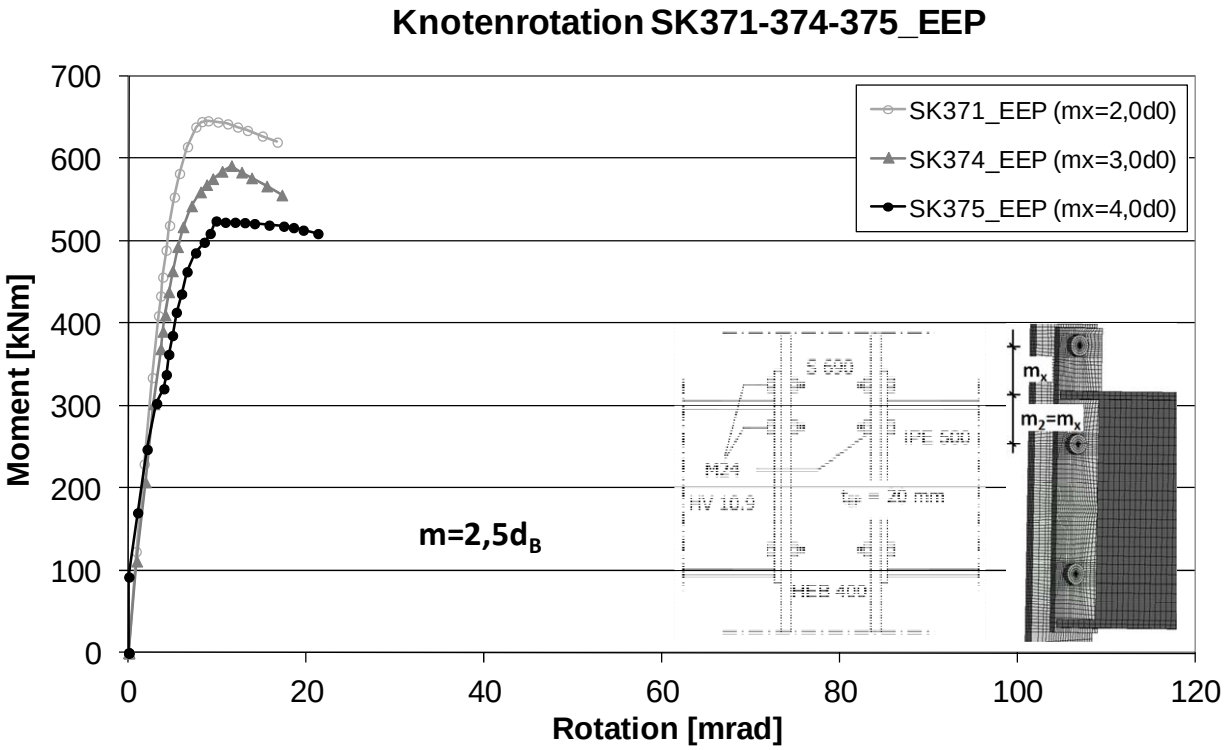


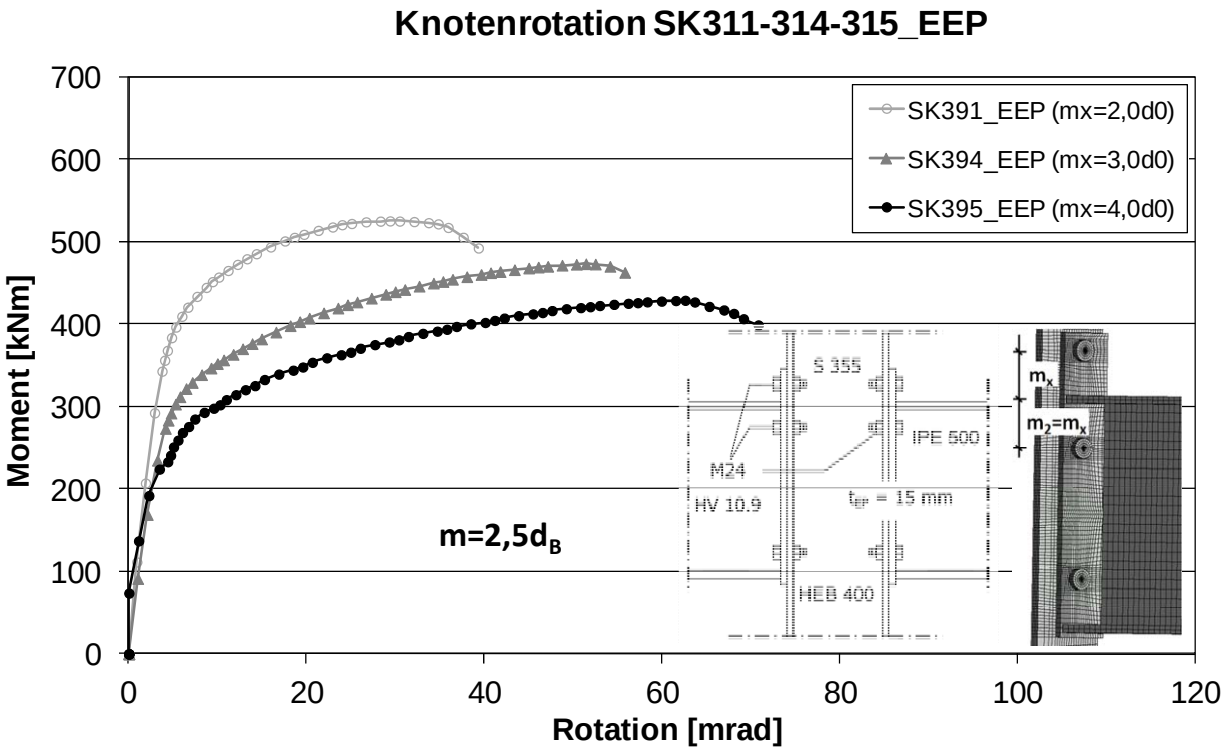

Knotenrotation SK321-324-325_EEP
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
SK321_EEP (mx=2,0d0)
SK324_EEP (mx=3,0d0)
SK325_EEP (mx=4,0d0)
m=2,5d_B
S 355
IPE 600
M27
HV 10.9
t_EP = 20 mm
HEB 400
m_x
m_2=m_x


Knotenrotation SK331+334_EEP
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
SK331_EEP (mx=2,0d0)
SK334_EEP (mx=3,0d0)
m=2,5d_B
S 355
IPE 400
M20
HV 10.9
t_EP = 15 mm
HEB 300
m_x
m_2=m_x

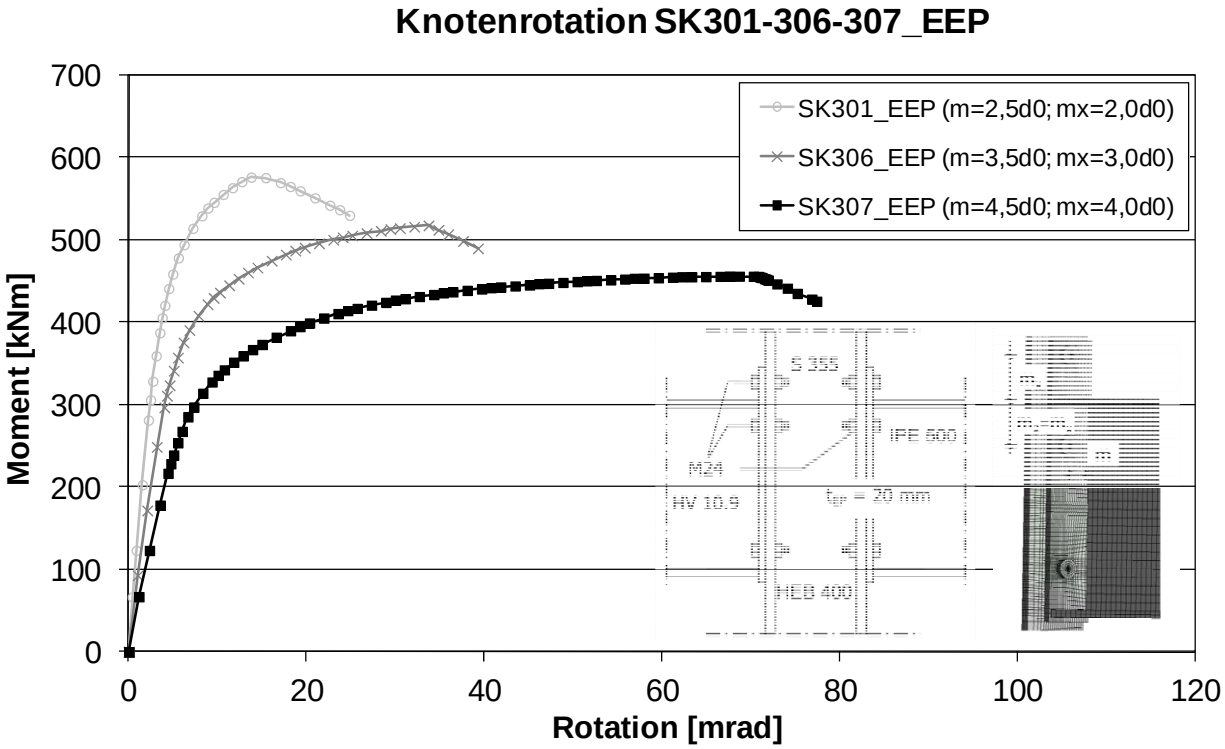

Knotenrotation SK351-354-355_EEP
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
SK351_EEP (mx=2,0d0)
SK354_EEP (mx=3,0d0)
SK355_EEP (mx=4,0d0)
m=2,5d_B
S 235
IPE 500
M24
HV 10,9
t_P = 20 mm
HEB 400
m_x
m_2=m_x

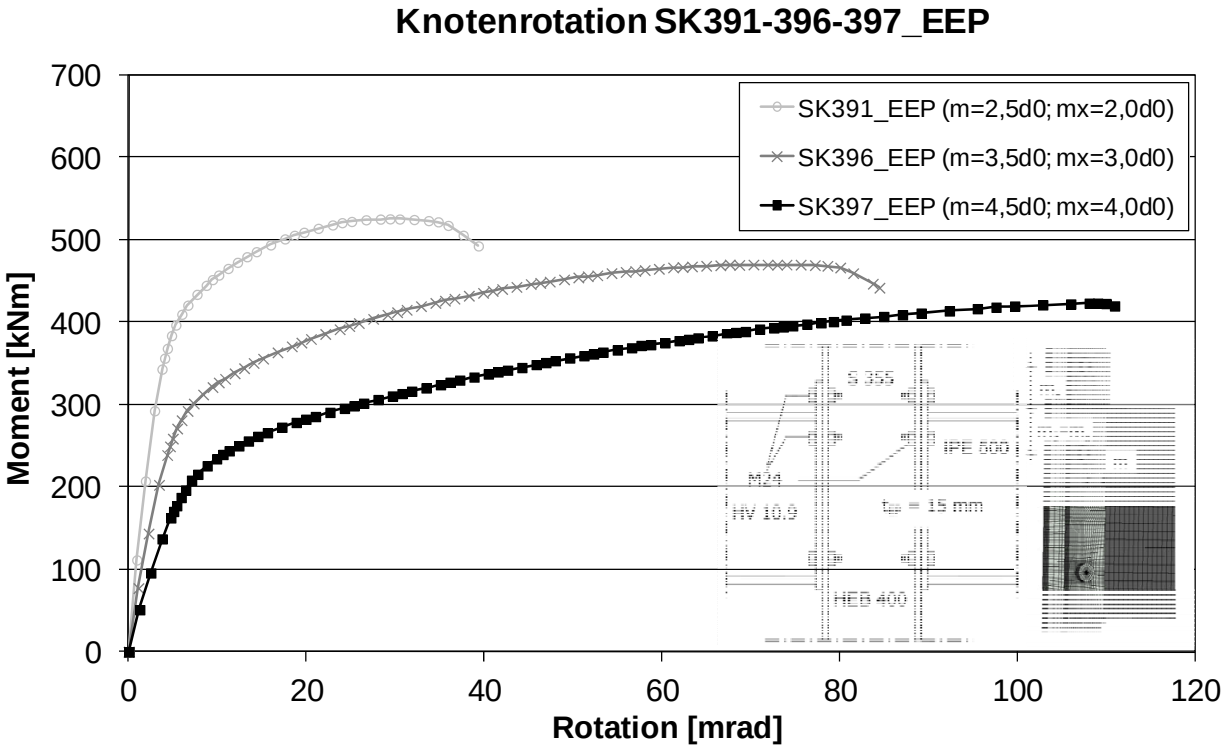

Knotenrotation SK361-364-365_EEP
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
SK361_EEP (mx=2,0d0)
SK364_EEP (mx=3,0d0)
SK365_EEP (mx=4,0d0)
m=2,5d_B
S 460
IPE 500
M24
HV 10,9
t_P = 20 mm
HEB 400
m_x
m_2=m_x


Knotenrotation SK371-374-375_EEP
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
SK371_EEP (mx=2,0d0)
SK374_EEP (mx=3,0d0)
SK375_EEP (mx=4,0d0)
m=2,5d_B
S 600
IPE 500
M24
HV 10.9
t_EP = 20 mm
HEB 400
m_x
m_2=m_x

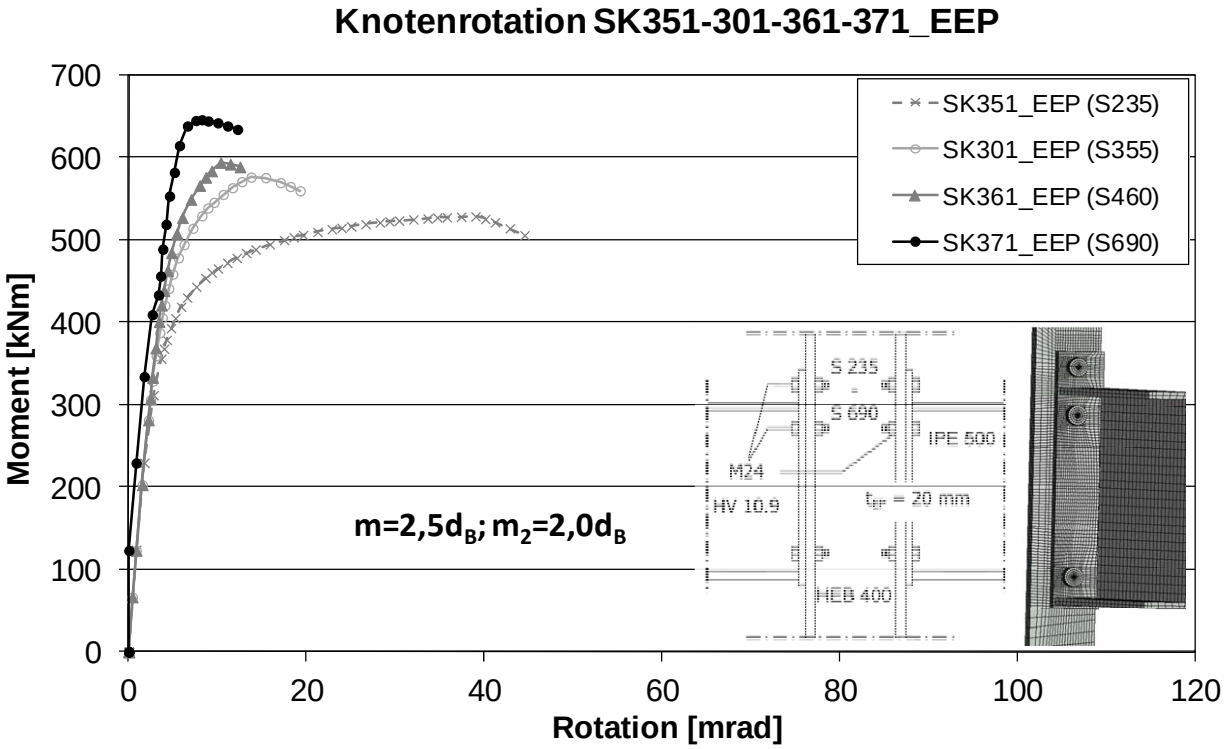

Knotenrotation SK311-314-315_EEP
Moment [kNm]
Rotation [mrad]
SK391_EEP (mx=2,0d0)
SK394_EEP (mx=3,0d0)
SK395_EEP (mx=4,0d0)
m=2,5d_B
S 355
IPE 500
M24
HV 10.9
t_EP = 15 mm
HEB 400
m_x
m_2=m_x

