



Institut für Konstruktionstechnik
und Technisches Design
Universität Stuttgart
Prof. Dr.-Ing. H. Binz

Daniel Ulrich

**Gestaltoptimierung von 3D-Fügeflächen
umformtechnisch gefügter Welle-Nabe-
Verbindungen für eine erhöhte
dynamische Torsionsfestigkeit**

Bericht Nr. 726

Gestaltoptimierung von 3D-Fügeflächen umformtechnisch gefügter Welle-Nabe-Verbindungen für eine erhöhte dynamische Torsionsfestigkeit

Von der Fakultät Konstruktions-, Produktions- und Fahrzeugtechnik der
Universität Stuttgart

zur Erlangung der Würde eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte Abhandlung

von

Daniel Ulrich, M.Sc.

aus Brackenheim

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. Hansgeorg Binz (i. R.)

Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Mathias Liewald MBA

Tag der mündlichen Prüfung: 18.12.2023

Institut für Konstruktionstechnik und Technisches Design

Universität Stuttgart

2024

D 93

ISBN-13: 978-3-946924-33-3

Institut für Konstruktionstechnik und Technisches Design

Prof. Dr.-Ing. Hansgeorg Binz (i. R.)

Universität Stuttgart

Pfaffenwaldring 9

D-70569 Stuttgart

Telefon +49 (0)711 685-66055

Telefax: +49 (0)711 685-66219

E-Mail: mail@iktd.uni-stuttgart.de

Vorwort

Die Grundlage dieser Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Konstruktionstechnik und Technisches Design (IKTD) der Universität Stuttgart.

Besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Prof. Dr.-Ing. Hansgeorg Binz für die Betreuung dieser Arbeit. Seine Unterstützung und die mir gewährte wissenschaftliche Freiheit haben die erfolgreiche Bearbeitung des Forschungsthemas erst ermöglicht.

Des Weiteren danke ich Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Mathias Liewald MBA für die Übernahme des Mitberichts und seine konstruktiven Anmerkungen zum Manuskript sowie Herrn Prof. Dr.-Ing. Prof. E. h. Peter Eberhard für den Prüfungsvorsitz.

Die Ergebnisse dieser Arbeit wurden im Rahmen einer Kooperation mit dem Institut für Umformtechnik (IFU) der Universität Stuttgart erarbeitet. Herrn Dr.-Ing. Robert Meißner danke ich für die erfolgreiche Zusammenarbeit, die nicht selten mit Laborarbeiten bis in die späten Abendstunden verbunden war.

Die Zeit am Institut bleibt mir wegen der freundschaftlichen und unterstützenden Atmosphäre in bester Erinnerung. Dafür bedanke ich mich herzlich bei allen ehemaligen Kolleginnen und Kollegen, die diese Zeit so besonders gemacht haben. Insbesondere danke ich meinem Gruppenleiter Herrn Dr.-Ing. Markus Wagner für die vielen anregenden fachlichen und außerfachlichen Gespräche sowie die gründliche Durchsicht des Manuskripts. Bei Herrn Jochen Ziegler bedanke ich mich für seine Unterstützung und wertvollen Ratschläge bei den vielfältigen Arbeiten im Labor.

Ein wesentlicher Dank gilt auch den wissenschaftlichen Hilfskräften sowie Studien- und Masterarbeiterinnen und -arbeitern, die mich bei der Erarbeitung der Forschungsergebnisse tatkräftig unterstützt haben.

Schließlich danke ich meinen Freunden und meiner Familie für ihre ständige Ermutigung und Unterstützung, vor allem während der Anfertigung meiner Dissertation. Der größte Dank gilt jedoch meiner Frau Andrea, deren großes Verständnis und unermüdliche Hilfe unverzichtbar für die Fertigstellung dieser Arbeit waren.

Stuttgart, im Februar 2024

Daniel Ulrich

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Abkürzungsverzeichnis	V
Abstract	XI
1 Einleitung	1
1.1 Motivation und Problemstellung	2
1.2 Zielsetzung der Arbeit	4
1.3 Struktur der Arbeit	4
2 Stand der Technik und der Forschung	7
2.1 Welle-Nabe-Verbindungen	7
2.1.1 Reibschlüssige Welle-Nabe-Verbindungen	7
2.1.2 Formschlüssige Welle-Nabe-Verbindungen	9
2.1.3 Welle-Nabe-Verbindungen mit trochoiden Fügeprofilen	10
2.2 Umformtechnisches Fügen von Welle-Nabe-Verbindungen	14
2.2.1 Fügen von Welle-Nabe-Verbindungen durch Aufweiten	14
2.2.2 Fügen von Welle-Nabe-Verbindungen durch Einpressen	15
2.2.3 Fügen von Welle-Nabe-Verbindungen durch Quer- Fließpressen	16
2.3 Berechnungsansätze für Ermüdungsfestigkeit und Reibdauerbeanspruchung	19
2.3.1 Bewertung der Ermüdungsfestigkeit mit örtlichen Beanspruchungen	20
2.3.2 Schubspannungsbasierte Schädigungsparameter	21
2.3.3 Methoden der kritischen Schnittebene	22
2.3.4 Rechnerische Bewertung der Reibdauerbeanspruchung	24
2.4 Gestaltoptimierung technischer Bauteile	27
2.4.1 Gestaltoptimierung unter Berücksichtigung von Kontaktflächen	28
2.4.2 Gestaltoptimierung der Kontaktflächen von Welle-Nabe- Verbindungen	30
3 Konkretisierung der Zielsetzung und Vorgehensweise	33
3.1 Konkretisierung der Zielsetzung	33
3.2 Konkretisierung der Vorgehensweise	35
4 Analysemodell des Fügeprozesses und der Belastung im Betrieb	39
4.1 Definition von Probengeometrie und Werkstoffen	39
4.1.1 Makrogeometrie der Probenkörper	39
4.1.2 Werkstoffe der Probenkörper	41

4.1.3	Analytische Beschreibung der Fügeflächen	42
4.1.4	Automatisierte Erzeugung von CAD-Modellen der Nabe	43
4.2	Aufbau der Finite-Elemente-Modelle.....	45
4.2.1	Modellierung des Fügeprozesses durch Quer-Fließpressen	46
4.2.2	Modellierung der Torsionsbelastung	50
4.3	Auswertung der dynamischen Beanspruchung.....	51
4.3.1	Fugendruckverteilung.....	52
4.3.2	Relativbewegung und flächenbezogene Reibungsarbeit.....	55
4.3.3	Spannungen und Dehnungen im Fügebereich der Welle und der Nabe.....	56
4.3.4	Parameter der kritischen Schnittebene.....	58
4.3.5	Kombinierte Schädigungsparameter	59
5	Methode zur Gestaltoptimierung von 3D-Fügeflächen	63
5.1	Aufbau der Gestaltoptimierungsmethode.....	63
5.1.1	Gestaltanpassungsschritt für rotationssymmetrische Fügeflächen.....	64
5.1.2	Verallgemeinerung des Gestaltanpassungsschritts auf 3D-Fügeflächen.....	66
5.1.3	Zielfunktion der fugendruckorientierten Gestaltoptimierung	68
5.1.4	Konvergenzbetrachtung	69
5.1.5	Ergebnisse der Gestaltoptimierung	72
5.2	Voruntersuchungen zur Festlegung von Randbedingungen	76
5.2.1	FEM-Simulation einer Q-WNV mit H-T02 Profil M48 und dünnwandiger Nabe	77
5.2.2	Geometrische Randbedingungen zur Berücksichtigung der Herstellbarkeit	80
5.2.3	Festlegung umformtechnischer Prozessparameter	82
5.3	Fugendruckorientierte Gestaltoptimierung von 3D-Fügeflächen.....	86
5.3.1	Rotationssymmetrische Fügeflächen mit definierter Fugendruckverteilung.....	86
5.3.2	Hypotrochoide Fügeflächen mit definierter Fugendruckverteilung.....	89
5.4	Ermittlung von 3D-Fügeflächen zur Steigerung der Ermüdungsfestigkeit	93
5.4.1	Beanspruchungsanalyse mit Hilfe der FEM.....	93
5.4.2	Auswahl vorteilhafter 3D-Fügeflächen mit geringer rechnerischer RDB.....	99
6	Validierung des Analysemodells und Untersuchung des Betriebsverhaltens ...	103
6.1	Probenherstellung und -vermessung	103