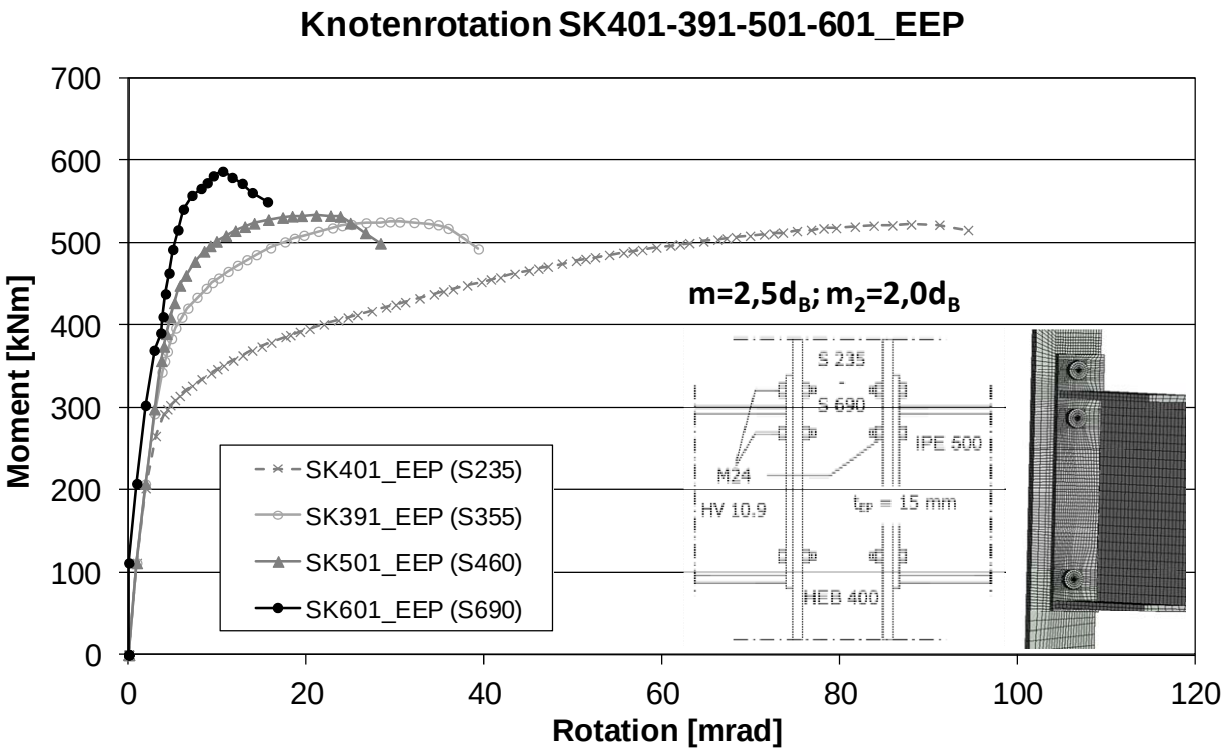
B.5: Parameter m und m_2 gleichzeitig



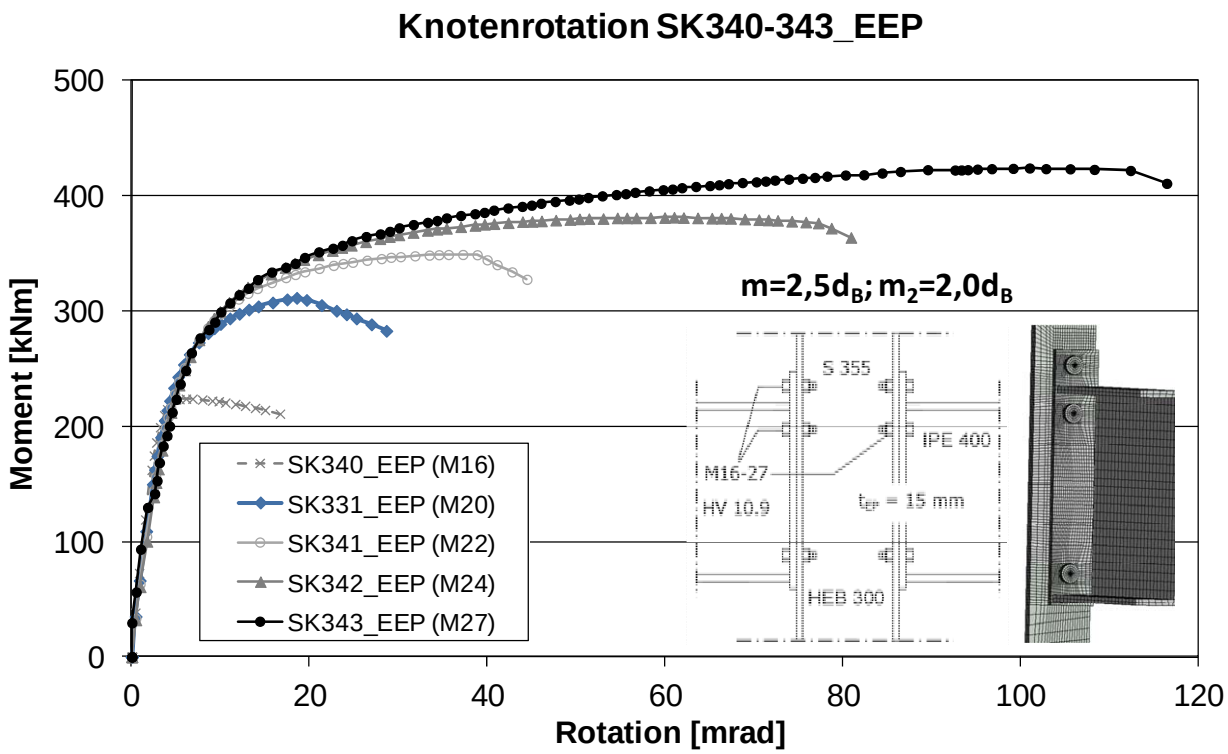


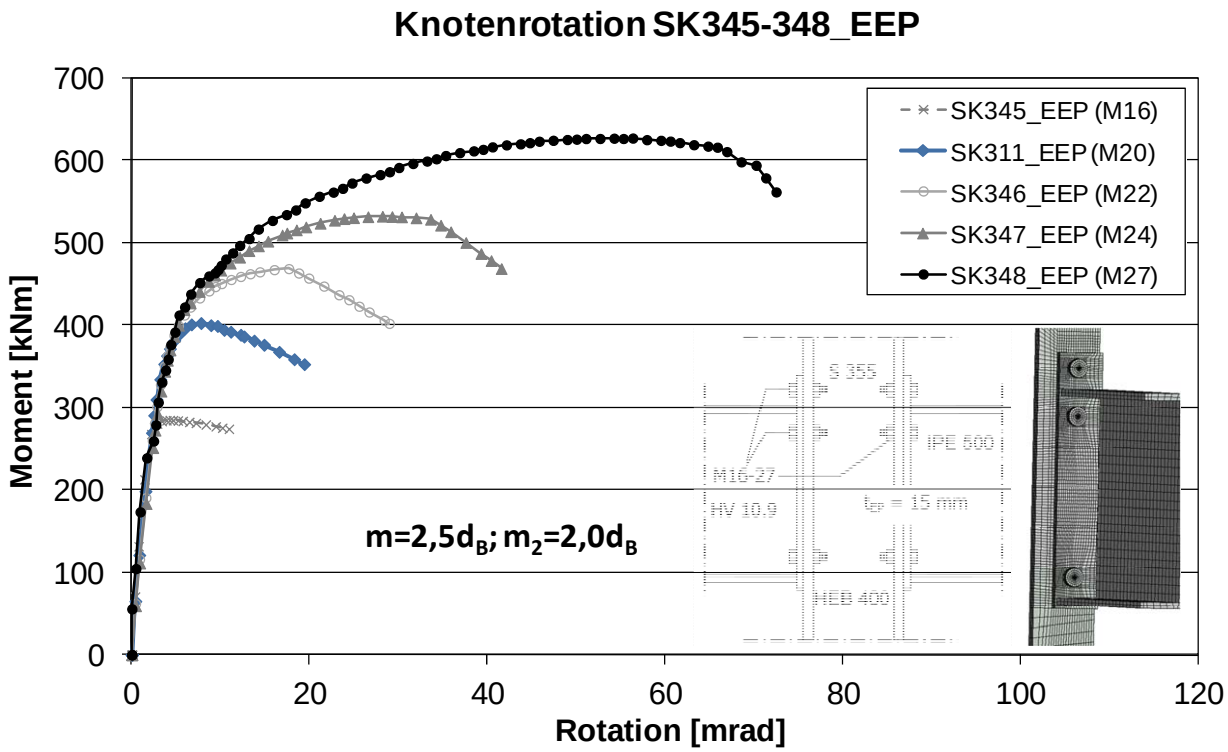
B.6: Parameter f_y/f_{uB}





B.7: Parameter Schraubengröße



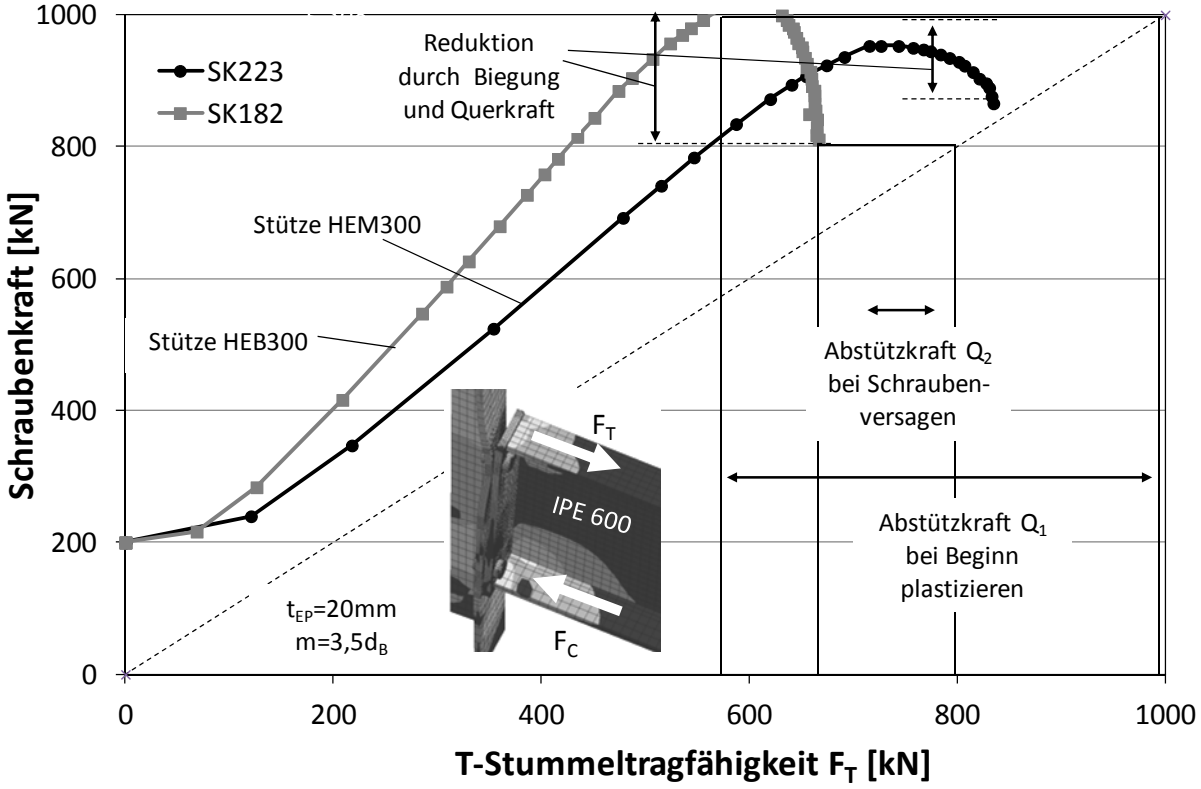


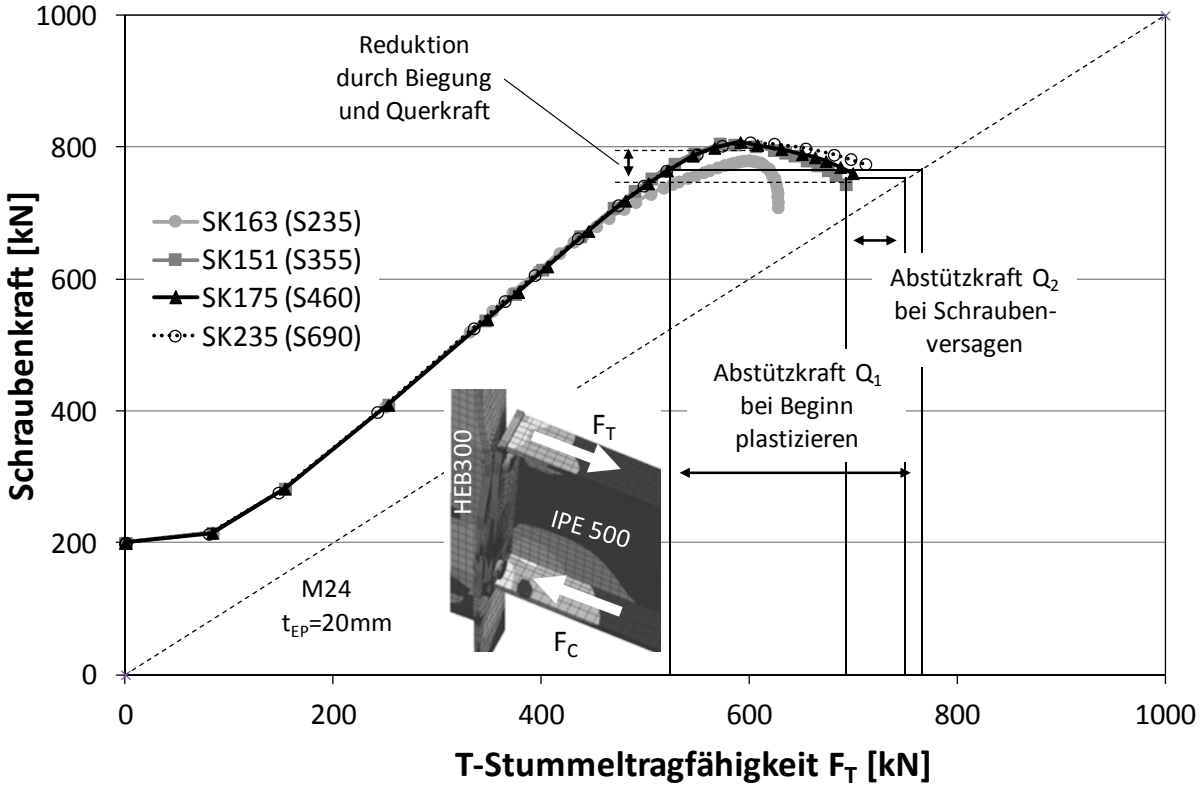
Anhang C

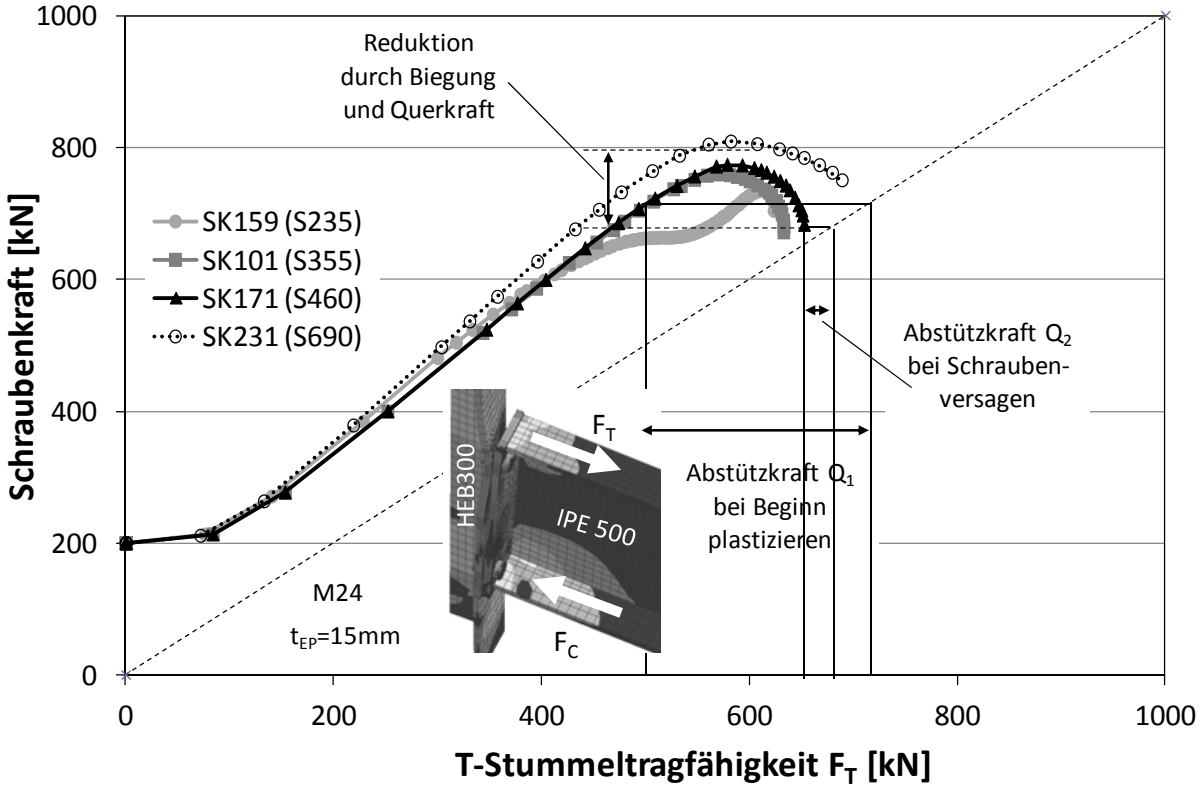
C.1: Abstützkräfte bündiger Stirnplatten

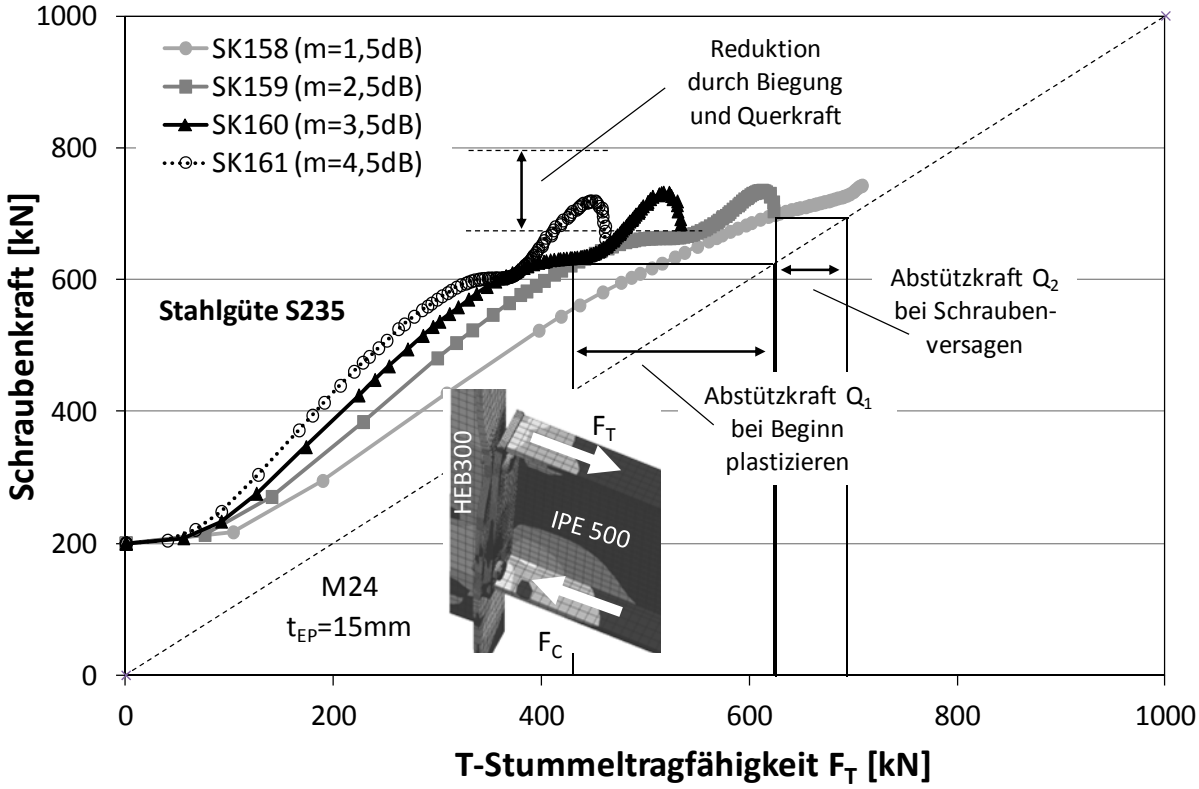
Die Diagramme zeigen die Entwicklung von Schraubenkraft und Zugkraftwiderstand des T-Stummels. Dabei kann zwischen den Zeitpunkten „Beginn des Plastizierens“ und Schraubenversagen“ unterschieden werden. Für beide Zeitpunkte ist ein klarer Unterschied der Abstützkräfte ablesbar. Zudem geht aus den Diagrammen die Abminderung durch Schraubenbiegung bzw. Scherbeanspruchung der Schraube hervor.

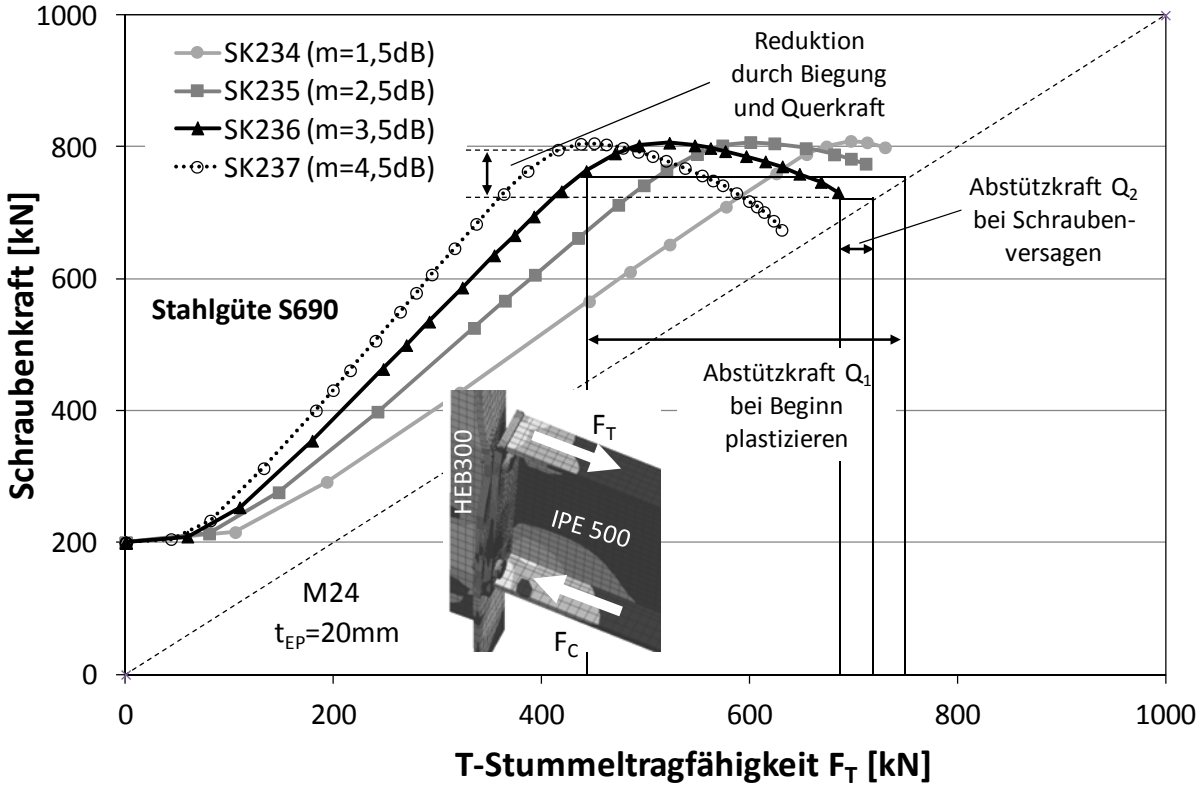
Desweiteren lässt sich die Aktivierung von Membrantrageffekten in der Stirnplatte, anhand eines Art „Wieverfestigungsbereiches“ der Schrauben ausmachen. Die “Steigung“ der Schraubenkraft nimmt also ab einem gewisssen Punkt wieder deutlich zu, nachdem sie zwischendurch etwas „abgeflacht“ war.

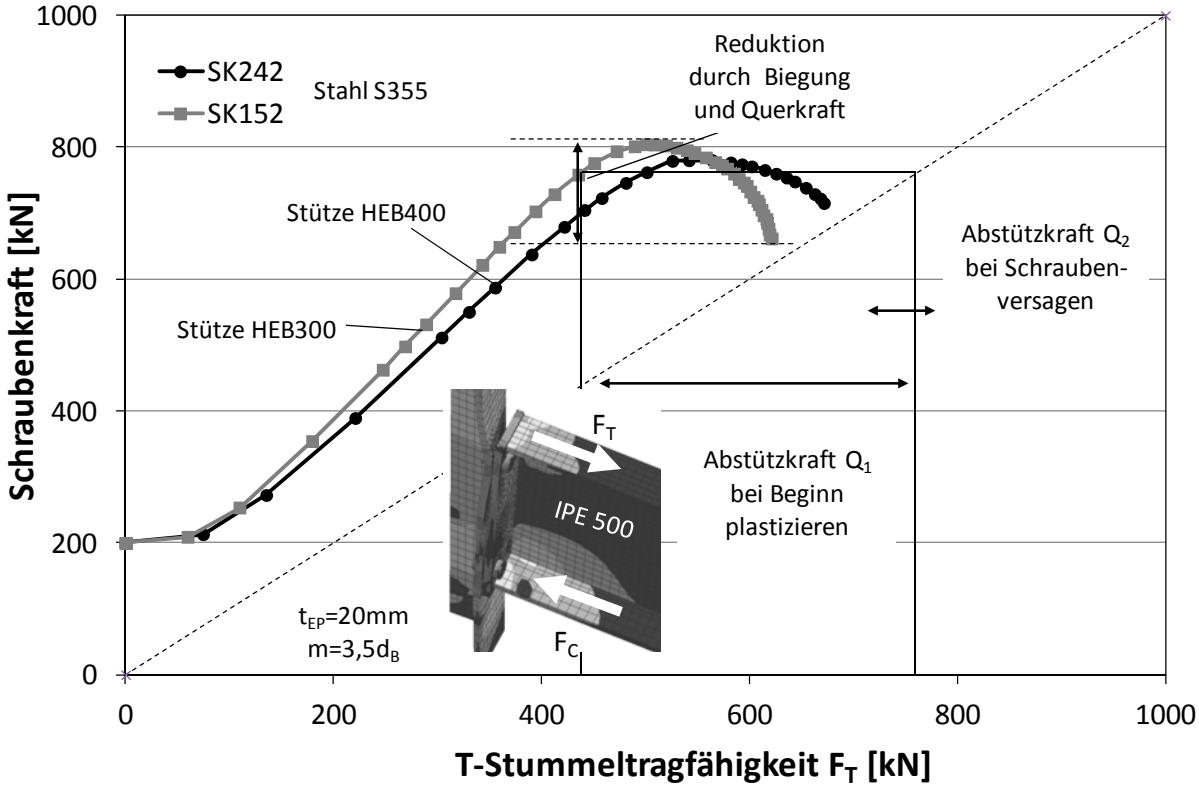


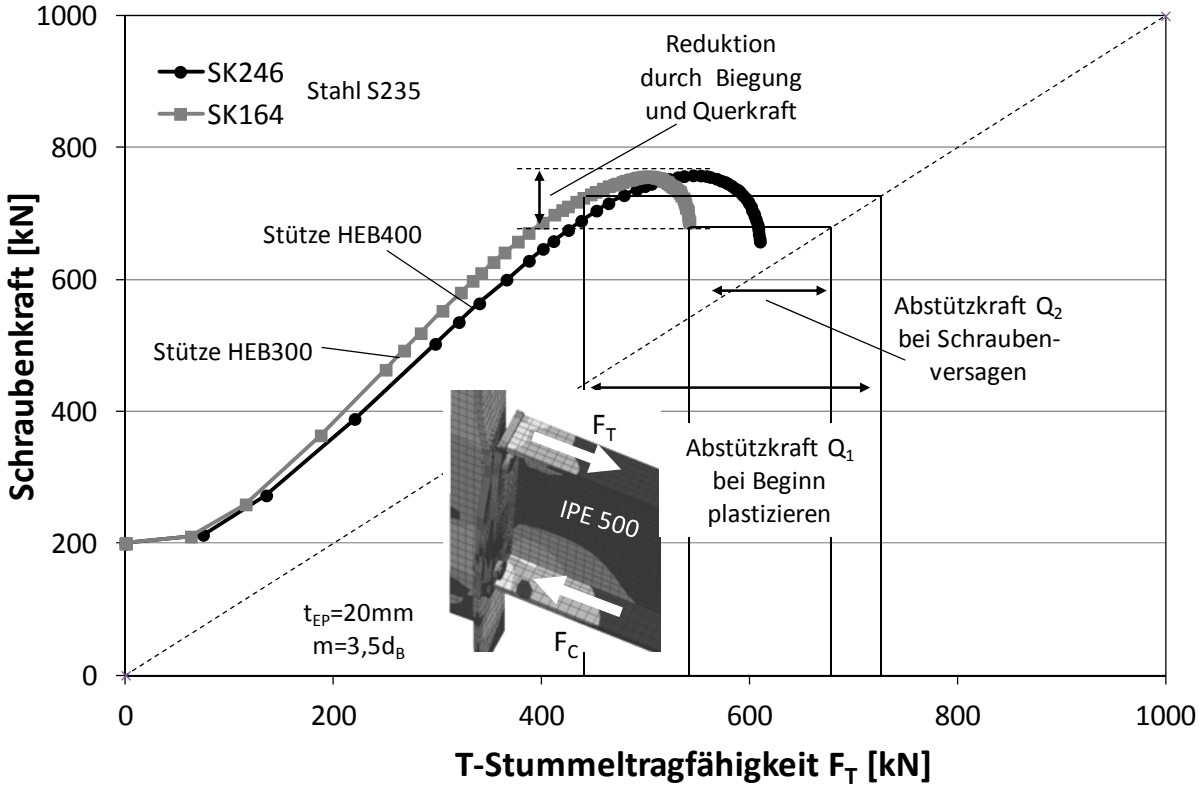

Reduktion
durch Biegung
und Querkraft
SK163 (S235)
SK151 (S355)
SK175 (S460)
SK235 (S690)
Abstützkraft Q_2
bei Schrauben-
versagen
Abstützkraft Q_1
bei Beginn
plastizieren
HEB300
IPE 500
F_T
F_C
M24
t_{EP}=20mm
Schraubenkraft [kN]
T-Stummeltragfähigkeit F_T [kN]
0
200
400
600
800
1000