6.1.1	Herstellung der Probenkörper	104
6.1.2	Maßabweichung der Wellen und Naben	105
6.1.3	Maß- und Formabweichung der rotationssymmetrischen Fügeflächen	106
6.1.4	Maß- und Formabweichung der 3D-Fügeflächen	108
6.2	Verformung und Fugendruck im gefügten Zustand.....	111
6.2.1	Modellkalibrierung und Einstellung des Umformwerkzeugs	111
6.2.2	Modellvalidierung mittels radialer Nabenverformung	113
6.2.3	Analyse der Fugendruckverteilung und der Formfüllung	115
6.3	Statische Festigkeit und Reibwerte im Kontakt.....	119
6.3.1	Prüfvorrichtungen.....	120
6.3.2	Statische Torsionsfestigkeit und Reibwert in Umfangsrichtung.	121
6.3.3	Statische Tragfähigkeit und Reibwert in Axialrichtung	125
6.3.4	Schlupf und Reibwert unter dynamischer Torsionsbelastung....	129
6.4	Ermüdungsfestigkeit unter Torsion	131
6.4.1	Ermittlung der Dauerfestigkeit	132
6.4.2	Analyse der Schädigung durch Reibdauerbeanspruchung	134
7	Diskussion und Gestaltungshinweise	139
7.1	Diskussion der Ergebnisse	139
7.2	Gestaltungshinweise für Fügeflächen von Q-WNV.....	142
8	Zusammenfassung	147
9	Ausblick.....	151
	Literaturverzeichnis	153
	Anhang	165
A.1	Fertigungszeichnungen der Probenkörper.....	165
A.2	Tabellarische Werte der verwendeten Fließkurven.....	173
A.3	Verwendete Hyperparameter des Optimierungsablaufs	174
A.4	Tabellarische Werte der untersuchten Fügeflächenkonturen	176
A.5	Übersicht der experimentell untersuchten Proben	178
A.6	Exemplarische Messprotokolle der Rauheitsmessung	182
A.7	Protokoll der statischen Torsionsversuche	187
A.8	Protokoll der Abziehversuche (axial)	188
A.9	Protokoll der dynamischen Torsionsversuche	189

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzungen

2D	zweidimensional
2,5D	zweidimensional extrudiert (Fügeprofil)
3D	dreidimensional
CAD	Computer Aided Design
CAE	Computer Aided Engineering
CNC	Computerized Numerical Control
CT	Computertomographie
DIN	Deutsches Institut für Normung e.V.
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft e.V.
eFFDP	Extended Fretting Fatigue Damage Parameter
FDP	Fatigue Damage Parameter
FFDP	Fretting Fatigue Damage Parameter
FE	Finite Elemente
FEA	Finite-Elemente-Analyse
FEM	Finite-Elemente-Methode
GEH	Gestaltänderungsenergiehypothese
HS	Hauptspannung
H-T02	komplexe Hypotrochoide mit zwei zusätzlichen Exzentrizitäten
IFU	Institut für Umformtechnik der Universität Stuttgart
IGF	Industrielle Gemeinschaftsforschung
IKTD	Institut für Konstruktionstechnik und Technisches Design der Universität Stuttgart
ISO	International Organization for Standardization
IT	ISO-Toleranzgrad
FKM	Forschungskuratorium Maschinenbau e.V.

FS	Schädigungsparameter nach Fatemi und Socie
KMM	Koordinatenmessmaschine
Max	Maximum
mFFDP	Modified Fretting Fatigue Damage Parameter
Min	Minimum
NH	Normalspannungshypothese
PFV	Passfederverbindung
PV	Pressverband
Q-WNV	mittels Quer-Fließpressen hergestellte Welle-Nabe-Verbindung(en)
RDB	Reibdauerbeanspruchung
RMSE	Root Mean Squared Error
SH	Schubspannungshypothese
STEP	Standard for the Exchange of Product Data
SWT	Schädigungsparameter nach Smith, Watson und Topper
WNV	Welle-Nabe-Verbindung(en)
ZV	Zahnwellenverbindung(en)

Formelzeichen

Symbol	Einheit	Erläuterung
c	mm	Scheibenlänge
C		Cauchy-Green-Verzerrungstensor
d	mm	Durchmesser
d _P		Polynomgrad
D	mm	Außendurchmesser
e _m	mm	Nennexzentrizität
E	MPa	Elastizitätsmodul
f		parametrische Funktion der Profildeichung

f_1, f_2, f_3		Profilparameter der komplexen Trochoiden
f_{grenz}	mm^{-1}	(räumliche) Grenzfrequenz des Butterworth-Filters
f_{Ny}	mm^{-1}	(räumliche) Nyquist-Frequenz
F	N	Kraft
g		Gewichtungsfaktor der Gestaltoptimierung
h	mm	Höhe
h_s	mm	Stempelhub
h_v	mm	Vorspannhub (axial)
L	mm	Nabenlänge
L_w	mm	Wellenlänge
LS		Lastschritt in der Finite-Elemente-Analyse
M	Nm	Drehmoment
n		Mitnehmeranzahl
N		Anzahl
p	MPa	Fugendruck
P		Schädigungsparameter
$P_{\bar{u}}$	%	Überlebenswahrscheinlichkeit
q		Verhältnis
Q_A		Durchmesser Verhältnis der Nabe
r	mm	Radius, r-Achse im zylindrischen Koordinatensystem
R		Spannungsverhältnis (Oberspannung zur Unterspannung)
R_m	MPa	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	MPa	0,2 %-Dehngrenze
R_z	μm	gemittelte Rautiefe
s	μm	Relativbewegung, Schlupf
S		Schädigungskomponente
S		Cauchy-Spannungstensor
S_f		Sicherheitsfaktor gegen Fließen

t	s	Zeit
T	°C	Temperatur
T		Transformationsmatrix
u	μm	Verschiebung
U	μm	Übermaß
V _{ein}	mm ³	Volumen des eingepressten Wellenwerkstoffs
V _h	mm ³	Hohlraumvolumen zwischen Welle und Nabe
w _f	mJ / mm ²	Flächenbezogene Reibungsarbeit
x		x-Achse im kartesischen Koordinatensystem
y		y-Achse im kartesischen Koordinatensystem
z		z-Achse im kartesischen Koordinatensystem
Z		Zielfunktion
α _P		Werkstoff- bzw. lastabhängiger Parameter
β	° (Grad)	Flankenwinkel
β _P		Werkstoff- bzw. lastabhängiger Parameter
β _{KC}		Schädigungsparameter nach Oldendorf
γ		Schubdehnung
δ	° (Grad)	relative Winkelverschiebung im Kontakt
Δ		Differenz
ε		Dehnung
ε _m		bezogene Nennexzentrizität
θ	° (Grad)	2. Eulerwinkel
μ		Reibwert nach Coulomb
ν		Querkontraktionszahl
ξ	‰	bezogenes Übermaß
ρ	mm	lokaler Profilradius
σ	MPa	Spannung
σ ₁ , σ ₂ , σ ₃	MPa	erste, zweite und dritte Hauptspannung

$\sigma_{\text{SchRD,zd}}$	MPa	Zugschwellfestigkeit
τ	MPa	Schubspannung
φ	° (Grad)	1. Eulerwinkel, φ -Koordinate im zylindrischen Koordinatensystem
φ_{pl}		plastischer Umformgrad
ψ	° (Grad)	3. Eulerwinkel

Indizes

1	Profilhochpunkt
2	Profiltiefpunkt
a	Amplitude
ax	axial
e	Ersatz
ein	einpress
err	Fehler, Abweichung
D	dauerfest
dyn	dynamisch
f	fließ
F	füge
g	Grenzwert
h	hydrostatisch
i	Iteration, Zeitschritt
j	Scheibe im Scheibenmodell, Höhenlinie bei der Messung
k	Knoten im Finite-Elemente-Modell, Messpunkt
m	mittel
max	maximal
min	minimal
n	normal

nF	nach dem Fügen
nK	nach der Kalibrierung
N	Nabe
Na	Nabe außen
o	ober
p	Fugendruck
r	radial
R	Reibung
RAM	Research Association for Mechanical Engineering
rot	rotationssymmetrisch
stat	statisch
t	tangential
T	Torsion
u	unrund
v	vergleichs
vF	vor dem Fügen
vK	vor der Kalibrierung
V	Volumen
W	Welle
z	zug
ziel	Zielvorgabe

Abstract

This thesis aims to develop an effective method for shape optimization of contact surfaces in order to mitigate fretting fatigue in shaft-hub connections joined by the cold-forging process of lateral extrusion under dynamic torque loading.