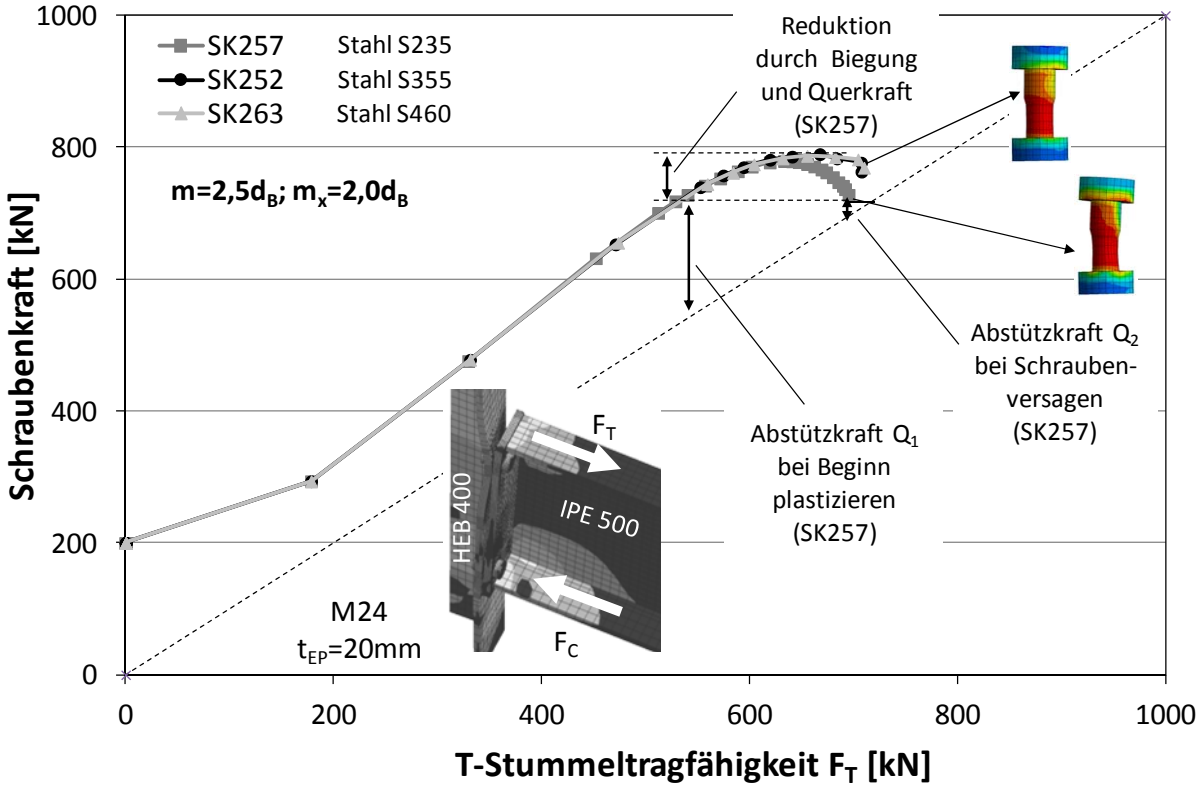

Reduktion
durch Biegung
und Querkraft
SK159 (S235)
SK101 (S355)
SK171 (S460)
SK231 (S690)
Abstützkraft Q_2
bei Schrauben-
versagen
Abstützkraft Q_1
bei Beginn
plastizieren
HEB300
IPE 500
F_T
F_C
M24
t_{EP}=15mm
Schraubenkraft [kN]
T-Stummeltragfähigkeit F_T [kN]
0
200
400
600
800
1000

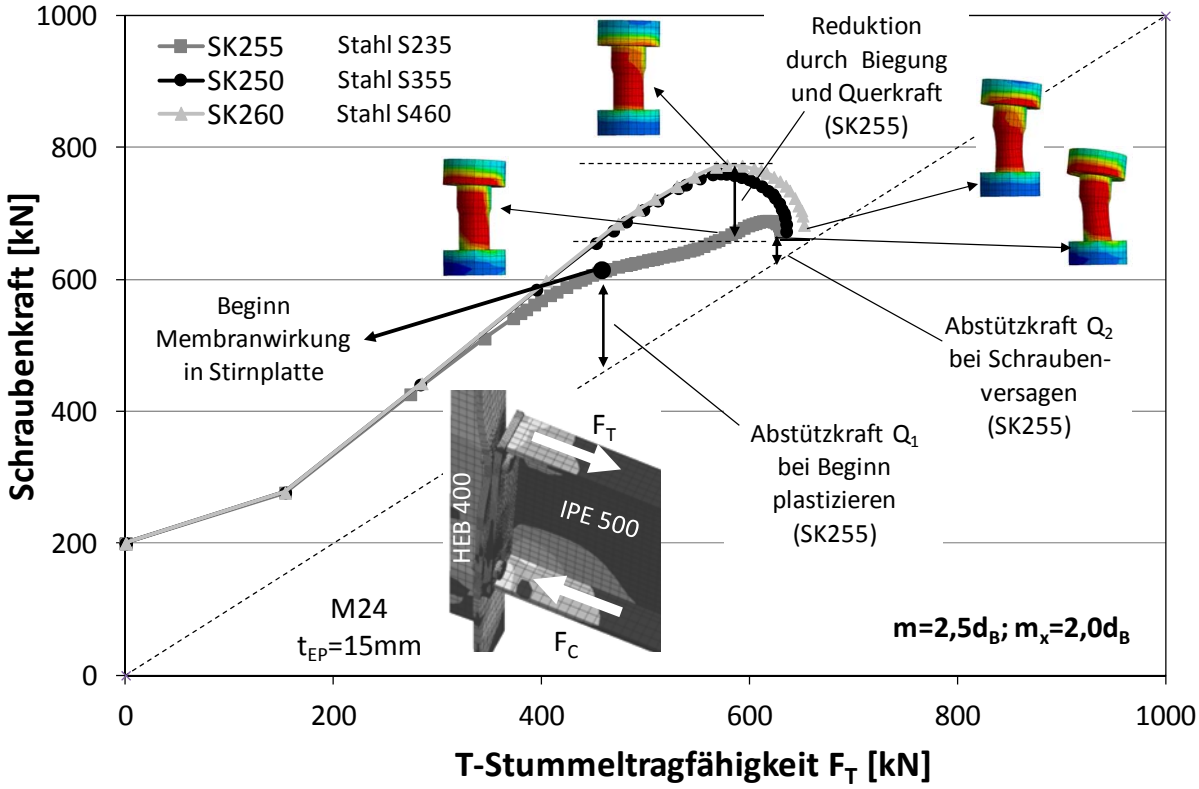

SK158 (m=1,5dB)
SK159 (m=2,5dB)
SK160 (m=3,5dB)
SK161 (m=4,5dB)
Reduktion durch Biegung und Querkraft
Abstützkraft Q_2 bei Schrauben-versagen
Abstützkraft Q_1 bei Beginn plastizieren
Stahlgüte S235
HEB300
IPE 500
F_T
F_C
M24
t_{EP}=15mm
Schraubenkraft [kN]
T-Stummeltragfähigkeit F_T [kN]
0
200
400
600
800
1000

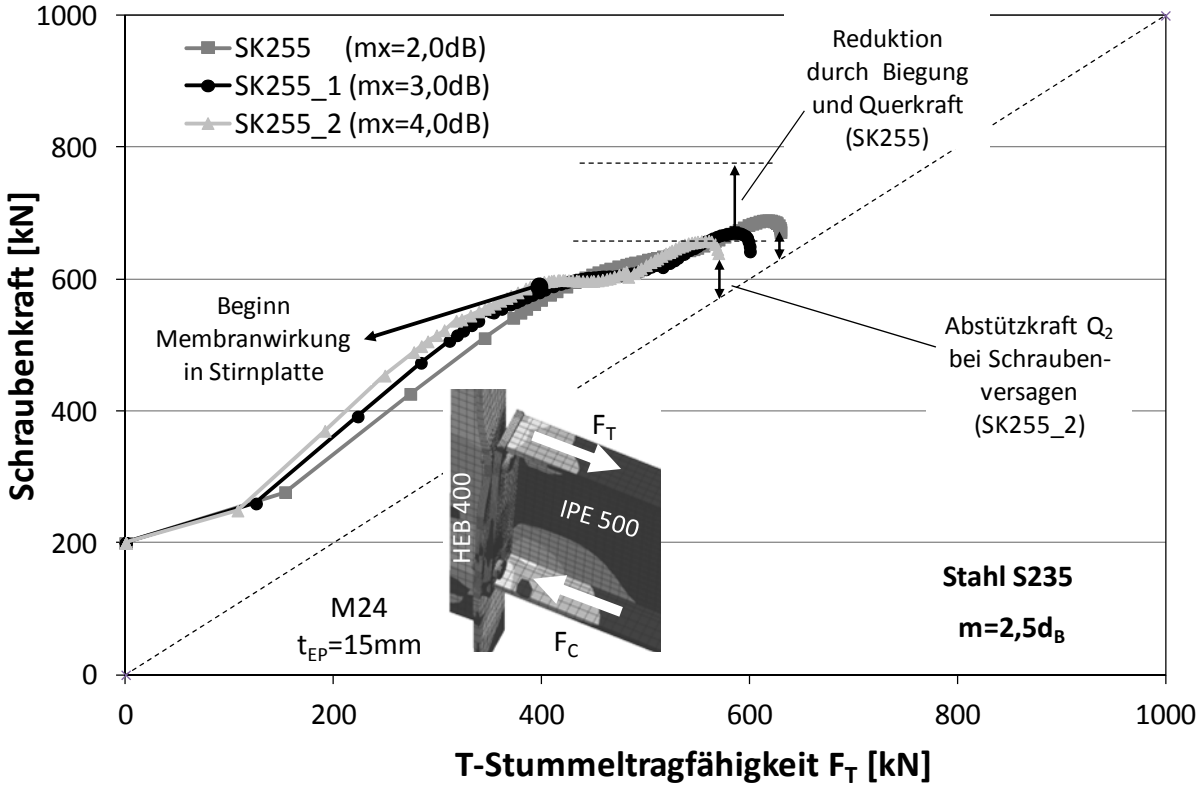

SK234 (m=1,5dB)
SK235 (m=2,5dB)
SK236 (m=3,5dB)
SK237 (m=4,5dB)
Reduktion durch Biegung und Querkraft
Abstützkraft Q_2 bei Schrauben-versagen
Abstützkraft Q_1 bei Beginn plastizieren
Stahlgüte S690
HEB300
IPE 500
F_T
F_C
M24
t_{EP}=20mm
Schraubenkraft [kN]
T-Stummeltragfähigkeit F_T [kN]
0
200
400
600
800
1000

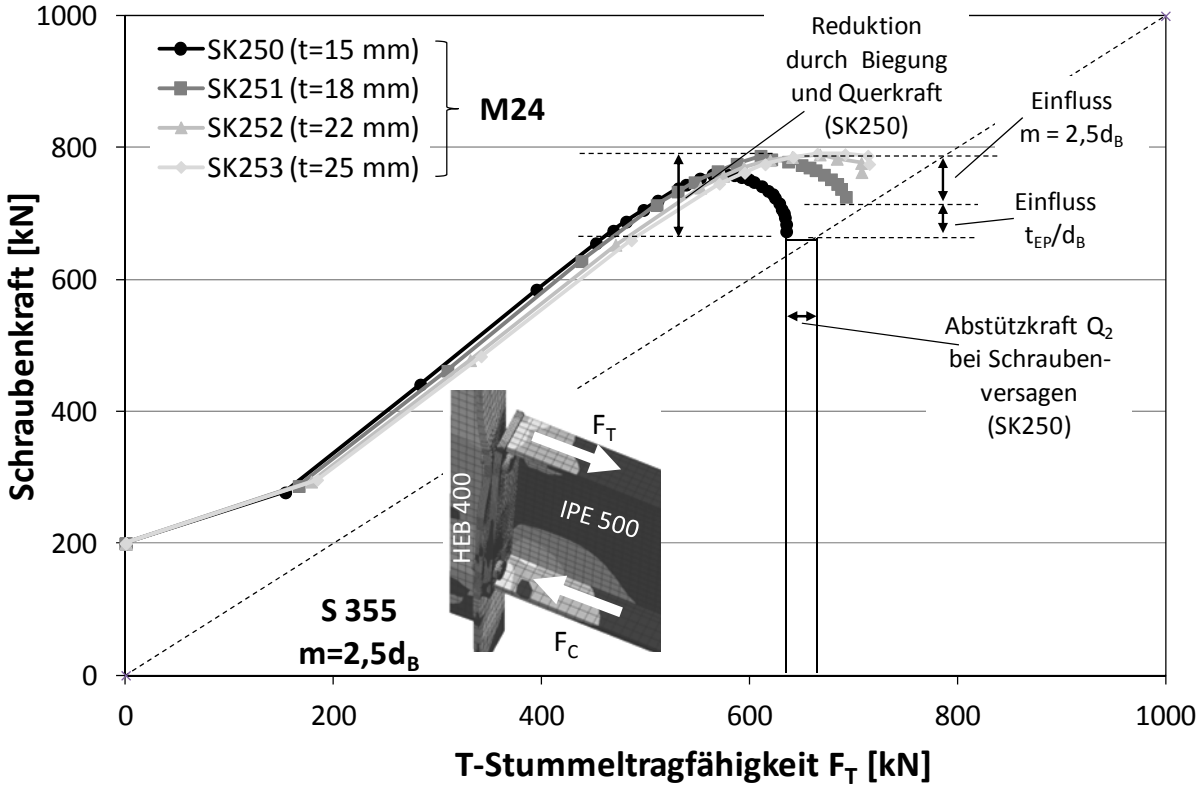

SK242
SK152
Stahl S355
Reduktion
durch Biegung
und Querkraft
Stütze HEB400
Stütze HEB300
Abstützkraft Q2
bei Schrauben-
versagen
Abstützkraft Q1
bei Beginn
plastizieren
FT
IPE 500
FC
tEP=20mm
m=3,5dB
Schraubenkraft [kN]
T-Stummeltragfähigkeit FT [kN]
0
200
400
600
800
1000

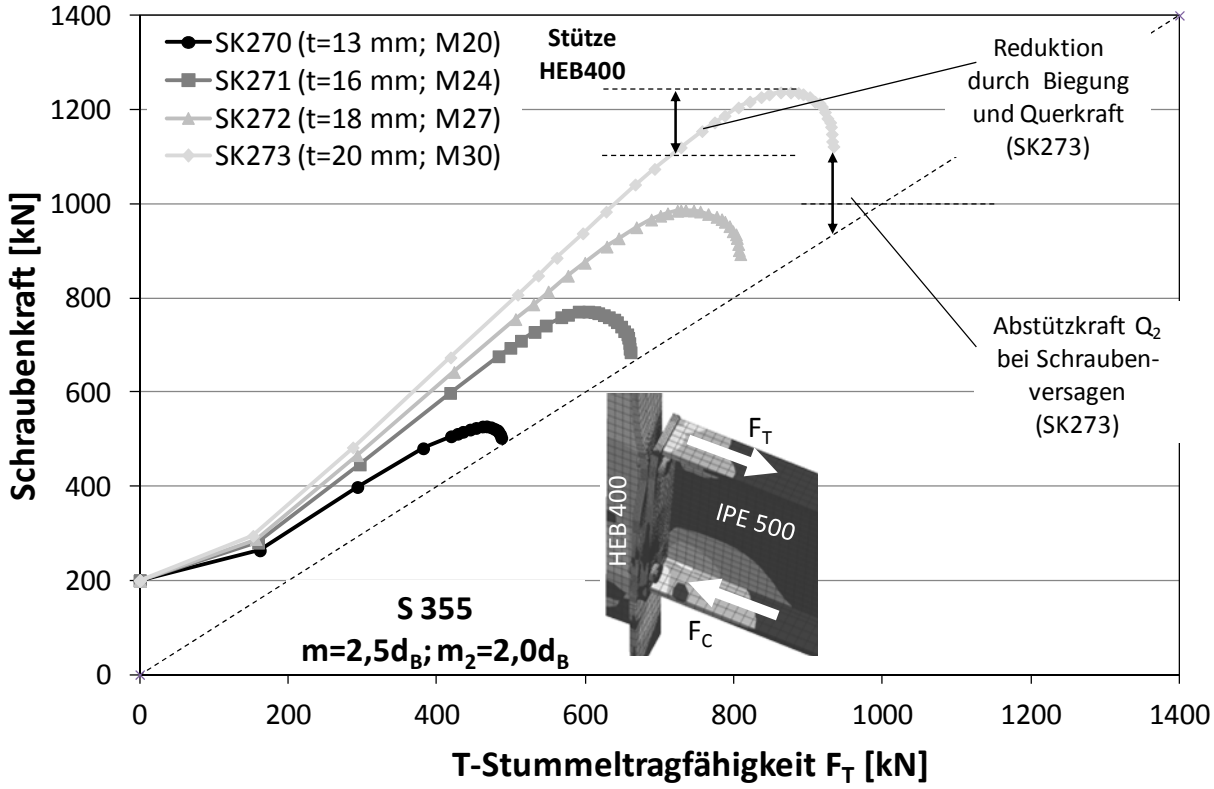

SK246
SK164
Stahl S235
Reduktion
durch Biegung
und Querkraft
Stütze HEB400
Stütze HEB300
Abstützkraft Q2
bei Schrauben-
versagen
Abstützkraft Q1
bei Beginn
plastizieren
FT
IPE 500
FC
tEP=20mm
m=3,5dB
Schraubenkraft [kN]
T-Stummeltragfähigkeit FT [kN]
0
200
400
600
800
1000

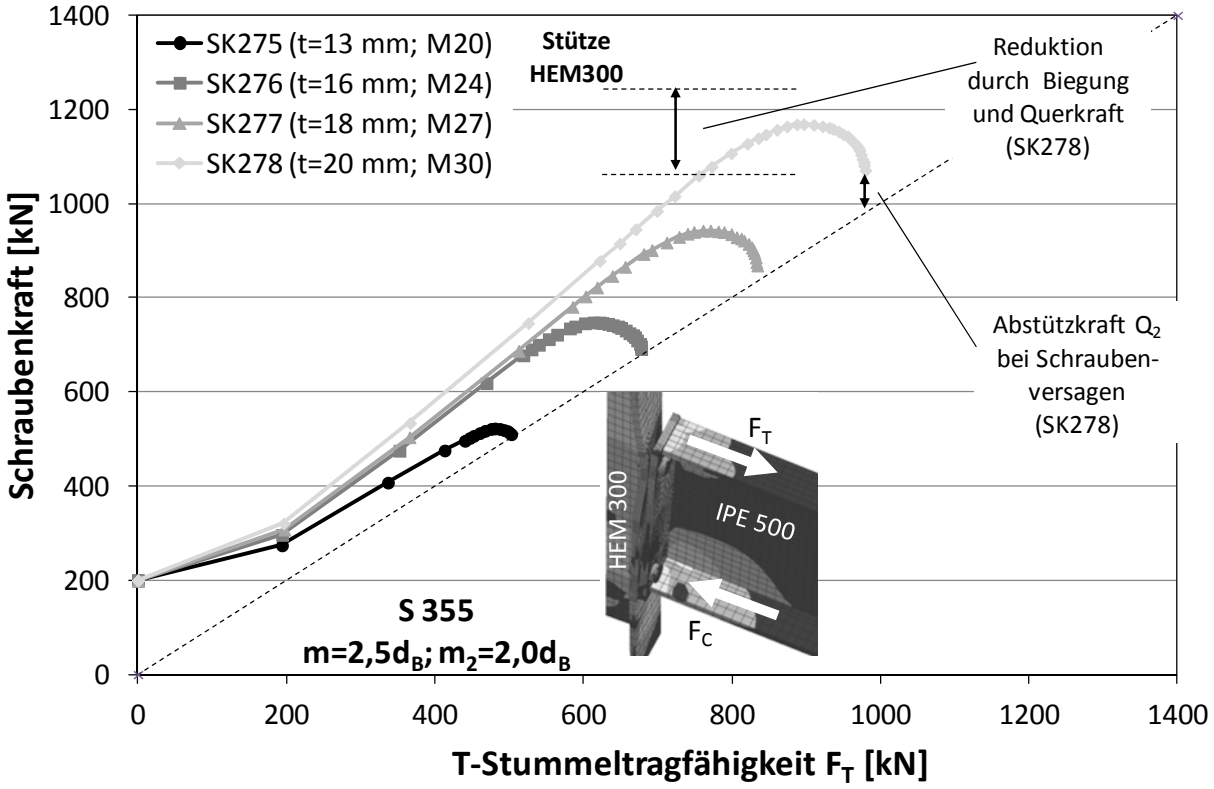

SK257 Stahl S235
SK252 Stahl S355
SK263 Stahl S460
m=2,5d_B; m_x=2,0d_B
Reduktion durch Biegung und Querkraft (SK257)
Abstützkraft Q_2 bei Schrauben-versagen (SK257)
Abstützkraft Q_1 bei Beginn plastizieren (SK257)
F_T
F_C
HEB 400
IPE 500
M24
t_EP=20mm
Schraubenkraft [kN]
T-Stummeltragfähigkeit F_T [kN]
0
200
400
600
800
1000

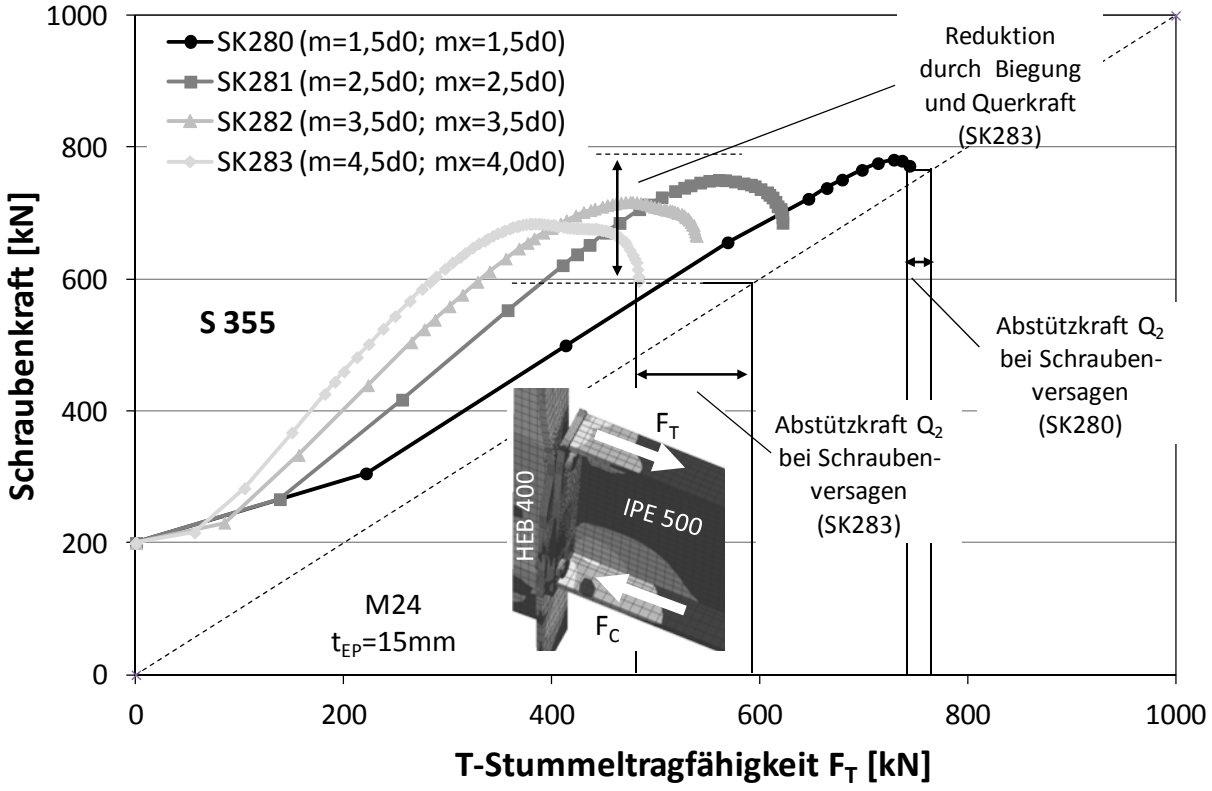

SK255 Stahl S235
SK250 Stahl S355
SK260 Stahl S460
Reduktion durch Biegung und Querkraft (SK255)
Beginn Membranwirkung in Stirnplatte
Abstützkraft Q_2 bei Schrauben-versagen (SK255)
Abstützkraft Q_1 bei Beginn plastizieren (SK255)
F_T
F_C
HEB 400
IPE 500
M24
t_EP=15mm
m=2,5d_B; m_x=2,0d_B
Schraubenkraft [kN]
T-Stummeltragfähigkeit F_T [kN]
0
200
400
600
800
1000

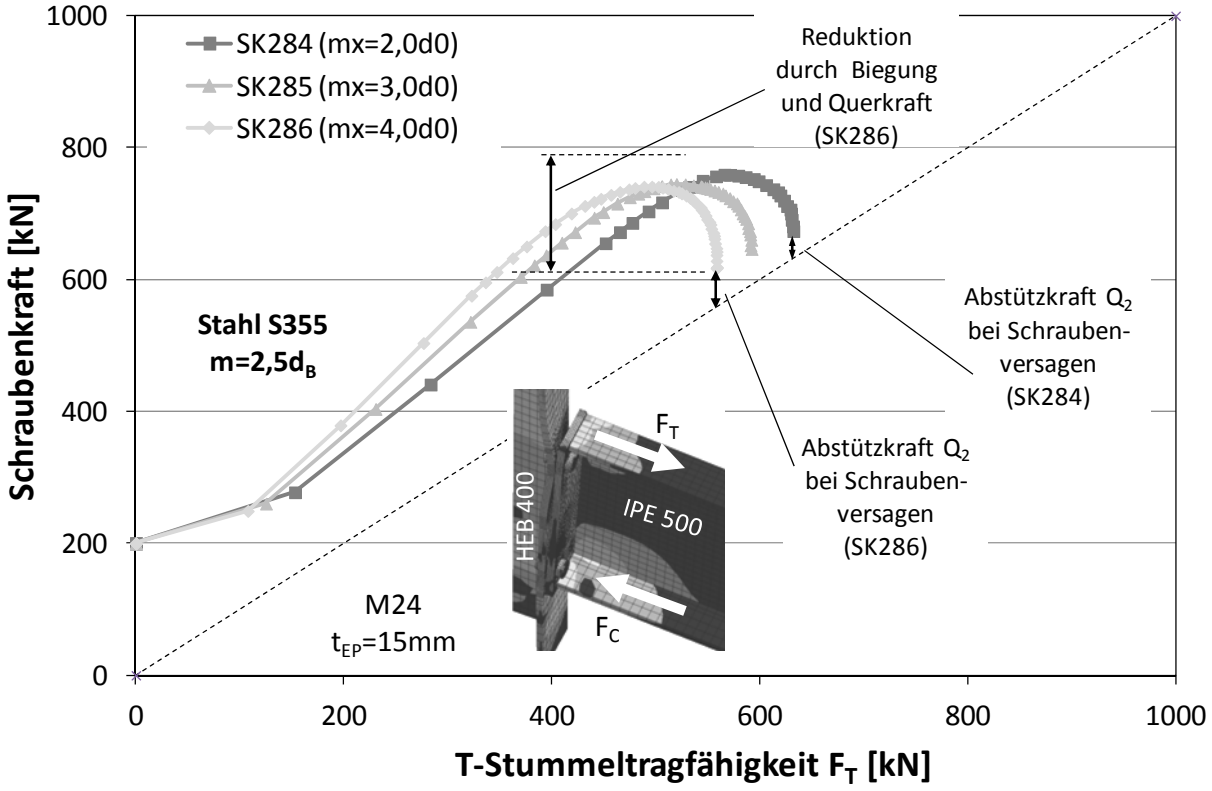

SK255 (mx=2,0dB)
SK255_1 (mx=3,0dB)
SK255_2 (mx=4,0dB)
Reduktion durch Biegung und Querkraft (SK255)
Beginn Membranwirkung in Stirnplatte
Abstützkraft Q_2 bei Schrauben-versagen (SK255_2)
F_T
HEB 400
IPE 500
F_C
M24
t_{EP}=15mm
Stahl S235
m=2,5d_B
Schraubenkraft [kN]
T-Stummeltragfähigkeit F_T [kN]
0
200
400
600
800
1000


SK250 (t=15 mm)
SK251 (t=18 mm)
SK252 (t=22 mm)
SK253 (t=25 mm)
M24
Reduktion durch Biegung und Querkraft (SK250)
Einfluss m = 2,5d_B
Einfluss t_{EP}/d_B
Abstützkraft Q_2 bei Schrauben-versagen (SK250)
F_T
HEB 400
IPE 500
F_C
S 355
m=2,5d_B
Schraubenkraft [kN]
T-Stummeltragfähigkeit F_T [kN]
0
200
400
600
800
1000


SK270 (t=13 mm; M20)
SK271 (t=16 mm; M24)
SK272 (t=18 mm; M27)
SK273 (t=20 mm; M30)
Stütze
HEB400
Reduktion
durch Biegung
und Querkraft
(SK273)
Abstützkraft Q_2
bei Schrauben-
versagen
(SK273)
F_T
IPE 500
HEB 400
F_C
S 355
$m=2,5d_B; m_2=2,0d_B$
Schraubenkraft [kN]
T-Stummeltragfähigkeit F_T [kN]
0
200
400
600
800
1000
1200
1400

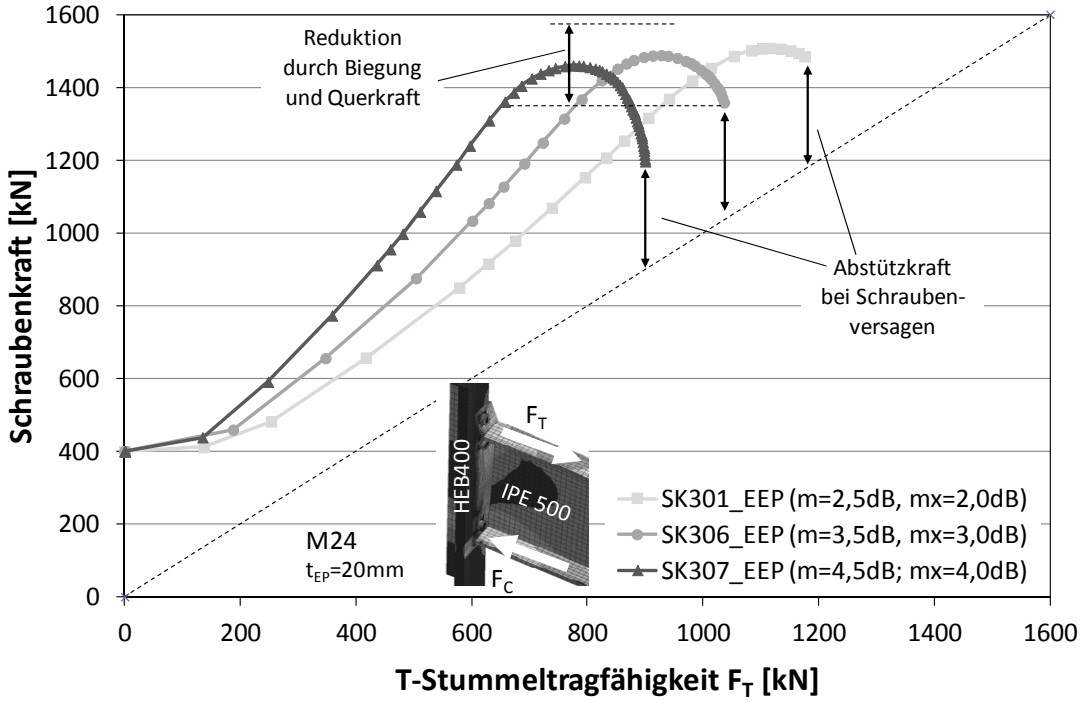

SK275 (t=13 mm; M20)
SK276 (t=16 mm; M24)
SK277 (t=18 mm; M27)
SK278 (t=20 mm; M30)
Stütze
HEM300
Reduktion
durch Biegung
und Querkraft
(SK278)
Abstützkraft Q_2
bei Schrauben-
versagen
(SK278)
F_T
IPE 500
HEM 300
F_C
S 355
$m=2,5d_B; m_2=2,0d_B$
Schraubenkraft [kN]
T-Stummeltragfähigkeit F_T [kN]
0
200
400
600
800
1000
1200
1400