With the surge in novel electric and hybrid powertrain applications, lightweight design, high power density and high rotational speeds are becoming increasingly important in drive technology. Metal forming processes are particularly well suited to meet these challenges, as they have a favorable energy and material utilization compared to conventional processes and are very cost effective, especially at higher volumes. For these reasons, joining by cold forging is being increasingly adopted for shaft-hub connections. The cold forging process of lateral extrusion is specifically suited for the production of form-fit joints with high residual contact pressure in a single stroke manufacturing and joining process at room temperature.

Fretting fatigue, which is characterized by damage accumulation at the interface between contacting surfaces under cyclic loading, poses a significant challenge in various engineering applications and has been identified as the dominant damage factor for this type of connection in previous studies. The objective of this thesis is to address this issue by optimizing the contact surface shape of the hub, in order to ultimately increase the fatigue strength and improve the durability of these connections.

To counteract fretting fatigue, a gradient-less shape optimization method is proposed that focuses on the iterative modification of contact surface profiles along the axial direction. First, the optimization method is developed for rotationally symmetric contact surfaces with concave inner hub contours. Using contact stress results from elastic-plastic finite element analysis and simplified rules derived from cylindrical interference fits, the contact surface of the hub is locally adapted to the shape of the formed shaft in an iterative process. The goal is to achieve a predefined contact stress distribution that increases fatigue strength and reduces the susceptibility to fretting fatigue.

Subsequently, the scope is extended to non-circular contact surface profiles based on complex cycloids, in particular hypotrochoids, whose economic manufacturability by means of an oscillating out-of-round-turning process is ensured. The simultaneous variation of the profile mean radius and eccentricity allows optimization of contact stress distribution within form-fit connections, thereby minimizing stress concentrations and mitigating fretting fatigue damage under dynamic torque loads.

The method is used to develop two contours for circular joining profiles for each of the two shaft materials studied, soft annealed 16MnCr5 (SAE5115) and 42CrMo4 (SAE4140), using the identical hardened hub material 42CrMo4 (SAE4140) with a hardness of 52 ± 2 HRC, as well as one non-circular 3D profile per shaft material for validation tests. The validation of the FEA model used to simulate the manufacturing process is performed by determining the radial expansion of the hub outer diameter, the plastic deformation of the shaft and the coefficient of friction under static torque and axial load. Verification of residual contact stresses is carried out by reverse engineering the internal hub geometry and the formed shaft geometry into a CAD model and simulating the contact stresses using FEA through the determined interference.

To demonstrate the increased fatigue strength of the optimized contact surface profiles, endurance strength tests are performed on the optimized connections, comparing them to connections with the initial constant cross-section as well as a comparable conventional involute spline connection. The experimental results for the 16MnCr5 (SAE5115) shaft material show a 26 % improvement in fatigue performance compared to the initial joining profile (baseline joint), highlighting the benefits of the optimized contact surfaces in reducing fretting fatigue damage and enhancing durability. The higher strength shaft material 42CrMo4 (SAE4140) shows a lower fatigue improvement by 12 % compared to the baseline joint due to higher residual stresses in the connection.

In addition, different fretting fatigue parameters are evaluated to provide a basis for predicting fretting damage in these types of connections. Among the parameters studied, the critical plane parameter according to Fatemi and Socie (FS) was found to deliver the best accuracy in predicting the level of fretting damage and the position of crack initiation of the shafts under dynamic torque loading. This parameter can be utilized to assess the susceptibility to fretting fatigue and to guide the design process of optimal contact surface shapes. Hub damage occurred sparsely with the higher strength shaft material 42CrMo4 (SAE4140) and is initiated by high tensile stress levels.

In conclusion, this dissertation presents a comprehensive investigation into the optimization of the contact surface shape for enhanced fretting fatigue resistance in shaft-hub connections manufactured by lateral extrusion and subjected to dynamic torque loading. The proposed shape optimization method using complex cycloidal profiles is found to be effective in improving fatigue strength. The results contribute to the understanding of fretting fatigue phenomena and provide valuable insights for the design and optimization of connections manufactured by cold forging technology.

1 Einleitung

Angesichts des globalen Wandels im Mobilitätssektor von der Verbrennungstechnologie zur vollständigen Elektrifizierung von Antriebssystemen nehmen nachhaltige und ressourceneffiziente Antriebslösungen in der Produktentwicklung immer mehr an Bedeutung zu und sind mittlerweile nicht mehr wegzudenken. Trotz dieses Umdenkens sind mechanische Getriebe und somit auch Welle-Nabe-Verbindungen (WNV) weiterhin zentrale Bestandteile vieler Antriebskonzepte. Im Hinblick auf den konstruktiven Leichtbau gewinnt dabei die Steigerung der Leistungsdichte im Antriebsstrang an besonderer Bedeutung. Als hochbeanspruchte Maschinenelemente werden an WNV weiterhin wachsende Anforderungen gestellt, um die erforderlichen Drehmomente und Kräfte bei immer höheren Drehzahlen mit hoher Präzision zu übertragen. [BRAUN18]

Dieser Umstand spiegelt sich nicht zuletzt in der ungebrochenen wissenschaftlichen Aktivität seit Jahrzehnten auf dem Forschungsgebiet der WNV wider (siehe u. a. die vielfältigen IGF- und DFG-geförderten Forschungsprojekte, z. B. [LEIDICH84; TAN94; DIETZ04; BINZ10; LÄTZER14b; KRÖGER20]).

Die zunehmende Leistungsdichte in Antrieben und Getrieben führt unweigerlich zu einem erhöhten Bedarf an innovativen Fertigungstechnologien und erweiterten Auslegungskriterien für WNV. Einerseits werden neue Fertigungsverfahren für die effiziente Herstellung hochfester Verbindungen benötigt, andererseits anwendungsorientierte Auslegungsvorschriften, die auch unter komplexen Beanspruchungen eine präzise Festigkeitsbewertung im Zeit- und Dauerfestigkeitsbereich (Ermüdungsfestigkeit) ermöglichen. Dies geht aus betriebswirtschaftlicher Sicht in der Regel mit der Forderung nach kostengünstigeren Fertigungslösungen und beschleunigten Produktentwicklungsprozessen einher, um die Wettbewerbsfähigkeit zu gewährleisten. Eine wichtige Rolle spielt dabei die Umformtechnik, die eine effiziente Herstellung von hochfesten Verbindungen ermöglicht, wie zahlreiche Studien zeigen (vgl. [GROCHE14; TEKKAYA15]).

Um den gegensätzlichen Anforderungen der Produktentwicklung gerecht zu werden, ist der Einsatz computergestützter Methoden wie die Finite-Elemente-Methode (FEM) inzwischen unerlässlich [LASHIN21]. Oft kann nur die Berücksichtigung komplexer physikalischer Zusammenhänge, die einem rein analytischen Ansatz nicht zugänglich sind, zu signifikanten Festigkeitssteigerungen führen. Beispielsweise trägt eine umfassende Ana-

lyse umformtechnischer Prozesse sowie von Bauteilkontakten zu einer signifikanten Steigerung der Leistungsdichte bei, indem festigkeitssteigernde Effekte wie Kaltverfestigung berücksichtigt werden und schädigende Reibdauerbeanspruchung (RDB) minimiert wird.

1.1 Motivation und Problemstellung

Umformtechnische Herstellungsverfahren sind in besonderem Maße geeignet, die aktuellen Herausforderungen in der Antriebstechnik zu meistern, da sie im Vergleich zu anderen Verfahren eine günstige Energie- und Materialausnutzung vereinen und insbesondere bei höheren Stückzahlen eine hohe Kosteneffizienz aufweisen [GROCHE14, S. 1972]. Dieser Ansatz wurde vom IGF-Forschungsverbund *Massiver Leichtbau* im Rahmen zahlreicher Forschungsprojekte zu Leichtbauanwendungen angewandt [MASUM17]. Auch für die Herstellung von WNV wurden in jüngerer Zeit verschiedene Verfahren im Forschungsgebiet der Kaltmassivumformung entwickelt, die den vorteilhaften Effekt der Kaltverfestigung mit einer kostengünstigen Herstellung verbinden [GROCHE14].

Im Zuge dessen entstand ein gemeinsames Forschungsprojekt zwischen dem *Institut für Konstruktionstechnik und Technisches Design* (IKTD) und dem *Institut für Umformtechnik* (IFU) der Universität Stuttgart [LIEWALD14], in dem ein neues Fertigungs- und Fügeverfahren für Welle-Nabe-Verbindungen mittels Quer-Fließpressen (Q-WNV) entwickelt wurde. In umfangreichen Untersuchungen wurden dazu grundlegende Verfahrensprinzipien sowie vorteilhafte Randbedingungen und geometrische Eigenschaften erarbeitet, die als Vorarbeiten dieser Arbeit herangezogen werden. Im Ergebnis wurden spielfreie Polygonverbindungen mit vorteilhaften Fertigungs- und Betriebseigenschaften hergestellt [DÖRR13; DÖRR14; FUNK14; FUNK15] und zwei Dissertationen verfasst [DÖRR16; FUNK17]. Die vorliegende Arbeit bezieht sich hierauf als *vorangegangenes Grundlagenprojekt*. Die hergestellte Verbindung ist durch folgende Eigenschaften gekennzeichnet:

- Laterales Einpressen eines duktilen Wellenabschnitts in eine harte, fertig bearbeitete Nabe
- Formschlüssiges Fügeflächenprofil auf Basis komplexer Trochoiden
- Unlösbare reib- und formschlüssige WNV mit einstellbarem verbleibenden Fugendruck im Kontakt
- Wirtschaftliche Herstellung durch kombiniertes Formgebungs- und Fügeverfahren
- Geringe Anforderungen an die Maßhaltigkeit der Fügeflächen
- Geringe Spannungskonzentration im Vergleich zu konventionellen formschlüssigen WNV, wie z. B. Passfeder- und Zahnwellenverbindung

Trotz der vorteilhaften Ergebnisse bilden die bisher eingesetzten Fügeflächenprofile mit konstantem Querschnitt in axialer Richtung (*2,5D-Fügeflächen*) im dynamischen Lastfall eine Limitierung der Leistungsdichte von Q-WNV. Durch die prozessbedingte plastische Verformung des Wellenwerkstoffs werden eine unvollständige Formfüllung und eine inhomogene Fugendruckverteilung hervorgerufen (siehe Bild 1.1 a), die unter Torsionsbelastung zu einer Relativbewegung der Kontaktflächen führen und damit das Auftreten von RDB begünstigen. Bei Dauerlaufversuchen mit Q-WNV unter zyklischer Torsion wurde die RDB als versagensrelevanter Schädigungsmechanismus identifiziert [FUNK17], diesbezüglich jedoch keine weiteren Analysen durchgeführt. Diese Schädigungsart wird potenziell kritisch, wenn wiederholte Relativbewegungen von sich berührenden Metalloberflächen in Kombination mit Zugspannungen auftreten. Dies ist bei zyklisch belasteten WNV regelmäßig der Fall, so dass es insbesondere bei hochbelasteten Verbindungen zu einer deutlichen Abnahme der Ermüdungsfestigkeit kommen kann.

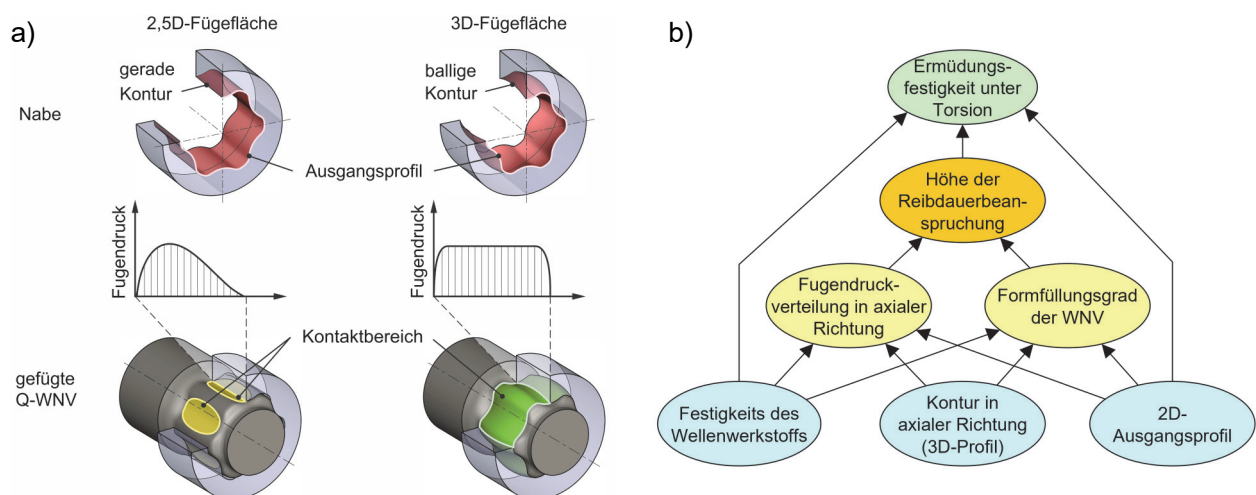


Bild 1.1: a) Schema der fugendruckorientierten Gestaltung von 3D-Fügeflächen;
b) Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit von Q-WNV

Ein vielversprechender Ansatz zur Steigerung der Ermüdungsfestigkeit von Q-WNV, der bereits von Funk [FUNK17] vorgeschlagen wurde, ist durch einen balligen Hinterschnitt der Fügefläche in der Nabe gekennzeichnet. Hierbei wird die Gestaltung einer konformen Fügefläche zum umgeformten Wellenwerkstoff angestrebt, um eine vollständige Formfüllung sowie eine vorteilhafte Fugendruckverteilung zu erreichen (siehe Bild 1.1 a)). Diese Art der Formgebung wird im Rahmen dieser Arbeit als *fugendruckorientierte Gestaltung* bzw. *Gestaltoptimierung* bezeichnet, da sich die Form als Resultat eines vordefinierten Fugendrucks ergibt. Die Thematik der Ermüdungsfestigkeit von Q-WNV ist durch eine hohe Komplexität gekennzeichnet, die durch vielfältige wechselseitige Einflüsse bedingt ist, welche in Bild 1.1 b) vereinfacht dargestellt sind. Eine erfolgreiche Lösungsfindung

erfordert daher eine genaue Analyse der verbindungsspezifischen Abhängigkeiten mittels numerischer Analysemethoden. Dieser Ansatz wurde im Rahmen des gemeinsamen Forschungsprojekts *Entwicklung von 3D-Fügeflächengeometrien für mittels Quer-Fließpressen hergestellte Welle-Nabe-Verbindungen* [LIEWALD21] der Institute IKTD und IFU verfolgt, welches die Grundlage dieser Dissertation bildet.

1.2 Zielsetzung der Arbeit

Ausgangspunkt der vorliegenden Arbeit ist die folgende Forschungsfrage, die aus der beschriebenen Problemstellung abgeleitet wird. Dabei wird bereits eine Einschränkung des Fügeflächenprofils auf komplexe Trochoiden vorgenommen, die auf den positiven Festigkeitsergebnissen der experimentellen Untersuchungen von Funk [FUNK17] beruht.