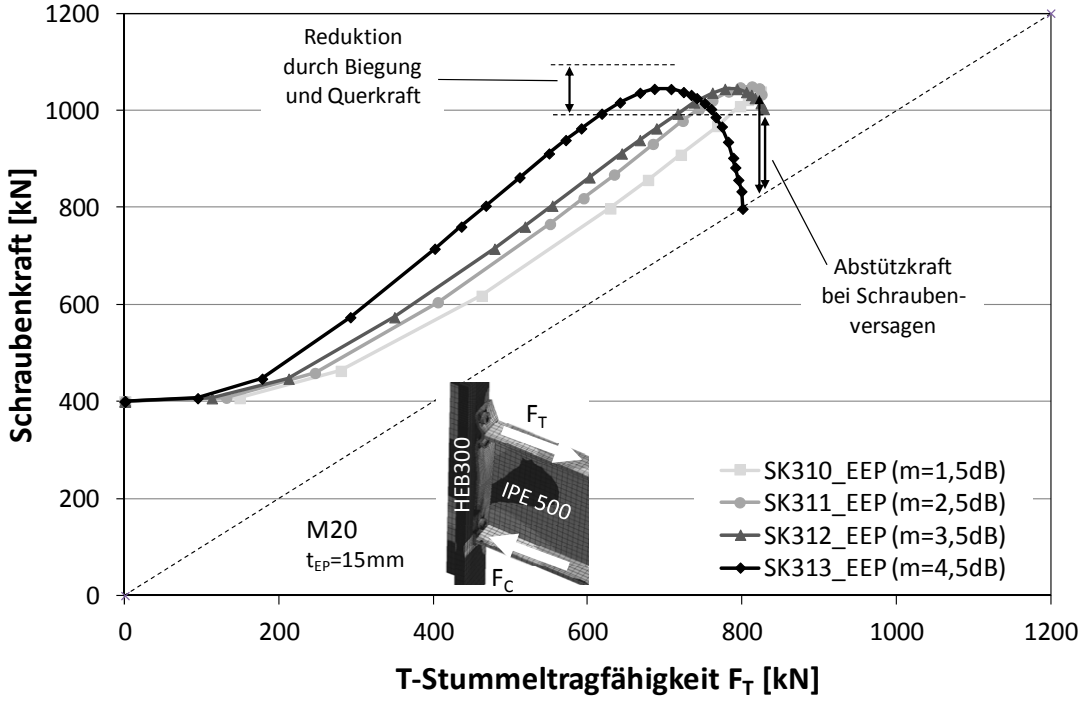

SK280 (m=1,5d0; mx=1,5d0)
SK281 (m=2,5d0; mx=2,5d0)
SK282 (m=3,5d0; mx=3,5d0)
SK283 (m=4,5d0; mx=4,0d0)
Reduktion durch Biegung und Querkraft (SK283)
S 355
Abstützkraft Q2 bei Schrauben-versagen (SK280)
Abstützkraft Q2 bei Schrauben-versagen (SK283)
FT
HEB 400
IPE 500
FC
M24
tEP=15mm
Schraubenkraft [kN]
T-Stummeltragfähigkeit FT [kN]
0
200
400
600
800
1000

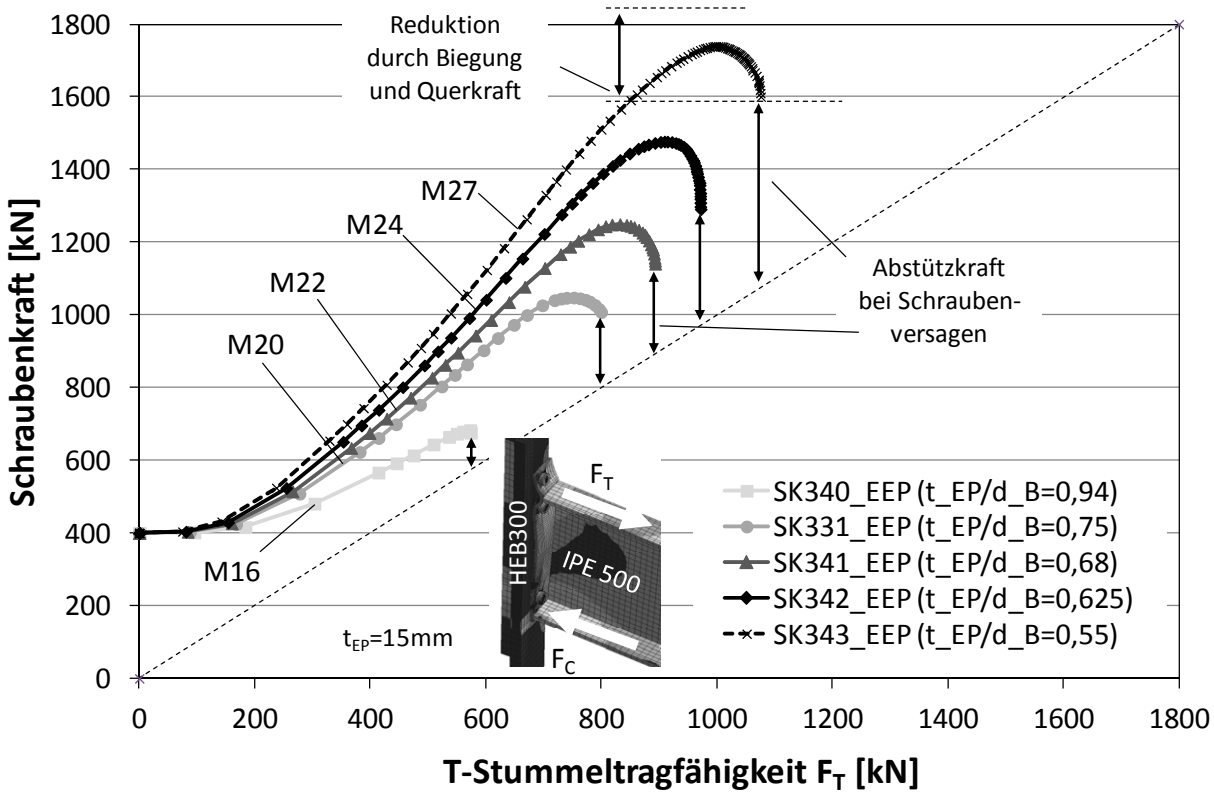

SK284 (mx=2,0d0)
SK285 (mx=3,0d0)
SK286 (mx=4,0d0)
Reduktion durch Biegung und Querkraft (SK286)
Stahl S355
m=2,5dB
Abstützkraft Q2 bei Schrauben-versagen (SK284)
Abstützkraft Q2 bei Schrauben-versagen (SK286)
FT
HEB 400
IPE 500
FC
M24
tEP=15mm
Schraubenkraft [kN]
T-Stummeltragfähigkeit FT [kN]
0
200
400
600
800
1000

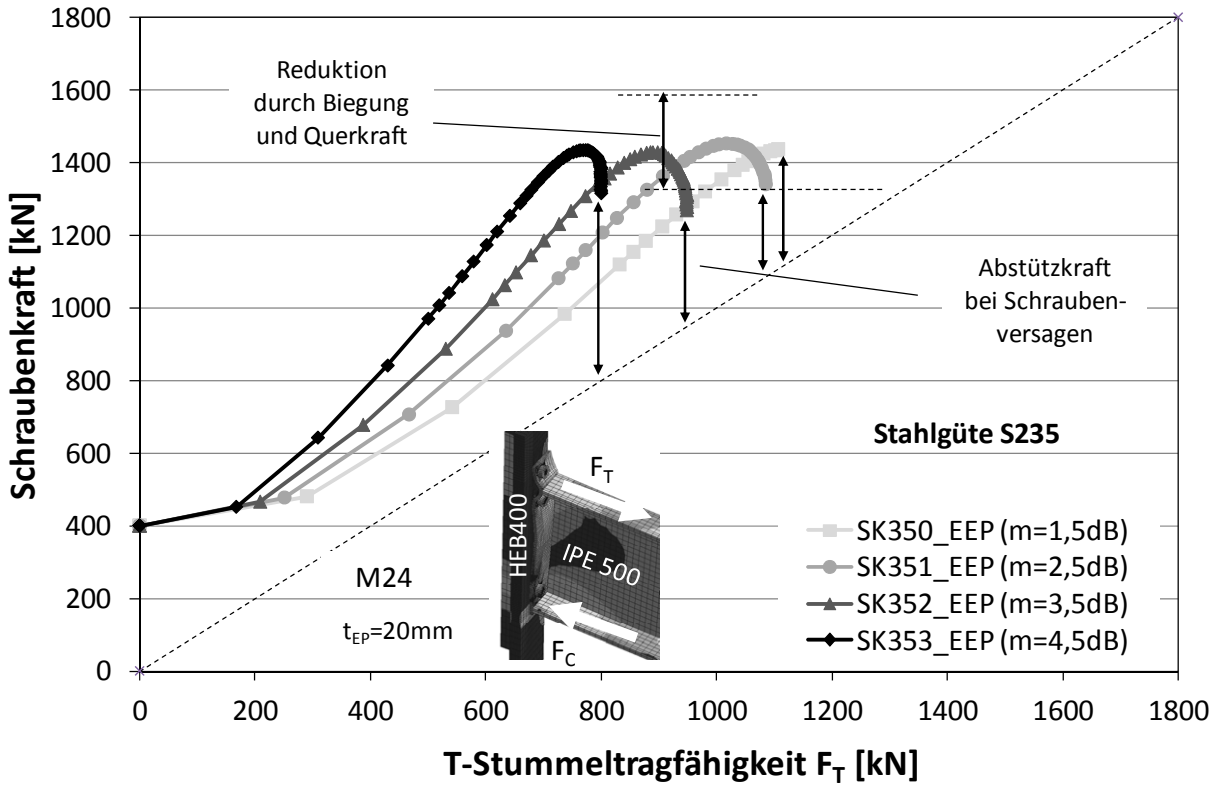
Anhang D

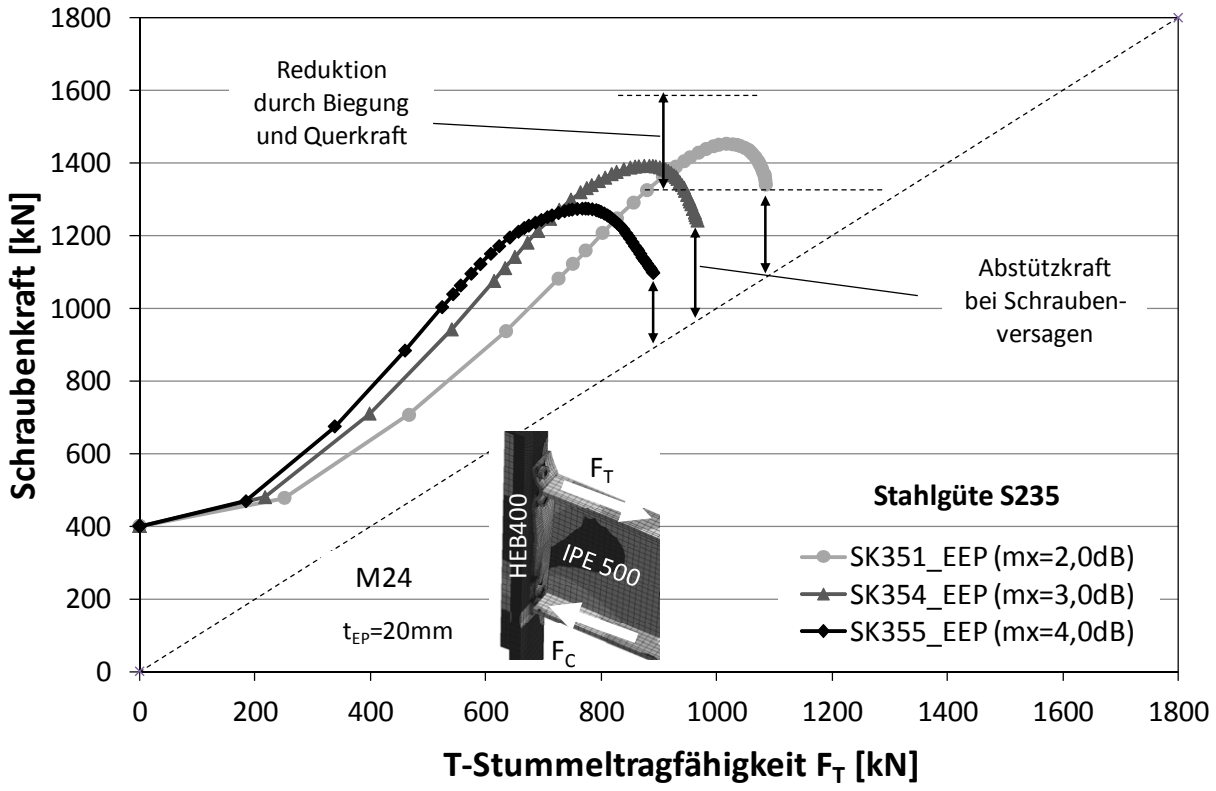
D.1: Abstützkräfte überstehender Stirnplatten