Forschungsfrage

Wie kann eine dreidimensionale Gestaltung von Fügeflächen auf Basis komplexer Trochoiden die Ermüdungsfestigkeit von Q-WNV erhöhen?

Die folgende Forschungshypothese geht davon aus, dass die Wechselwirkung zwischen Konturierung in axialer Richtung, Fugendruckverteilung und der Höhe der RDB genutzt werden kann, um die Ermüdungsfestigkeit von Q-WNV gezielt zu steigern.

Hypothese

Durch gezielte radiale Konturierung der Fügefläche entlang der axialen Richtung kann die Fugendruckverteilung im Hinblick auf eine geringe RDB optimiert und somit eine Steigerung der Ermüdungsfestigkeit von Q-WNV erreicht werden.

Die primäre Zielsetzung dieser Arbeit ergibt sich aus der formulierten Forschungsfrage und Hypothese und wird wie folgt definiert:

Zielsetzung

Steigerung der Ermüdungsfestigkeit von Q-WNV unter Torsion durch fugendruckorientierte Gestaltoptimierung von 3D-Fügeflächen auf Basis komplexer Trochoiden.

Das Ziel der Arbeit ist bewusst allgemein formuliert und wird in Kapitel 3.1 weiter konkretisiert und in Teilziele unterteilt. Es beinhaltet eine Methode zur Gestaltoptimierung von 3D-Fügeflächen sowie einen empirischen Nachweis für die Steigerung der Ermüdungsfestigkeit unter Torsion.

1.3 Struktur der Arbeit

Die Struktur dieser Arbeit (Bild 1.2) spiegelt im Wesentlichen die Schritte wider, die notwendig sind, um das definierte Ziel zu erreichen.

**Bild 1.2:** Struktur der vorliegenden Arbeit

Nach der Einführung in das Thema dieser Arbeit im vorliegenden Kapitel wird in Kapitel 2 der aktuelle Stand der Technik und der Forschung zu den relevanten Themenfeldern erläutert.

In Kapitel 3 wird die bisher allgemein gehaltene Zielsetzung und Vorgehensweise dieser Arbeit auf Basis des aktuellen Stands der Technik und der Forschung konkretisiert.

Kapitel 4 beschäftigt sich mit der Definition von Geometrie und Werkstoffen der untersuchten Proben sowie der Erstellung eines gekoppelten FE-Modells für den Umformprozess und die Bauteilbelastung. Darüber hinaus wird die Auswertung der FE-Ergebnisse erläutert, um die RDB in der Verbindung zu berechnen.

Kapitel 5 bildet den Kern der vorliegenden Arbeit und stellt zunächst die vorgeschlagene Methode zur fugendruckorientierten Gestaltoptimierung von 3D-Fügeflächen vor. Nach der Erarbeitung geeigneter geometrischer und prozessbedingter Randbedingungen für das Optimierungsverfahren werden verschiedene rotationssymmetrische und unrunde 3D-Fügeflächen mit vorgegebenem Fugendruckverlauf entwickelt, hinsichtlich der simulierten Beanspruchung bewertet und für die weiteren Untersuchungen ausgewählt.

Kapitel 6 beschreibt sowohl die Validierung des numerischen Analysemodells als auch die Untersuchung des Betriebsverhaltens unter zyklischer Torsion. Hier werden die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen ausführlich mit den numerischen Ergebnissen verglichen. Nach der Vermessung der gefertigten Proben und der Ermittlung des durch die Umformung erzeugten Fugendrucks werden die Reibwerte in Umfangs- und Axialrichtung der Verbindung durch statische Belastungsversuche bestimmt. Der Nachweis der erhöhten Ermüdungsfestigkeit wird durch Dauerlaufversuche erbracht, begleitet von einer Untersuchung der Bauteilschädigung durch RDB. Ein besonderes Augenmerk liegt hierbei auf den Erkenntnissen zur Aussagekraft der untersuchten RDB-Parameter hinsichtlich der Ermüdungsfestigkeit von Q-WNV.

In Kapitel 7 werden die Untersuchungsergebnisse vor dem Hintergrund der Zielsetzung dieser Arbeit diskutiert und die gewonnenen Erkenntnisse in Form von Gestaltungshinweisen für die zukünftige Anwendung und Weiterentwicklung von Q-WNV zusammengefasst.

Kapitel 8 beinhaltet eine Zusammenfassung der durchgeführten Untersuchungen und der erarbeiteten Ergebnisse.

In Kapitel 9 erfolgt abschließend ein Ausblick auf mögliche Untersuchungsschwerpunkte nachfolgender Arbeiten auf diesem Gebiet.

2 Stand der Technik und der Forschung

Im Folgenden werden die relevanten Grundlagen des aktuellen Stands der Technik und der Forschung erläutert, die für das Verständnis dieser Arbeit notwendig sind.

2.1 Welle-Nabe-Verbindungen

Aufgrund ihrer Hauptfunktion, Drehmomente und Kräfte zwischen verschiedenen Bauteilen zu leiten, bilden Welle-Nabe-Verbindungen stets eine sicherheitskritische Stelle im Antriebsstrang, weshalb ihnen in der Forschung nach wie vor eine besondere Aufmerksamkeit bei der Auslegung zukommt [LEIDICH12, S. 3]. Grundsätzlich werden WNV in reibschlüssige, formschlüssige und stoffschlüssige Varianten aufgeteilt, wobei eine weitere Einteilung über die Art der Kraftübertragung in unmittelbare und mittelbare WNV mit zwischengeschaltetem Formelement möglich ist [KOLLMANN84, S. 3 und S. 208 ff.]. Mit dem Fokus dieser Arbeit auf die unmittelbare reib- und formschlüssige Drehmomentübertragung zwischen Welle und Nabe werden im Folgenden entsprechende Verbindungsarten vorgestellt.

2.1.1 Reibschlüssige Welle-Nabe-Verbindungen

In reibschlüssigen WNV werden die Kräfte zwischen den Kontaktflächen von Welle und Nabe durch tangentielle Reibungskräfte F_R übertragen. Dies erfordert eine wirkende Normalkraft F_n in der Verbindung, die eine ausreichende Haftreibung zwischen den Bauteilen erzeugt. Die wichtigsten Vertreter dieser Verbindungsart sind zylindrische Pressverbände [DIN7190-1] und Kegelpressverbände [DIN7190-2]. Die Normalkraft im Kontakt wird hier durch eine Überlappung der Bauteildurchmesser sichergestellt, wodurch eine radiale Vorspannung von Welle und Nabe im gefügten Zustand entsteht. Die Durchmesserüberlappung wird als bezogenes Übermaß ξ mit dem absoluten Übermaß U und dem Fügenenddurchmesser d_F angegeben [DIN7190-1]:

$$\xi = \frac{U}{d_F} \quad (2.1)$$

Mit Hilfe der elastizitätstheoretisch begründeten Gleichung (2.2) aus [DIN7190-1] lässt sich der Nennfugendruck p bei gleichen E-Moduln von Innen- und Außenteil sowie bei vollem Innenteil herleiten (Annahme: ebener Spannungszustand):

$$\xi = \frac{2}{1 - Q_A^2} \cdot \frac{p}{E} \quad (2.2)$$

Die erreichbare Höhe des Fugendrucks hängt maßgeblich vom Durchmesser Verhältnis Q_A der Nabe mit Außendurchmesser D ab:

$$Q_A = \frac{d_F}{D} \quad (2.3)$$

Dem großen Vorteil von Pressverbänden, hohe Torsionsmomente über einfache zylindrische Funktionsflächen übertragen zu können, stehen in der Praxis verschiedene Herausforderungen gegenüber. Zum einen ist die Höhe des anwendbaren Übermaßes durch den Aufwand des Fügeprozesses, die Grenztemperaturen des Gefüges und die Festigkeit der Werkstoffe begrenzt. Zum anderen führt die hohe Empfindlichkeit des Fugendrucks in Bezug auf das Übermaß immer zu einem Zielkonflikt zwischen möglichst großen Fertigungstoleranzen und Oberflächenrauheiten einerseits und einer hohen Materialausnutzung andererseits. Die starken Spannungsüberhöhungen an der Nabenkante, die in realen PV durch den auftretenden Steifigkeitssprung verursacht werden, schränken zudem die Verwendung spröder Werkstoffe stark ein (siehe Bild 2.1 a)). Darüber hinaus tritt bei zyklischer Belastung ein partieller Schlupf in der Verbindung auf, der zu einem Versagen aufgrund von RDB führen kann (siehe Bild 2.1 b)).

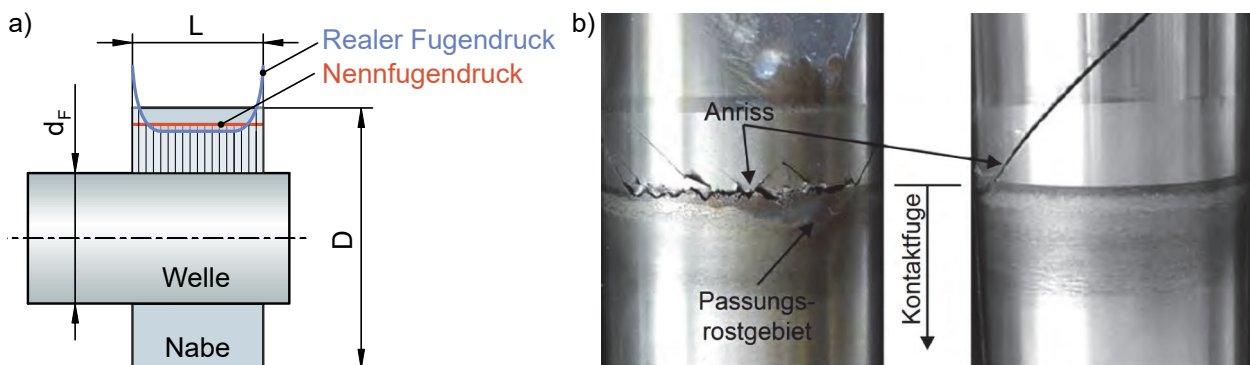


Bild 2.1: a) Qualitativer Vergleich des Nennfugendrucks mit real vorliegendem Fugendruck bei Pressverbänden; b) durch Reibdauerbeanspruchung versagte Welle eines Pressverbands unter Torsionslast (Nabe ist entfernt) [HOFMANN16]

In der Vergangenheit haben sich die Forschungsarbeiten auf dem Gebiet der Pressverbände hauptsächlich auf die Ermüdungsfestigkeit unter dynamischer Belastung konzentriert. Insbesondere wurde der Einfluss des Schlupfs auf die RDB analysiert, und es wurden konstruktive Gestaltungsrichtlinien zur Verringerung der Beanspruchung entwickelt [LEIDICH83; LEIDICH10; BIRON12]. Hierbei wurde eine kritische Schlupfwegamplitude definiert, unterhalb derer keine schädliche RDB mehr auftritt [LEIDICH83, S. 26]. Weitere Ansätze befassen sich mit der Oberflächenmodifikation der Kontaktflächen, um

das Auftreten der Reibkorrosion zu verhindern, indem der Haftbeiwert erhöht oder die Grenzschicht chemisch verändert wird [GROPP97; MAIWALD11; REIß16; ULRICH16].

Optimierungsansätze, die sich auf die reine Vermeidung von Reibkorrosion beziehen, sind jedoch aufgrund der erforderlichen hohen Sicherheitsbeiwerte prinzipiell ungeeignet, eine optimale Bauteilnutzung zu erreichen [HARTMANN05, S. 16]. Dem kann durch ein besseres Verständnis der Entwicklung der Reibkorrosion über die Produktlebensdauer und deren Berücksichtigung in der Ermüdungsfestigkeitsberechnung entgegengewirkt werden, wie es z. B. das in verschiedenen Arbeiten der TU Berlin entwickelte *Wirkzonenkonzept* [PAYSAN00; HARTMANN05; ZEISE15] vorsieht.

2.1.2 Formschlüssige Welle-Nabe-Verbindungen

Im Vergleich zu reibschlüssigen WNV werden die Kräfte und Momente bei formschlüssigen WNV durch Normalkräfte zwischen den Fügeflächen übertragen. Häufig verwendete Varianten sind Keil- und Zahnwellenverbindungen [DIN5466-1; DIN5480-1] sowie Polygonverbindungen [DIN32711-1; DIN32712-1]. Eine neuere Entwicklung sind WNV mit trochoiden Profilen [DIN3689-1] (siehe dazu auch Kapitel 2.1.3).

Zahnwellenverbindungen mit evolventischen Flanken haben neben ihrer relativ einfachen Herstellbarkeit auch eine hohe Toleranz gegenüber Stoßbelastungen [REINHOLZ94; KOLLMANN84]. Allerdings erweist sich ihre Auslegung aufgrund der komplexen Beanspruchung unter dynamischer Belastung als anspruchsvoll. In der Regel ist die Ermüdungsfestigkeit der Welle aufgrund der konstruktiven Kerben im Zahnfuß, im Verzahnungsauslauf oder an der Nabenkante versagenskritisch [HAIBACH06] (siehe Ermüdungsbruch in Bild 2.2 a) nach [DARYUSI12]).

Ein Beispiel für Profile mit geringerer Kerbwirkung ist die Klasse der Polygonverbindungen mit P3G- und P4C-Profilen [DIN32711-1; DIN32712-1]. Aufgrund des in Umfangsrichtung stetig veränderlichen Mitnehmerwinkels ist der Formschluss jedoch weniger ausgeprägt und wird von einem erheblichen Reibschlussanteil überlagert. Ähnlich wie bei PV wird die Tragfähigkeit dieser Verbindung hauptsächlich durch die RDB und die damit verbundene Rissbildung der Welle begrenzt (siehe Anriss der Welle in Bild 2.2 b) nach [REINHOLZ94]). Durch den flachen Mitnehmerwinkel entsteht bei Torsion zusätzlich eine Keilwirkung, die bei spröden Nabenwerkstoffen zum Bruchversagen führen kann.

Derzeitige Auslegungsrichtlinien wie die [DIN743-1] für Wellen und Achsen oder die allgemeingültige FKM-Richtlinie [FKM20] erfassen die vielfältigen Schädigungsfaktoren nur

implizit durch Formzahlen, so dass es großer Anstrengungen bedarf, die Einflüsse unterschiedlicher Lastfälle und geometrischer Bedingungen auf die Ermüdungsfestigkeit in statistisch abgesicherten Experimenten zu ermitteln, siehe z. B. [REINHOLZ94; GROßMANN06; WILD17].

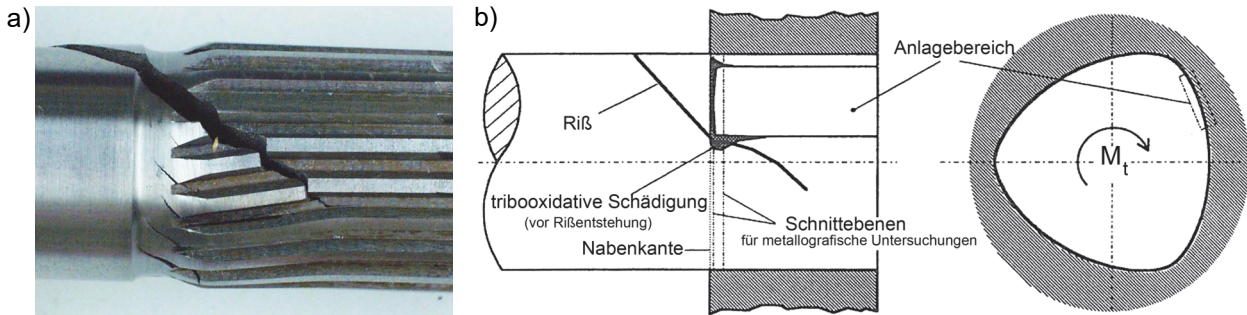


Bild 2.2: a) Ermüdungsbruch einer passverzahnten Welle [DARYUSI12]; b) Schematischer Rissverlauf an der Welle einer P3G Polygonverbindung [REINHOLZ94]

Aktuelle Bestrebungen zielen deshalb darauf ab, optimale Profilparameter in umfassenden Simulationsstudien zu identifizieren [BIANSOMPA15; WILD18a; WILD21], oder die Genauigkeit bestehender Auslegungsvorschriften durch eine detaillierte numerische Analyse lokaler Beanspruchungen zu erhöhen, wie z. B. im Falle komplexer Mehrfachkerben [DARYUSI12; WENDLER16; WENDLER18]. Lokale Berechnungsansätze zur Berücksichtigung der RDB in standardisierten Auslegungsrichtlinien werden dabei zunehmend mit experimentell ermittelten Parametern aus vereinfachten tribologischen Versuchen kombiniert [VIDNER16a; HAUSCHILD18; HAUSCHILD19].