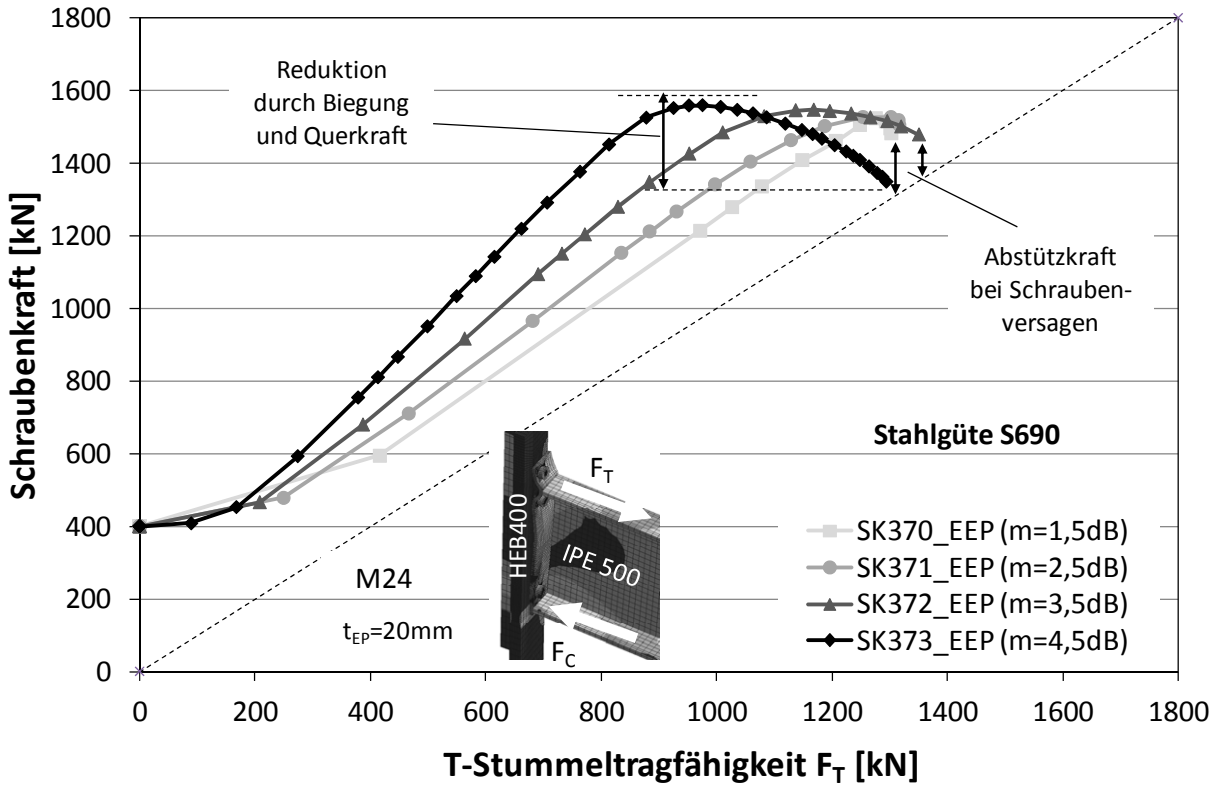


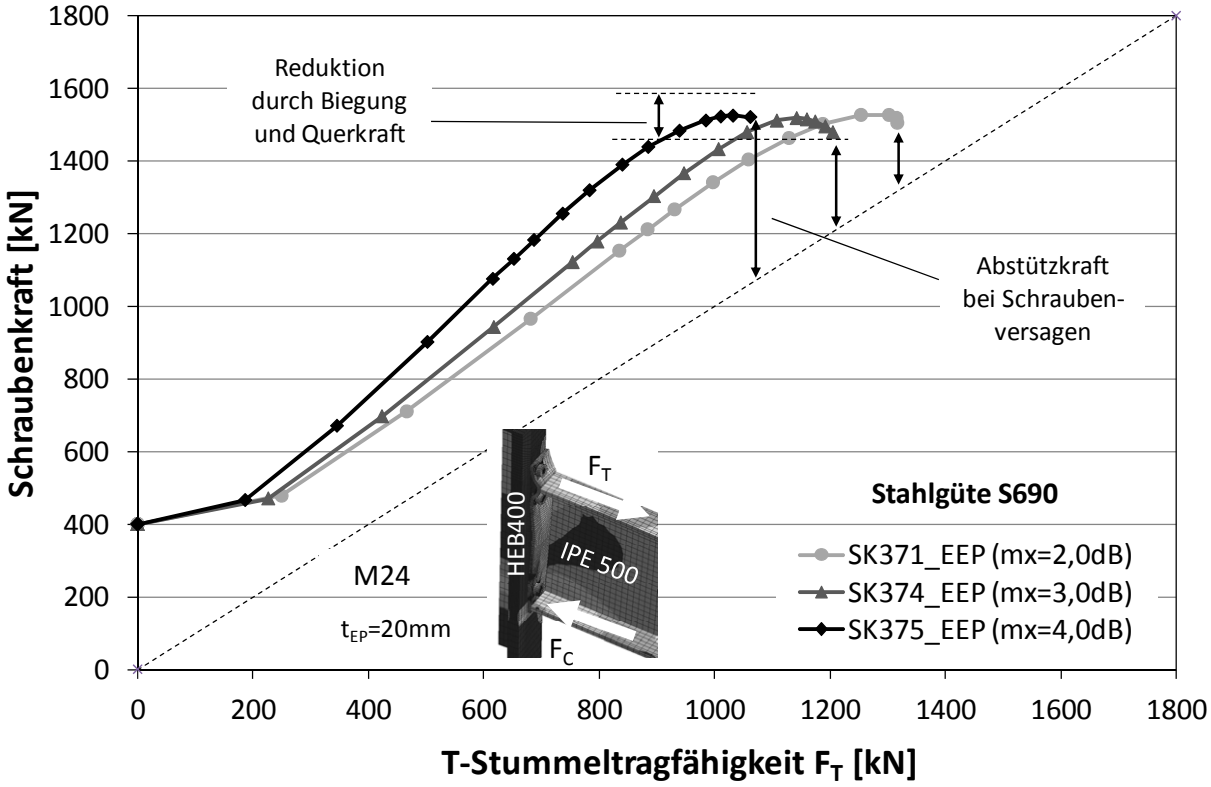


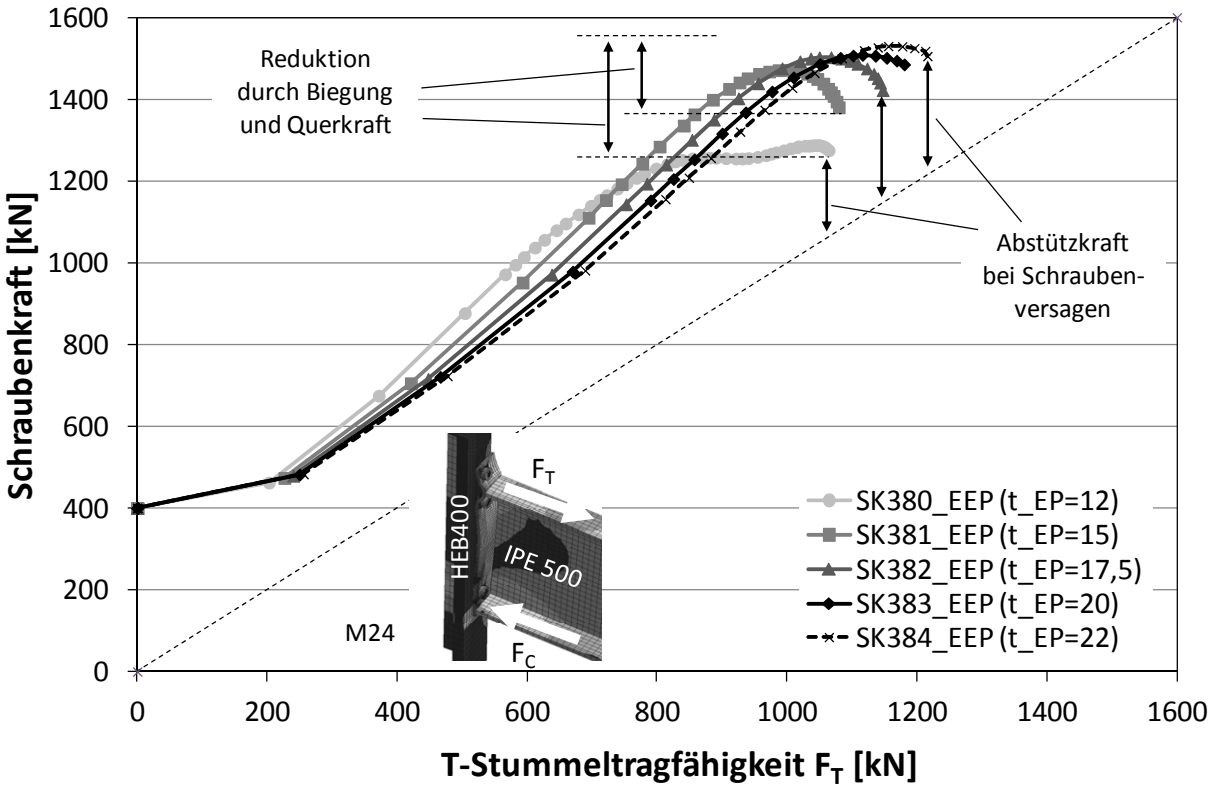

Reduktion
durch Biegung
und Querkraft
M27
M24
M22
M20
M16
Abstützkraft
bei Schrauben-
versagen
HEB300
IPE 500
F_T
F_C
t_{EP}=15mm
SK340_EEP (t_EP/d_B=0,94)
SK331_EEP (t_EP/d_B=0,75)
SK341_EEP (t_EP/d_B=0,68)
SK342_EEP (t_EP/d_B=0,625)
SK343_EEP (t_EP/d_B=0,55)
Schraubenkraft [kN]
T-Stummeltragfähigkeit F_T [kN]
0
200
400
600
800
1000
1200
1400
1600
1800

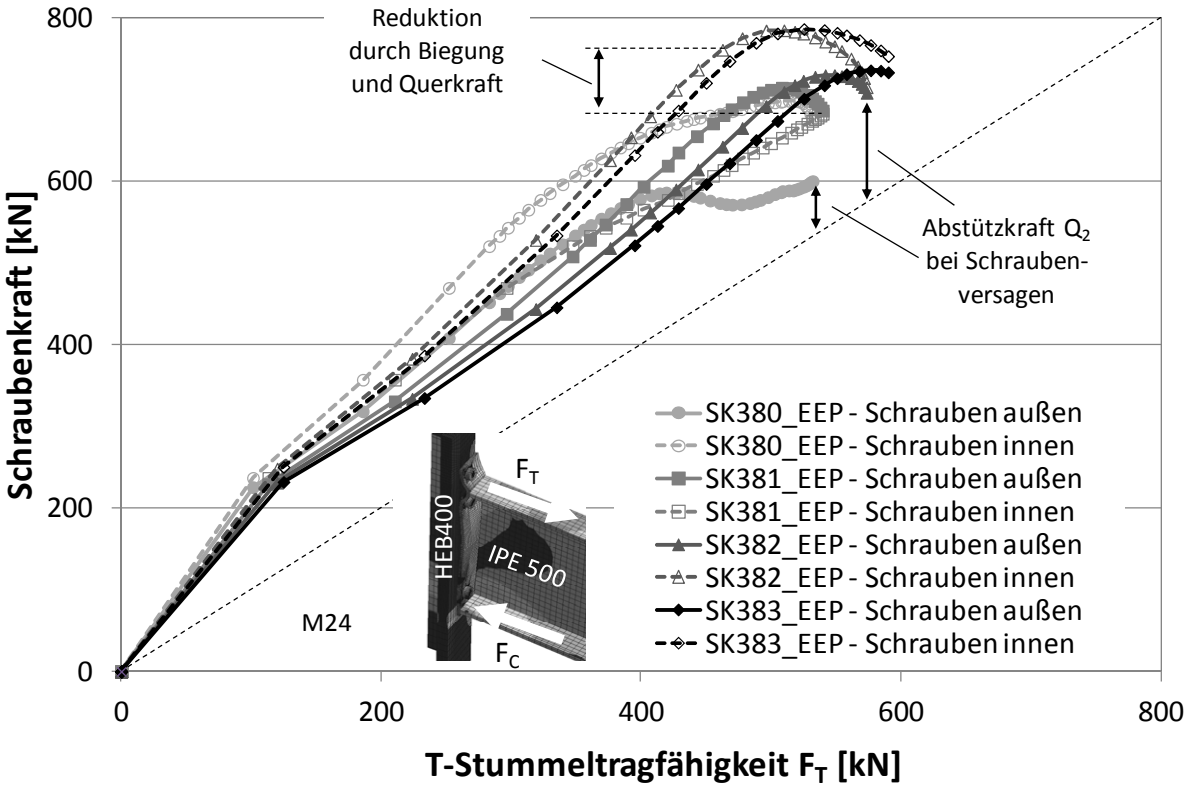

Reduktion
durch Biegung
und Querkraft
Abstützkraft
bei Schrauben-
versagen
Stahlgüte S235
HEB400
IPE 500
F_T
F_C
M24
t_{EP}=20mm
SK350_EEP (m=1,5dB)
SK351_EEP (m=2,5dB)
SK352_EEP (m=3,5dB)
SK353_EEP (m=4,5dB)
Schraubenkraft [kN]
T-Stummeltragfähigkeit F_T [kN]
0
200
400
600
800
1000
1200
1400
1600
1800

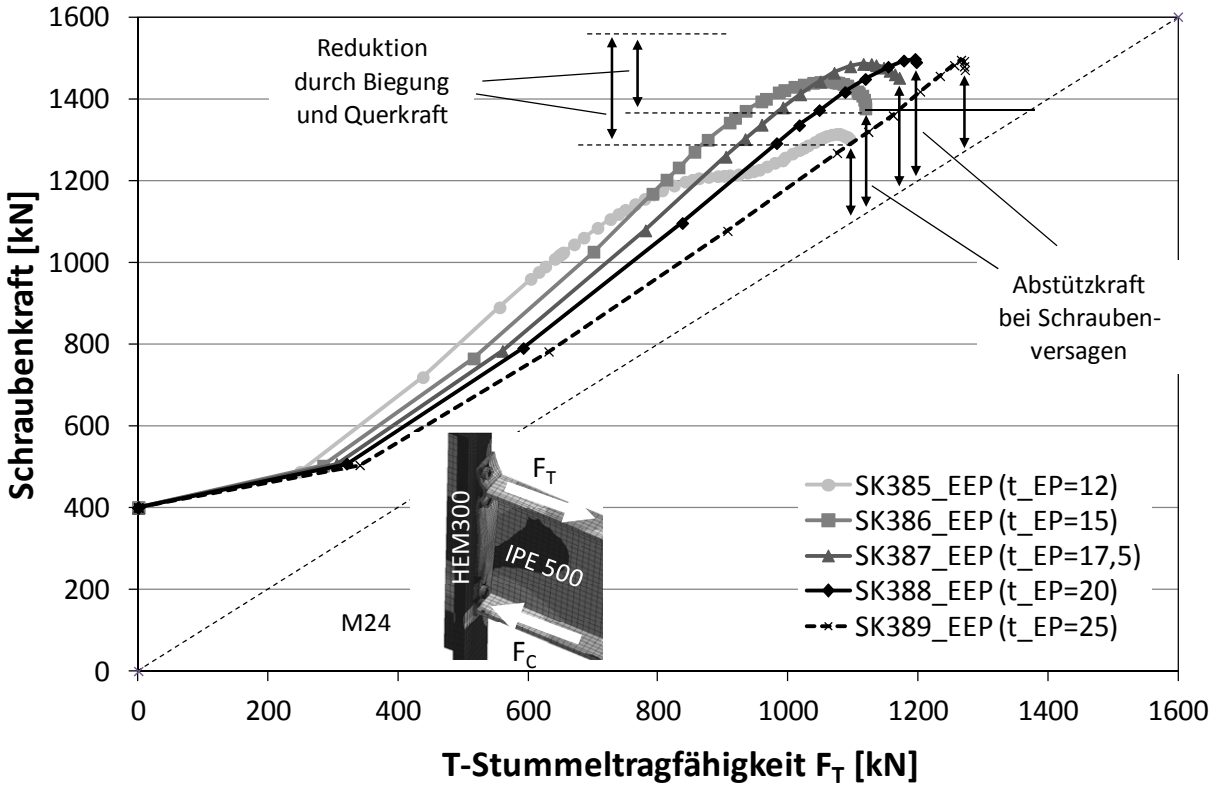

Reduktion
durch Biegung
und Querkraft
Abstützkraft
bei Schrauben-
versagen
Stahlgüte S235
SK351_EEP (mx=2,0dB)
SK354_EEP (mx=3,0dB)
SK355_EEP (mx=4,0dB)
M24
tEP=20mm
HEB400
IPE 500
FT
FC
Schraubenkraft [kN]
T-Stummeltragfähigkeit FT [kN]
0
200
400
600
800
1000
1200
1400
1600
1800