Obwohl die kontinuierliche Weiterentwicklung von WNV bereits zu erheblichen Fortschritten bei der Festigkeitsauslegung und auch der Leistungsdichte geführt hat, bleibt weiterhin die grundsätzliche Problematik von formschlüssigen Verbindungen bestehen, dass beide Fügepartner sehr enge Fertigungstoleranzen im Bereich von IT 5 – 7 bei entsprechend hoher Oberflächenqualität aufweisen müssen. Für einen einfachen Fügeprozess ist zudem ein Betriebsspiel erforderlich, was den Einsatz in Hochdrehzahl-Anwendungen mit hohen Präzisionsanforderungen stark einschränkt. Der Stand der Technik und Forschung zeigt in dieser Hinsicht insbesondere für elektrische Antriebssysteme noch große Defizite [BRAUN18].

2.1.3 Welle-Nabe-Verbindungen mit trochoiden Fügeprofilen

Eine vergleichsweise neue Entwicklung im Bereich formschlüssiger WNV stellen Verbindungsprofile auf Basis von Trochoiden (auch als Zykloiden bezeichnet) dar. Diese Verbindungsart vereint den hohen Formschluss der Zahnwellenverbindung mit der geringen

Kerbwirkung der kontinuierlichen Polygonverbindung und lässt sich durch die Variabilität der Profilgleichungen an unterschiedlichste Anforderungen anpassen. Einfache Trochoiden werden erzeugt, indem ein Kreis mit Radius r auf der Innenseite (Hypotrochoide) oder der Außenseite (Epitrochoide) eines größeren Kreises mit Radius R abgerollt und die Position eines exzentrisch gelegenen Punkts auf dem kleinen Kreis aufgezeichnet wird. Die Konstruktion eines einfachen hypotrochoiden Profils ist in Bild 2.3 dargestellt.

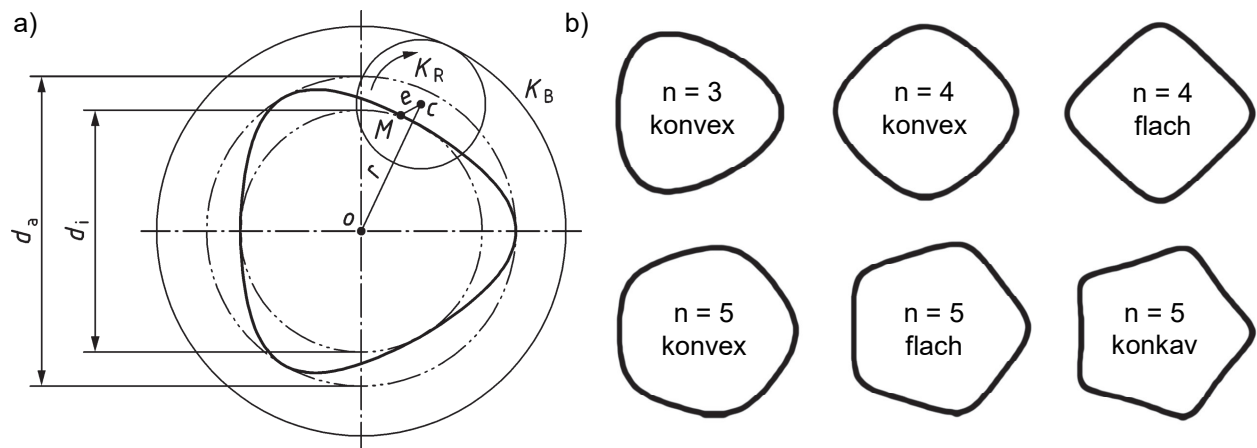


Bild 2.3: a) Konstruktion eines einfachen hypotrochoiden Profils mit $n = 3$ [DIN3689-1];
b) verschiedene Ausführungen von H-Profilen in Anlehnung an [DIN3689-1]

Für technisch sinnvolle Profile muss folgende Beziehung zwischen den Radien gelten, wobei n der erzeugten Mitnehmerzahl entspricht:

$$R = n \cdot r; \quad n \in \mathbb{Z}^+ \quad (2.4)$$

Einfache Hypotrochoiden sind seit kurzem in [DIN3689-1] standardisiert und können durch folgende parametrisierte Gleichungen der kartesischen x - und y -Komponenten (in Bezug auf den Basisradius $r_m = R + r$, die Exzentrizität e und die Mitnehmerzahl n) ausgedrückt werden:

$$\begin{aligned} x(t) &= r_m \cdot \cos(t) + e \cdot \cos[(n - 1) \cdot t] \\ y(t) &= r_m \cdot \sin(t) - e \cdot \sin[(n - 1) \cdot t] \end{aligned} \quad (2.5)$$

Ziaei et al. befassen sich in zahlreichen Forschungsarbeiten mit der numerischen Optimierung der Tragfähigkeit von WNV mit Profilen auf Basis komplexer Trochoiden, die neben der Hauptexzentrizität zusätzliche Exzentrizitäten aufweisen und damit eine bessere Anpassungsfähigkeit der Profilform an die technischen Anforderungen besitzen [ZIAEI02; ZIAEI12; ZIAEI18; ZIAEI22]. Hierbei wurden verschiedene Profiltypen mit geringerer Kerbwirkung im Vergleich zu genormten Evolventenverzahnungen entwickelt (siehe Bild 2.4 a)). In experimentellen Untersuchungen wurde das Tragfähigkeitspotenzial dieser Verbindungsart unter schwelender Torsion [SELZER16, 17] sowie Wechselbiegung

[WILD18b] bestätigt, wobei die RDB den kritischen Versagensmechanismus darstellt (siehe Bild 2.4 b)).

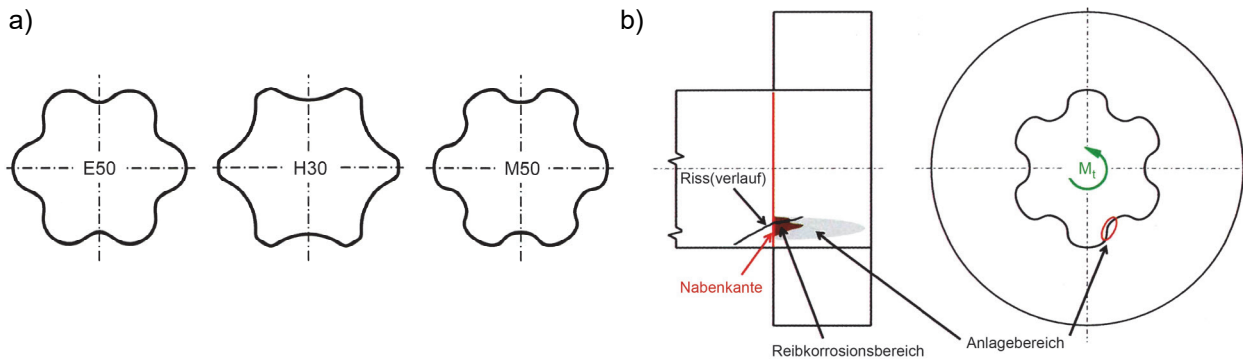


Bild 2.4: a) Komplexe Trochoidprofile sowie b) schematischer Rissverlauf an einer Welle mit M50-Profil unter schwelender Torsion [SELZER16]

Der breiteren Anwendung steht bislang die aufwändige Fertigung der komplexen Profile entgegen, die mit den bestehenden wirtschaftlichen Unrunddrehverfahren in der Regel nicht herstellbar sind.