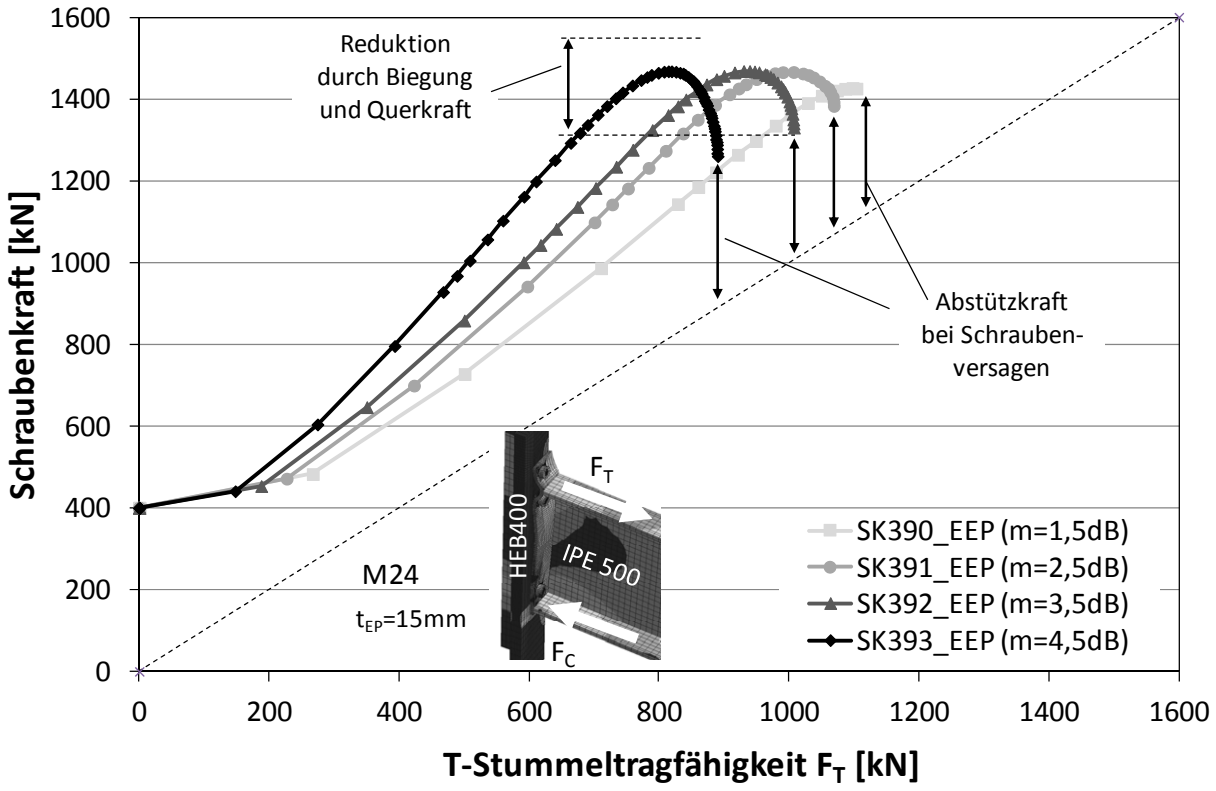

Reduktion
durch Biegung
und Querkraft
Abstützkraft
bei Schrauben-
versagen
Stahlgüte S690
SK370_EEP (m=1,5dB)
SK371_EEP (m=2,5dB)
SK372_EEP (m=3,5dB)
SK373_EEP (m=4,5dB)
M24
tEP=20mm
HEB400
IPE 500
FT
FC
Schraubenkraft [kN]
T-Stummeltragfähigkeit FT [kN]
0
200
400
600
800
1000
1200
1400
1600
1800

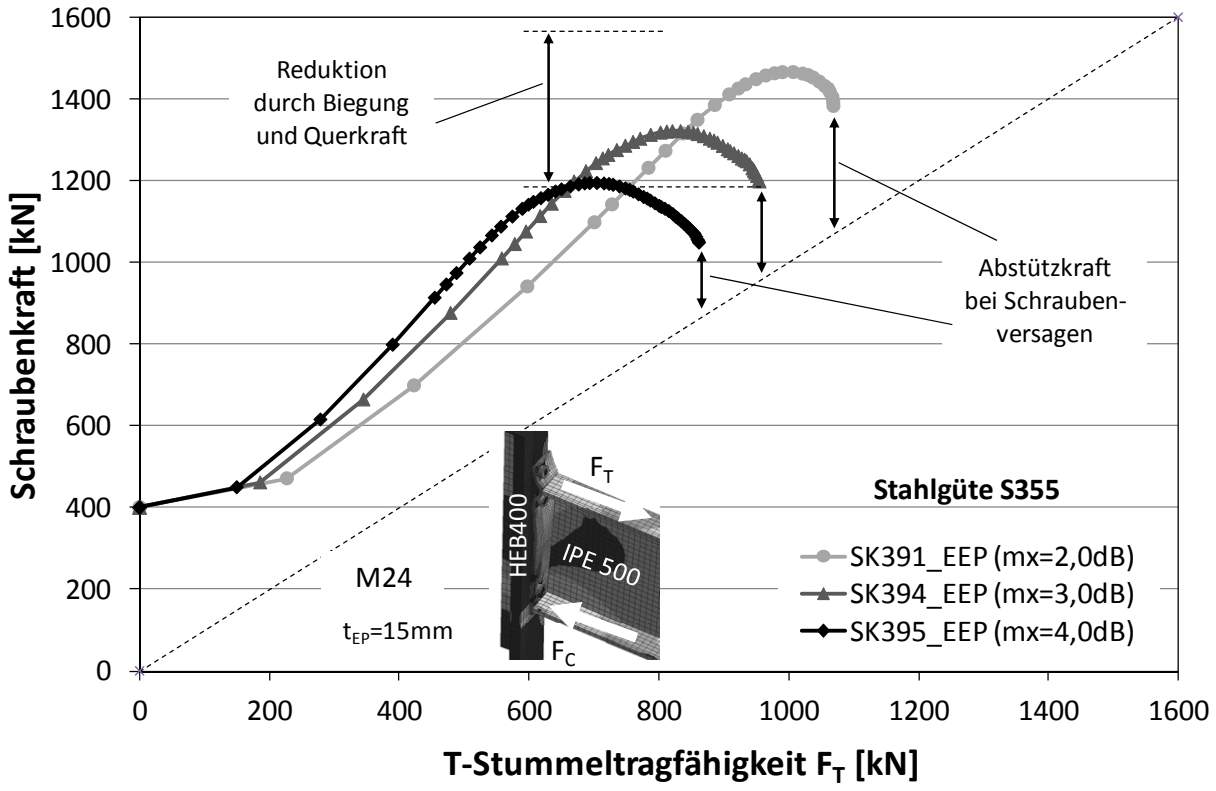

Reduktion
durch Biegung
und Querkraft
Abstützkraft
bei Schrauben-
versagen
Stahlgüte S690
SK371_EEP (mx=2,0dB)
SK374_EEP (mx=3,0dB)
SK375_EEP (mx=4,0dB)
M24
t_{EP}=20mm
HEB400
IPE 500
F_T
F_C
Schraubenkraft [kN]
T-Stummeltragfähigkeit F_T [kN]
0
200
400
600
800
1000
1200
1400
1600
1800

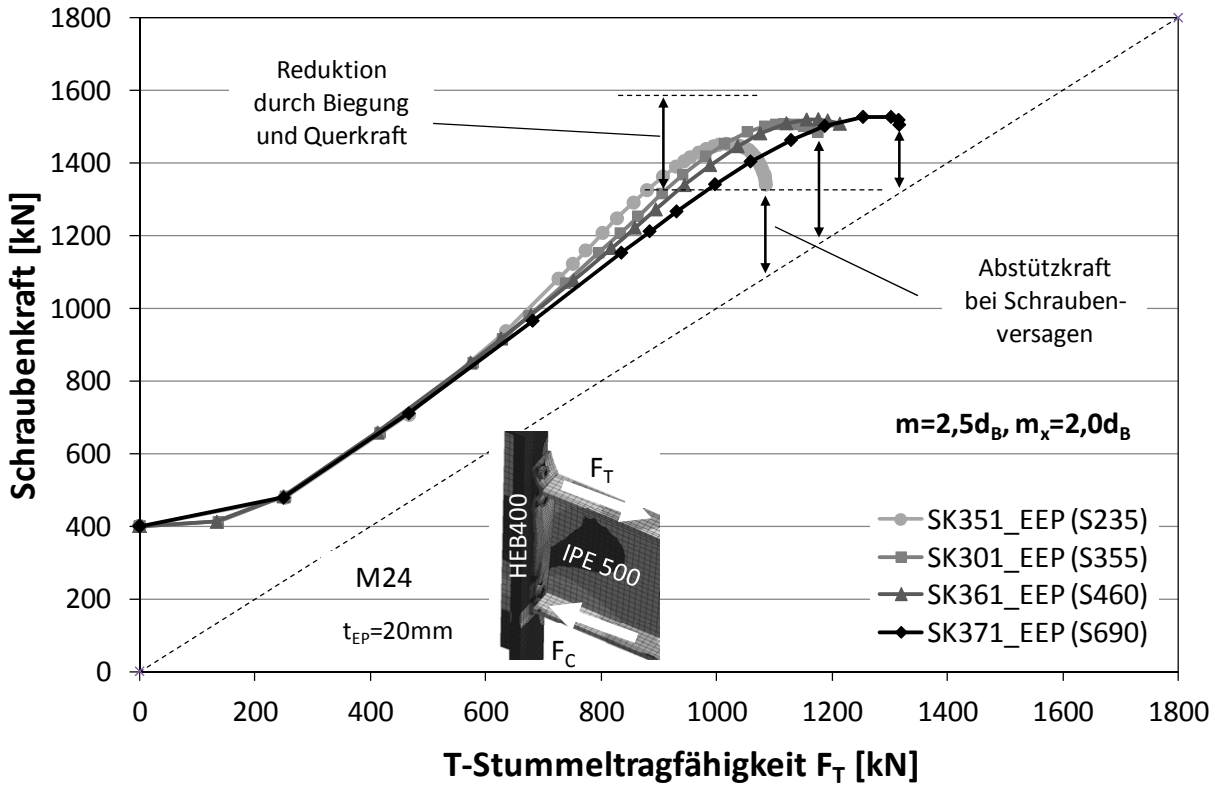

Reduktion
durch Biegung
und Querkraft
Abstützkraft
bei Schrauben-
versagen
SK380_EEP (t_EP=12)
SK381_EEP (t_EP=15)
SK382_EEP (t_EP=17,5)
SK383_EEP (t_EP=20)
SK384_EEP (t_EP=22)
M24
HEB400
IPE 500
F_T
F_C
Schraubenkraft [kN]
T-Stummeltragfähigkeit F_T [kN]
0
200
400
600
800
1000
1200
1400
1600

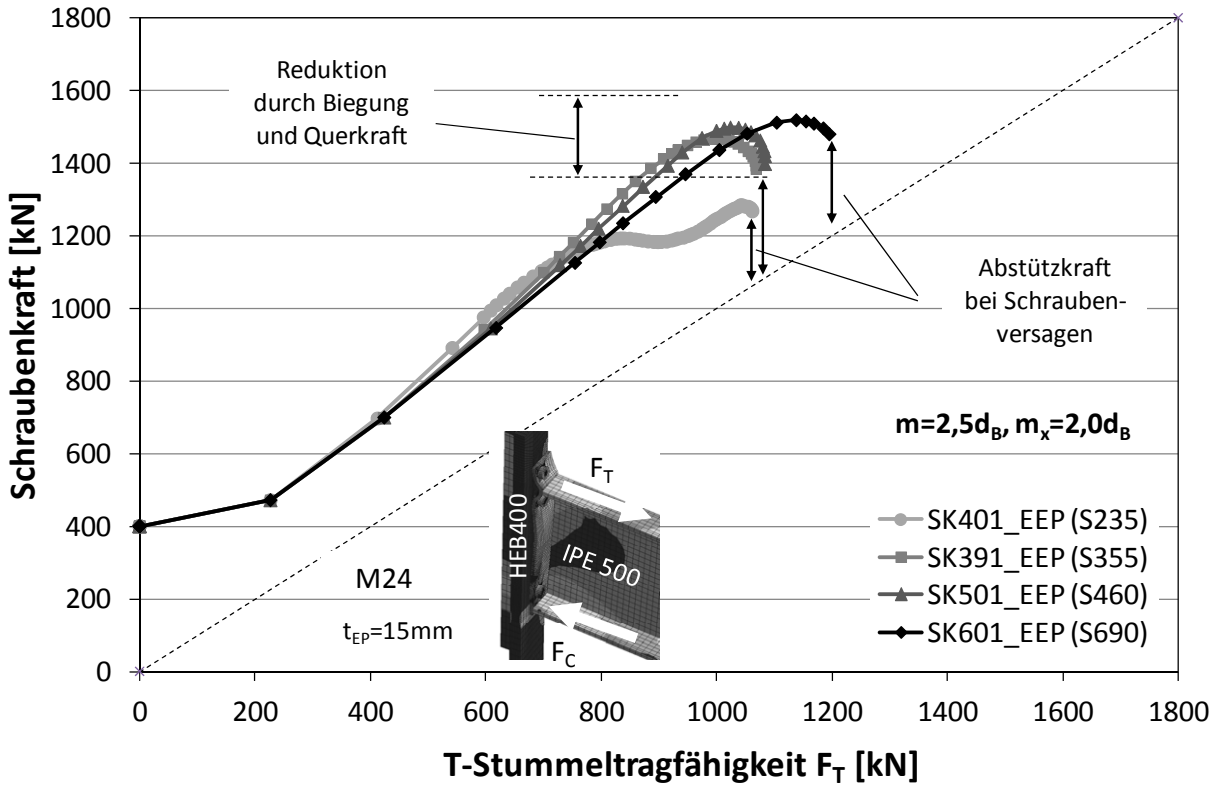

Reduktion
durch Biegung
und Querkraft
Abstützkraft Q_2
bei Schrauben-
versagen
SK380_EEP - Schrauben außen
SK380_EEP - Schrauben innen
SK381_EEP - Schrauben außen
SK381_EEP - Schrauben innen
SK382_EEP - Schrauben außen
SK382_EEP - Schrauben innen
SK383_EEP - Schrauben außen
SK383_EEP - Schrauben innen
HEB400
IPE 500
F_T
F_C
M24
Schraubenkraft [kN]
T-Stummeltragfähigkeit F_T [kN]
0
200
400
600
800


Reduktion
durch Biegung
und Querkraft
Abstützkraft
bei Schrauben-
versagen
SK385_EEP (t_EP=12)
SK386_EEP (t_EP=15)
SK387_EEP (t_EP=17,5)
SK388_EEP (t_EP=20)
SK389_EEP (t_EP=25)
HEM300
IPE 500
F_T
F_C
M24
Schraubenkraft [kN]
T-Stummeltragfähigkeit F_T [kN]
0
200
400
600
800
1000
1200
1400
1600


Reduktion
durch Biegung
und Querkraft
Abstützkraft
bei Schrauben-
versagen
M24
t_{EP}=15mm
HEB400
IPE 500
F_T
F_C
SK390_EEP (m=1,5dB)
SK391_EEP (m=2,5dB)
SK392_EEP (m=3,5dB)
SK393_EEP (m=4,5dB)
Schraubenkraft [kN]
T-Stummeltragfähigkeit F_T [kN]
0
200
400
600
800
1000
1200
1400
1600


Reduktion
durch Biegung
und Querkraft
Abstützkraft
bei Schrauben-
versagen
M24
t_{EP}=15mm
HEB400
IPE 500
F_T
F_C
Stahlgüte S355
SK391_EEP (mx=2,0dB)
SK394_EEP (mx=3,0dB)
SK395_EEP (mx=4,0dB)
Schraubenkraft [kN]
T-Stummeltragfähigkeit F_T [kN]
0
200
400
600
800
1000
1200
1400
1600


Reduktion
durch Biegung
und Querkraft
Abstützkraft
bei Schrauben-
versagen
m=2,5dB, mx=2,0dB
M24
tEP=20mm
HEB400
IPE 500
FT
FC
SK351_EEP (S235)
SK301_EEP (S355)
SK361_EEP (S460)
SK371_EEP (S690)
Schraubenkraft [kN]
T-Stummeltragfähigkeit FT [kN]
0
200
400
600
800
1000
1200
1400
1600
1800


Reduktion
durch Biegung
und Querkraft
Abstützkraft
bei Schrauben-
versagen
m=2,5dB, mx=2,0dB
M24
tEP=15mm
HEB400
IPE 500
FT
FC
SK401_EEP (S235)
SK391_EEP (S355)
SK501_EEP (S460)
SK601_EEP (S690)
Schraubenkraft [kN]
T-Stummeltragfähigkeit FT [kN]
0
200
400
600
800
1000
1200
1400
1600
1800