Funk und Dörr untersuchten verschiedene Profilvarianten für die Anwendung in Q-WNV (siehe Bild 2.5) und verglichen sie mit genormten P3G-Profilen [FUNK13; DÖRR14; FUNK15]. Im Hinblick auf die Umformeigenschaften und das Tragfähigkeitspotenzial wurden die ausgewogensten Ergebnisse mit hypotrochoiden Profilen mit zwei zusätzlichen Exzentrizitäten (H-T02) und $n = 6$ Mitnehmern erzielt [FUNK13].

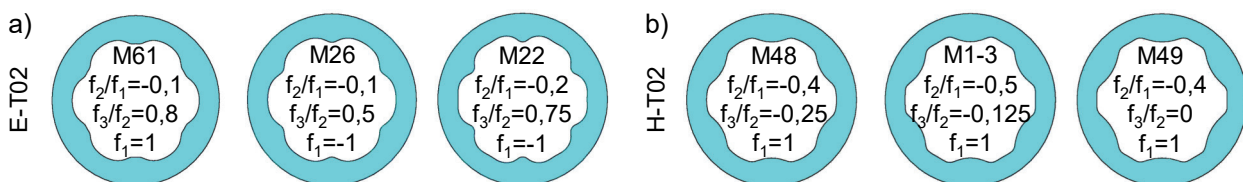


Bild 2.5: a) Varianten von komplexen Epitrochoid- und b) Hypotrochoidprofilen mit zwei zusätzlichen Exzentrizitäten und sechs Mitnehmern mit Angabe der Profilparameter, in Anlehnung an [FUNK15]

Bild 2.6 zeigt einen dazugehörigen Querschnitt mit den angegebenen Nennmaßen und geometrischen Randbedingungen, einschließlich der Vektoren v_1 und v_2 zu den Profilmkehrpunkten an ihren jeweiligen Positionen $t_1 = 0$ und $t_2 = \pi / n$ und dem Flankenwinkel β zwischen dem Normalenvektor N und dem Ortsvektor v . Die parametrisierte Profilgleichung für die x - und y -Komponenten in einem kartesischen Koordinatensystem (mit den freien Profilparametern f_1 , f_2 und f_3) wurde in [FUNK13] abgeleitet und ist in Gleichung (2.6) angegeben. Es ist wichtig zu beachten, dass der Profilparameter t , der die geometrische Generierung des Profils bestimmt, im Allgemeinen (mit Ausnahme der Hoch- und

Tiefpunkte des Profils) nicht dem Winkel φ zwischen dem Ortsvektor $v = (x(t), y(t))$ und der x-Achse entspricht.

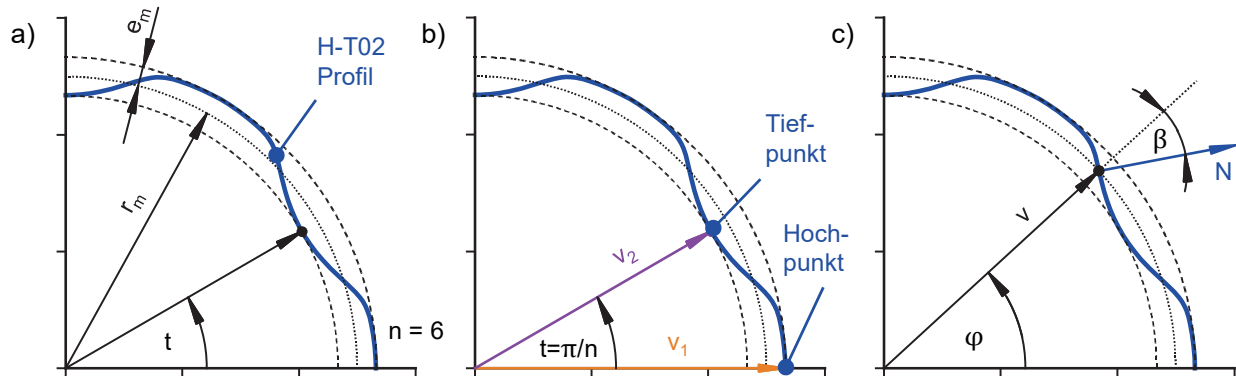


Bild 2.6: a) Randbedingungen des komplexen hypotrochoiden Profils sowie b) Ortsvektoren zum Profilhochpunkt (v_1) und -tiefpunkt (v_2), in Anlehnung an [FUNK13]; c) lokaler Flankenwinkel zwischen Normalenvektor und Ortsvektor

$$\begin{aligned}
 x(t) &= \left[r_m - \frac{e_m \cdot f_2}{f_1 + f_3} + \frac{e_m}{f_1 + f_3} \cdot [f_1 \cdot \cos(nt) + f_2 \cdot \cos(2nt) + f_3 \cdot \cos(3nt)] \right] \cdot \cos(t) \\
 &\quad + \frac{e_m}{f_1 + f_3} \cdot [f_1 \cdot \sin(nt) + f_2 \cdot \sin(2nt) + f_3 \cdot \sin(3nt)] \cdot \sin(t) \\
 y(t) &= \left[r_m - \frac{e_m \cdot f_2}{f_1 + f_3} + \frac{e_m}{f_1 + f_3} \cdot [f_1 \cdot \cos(nt) + f_2 \cdot \cos(2nt) + f_3 \cdot \cos(3nt)] \right] \cdot \sin(t) \\
 &\quad - \frac{e_m}{f_1 + f_3} \cdot [f_1 \cdot \sin(nt) + f_2 \cdot \sin(2nt) + f_3 \cdot \sin(3nt)] \cdot \cos(t)
 \end{aligned} \tag{2.6}$$

Nennradius r_m und Profilexzentrizität e_m sind in dieser Darstellung über die Radien $r_1 = |v_1|$ des Hüllkreises und $r_2 = |v_2|$ des Pflerchkreises definiert, die das Profil an den Hoch- und Tiefpunkten berühren (siehe Bild 2.6 b)):

$$r_m = \frac{r_1 + r_2}{2} \tag{2.7}$$

$$e_m = \frac{r_1 - r_2}{2} \tag{2.8}$$

Eine elegantere Größe zur Beschreibung der Profilform als die Nennexzentrizität e_m ist in manchen Fällen die relative Exzentrizität ε_m , da eine Änderung des Nennradius r_m bei konstantem ε_m geometrisch ähnliche Profile erzeugt:

$$\varepsilon_m = \frac{e_m}{r_m} = \frac{r_1 - r_2}{r_1 + r_2} \tag{2.9}$$

2.2 Umformtechnisches Fügen von Welle-Nabe-Verbindungen

Nach der Definition in [DIN8593-5] beinhaltet das Fügen durch Umformen unterschiedliche Verfahren die durch mindestens ein teilweise oder vollständig umgeformtes Bauteil gekennzeichnet sind. Solche Verbindungen sind in der Regel formschlüssig und unlösbar, obwohl auch reibschlüssige oder kombinierte form- und reibschlüssige Verbindungen durch verschiedene Verfahren der Rohr- und Massivumformung hergestellt werden können [DÖRR16, S. 24]. Ihre vielfältigen Vorteile machen umformgefügte Verbindungen besonders interessant für Leichtbauanwendungen mit hohen Stückzahlen, was sie für den Einsatz als Welle-Nabe-Verbindungen prädestiniert [TEKKAYA15]:

- Kostengünstiger Produktionsprozess durch hohe Flexibilität und hohen Automatisierungsgrad umformtechnischer Fügeverfahren
- Herstellung endkonturnaher Bauteile ohne aufwändige Nachbearbeitung mit Verfahren der Kaltmassivumformung
- Gezielte Ausnutzung der veränderten Werkstoffeigenschaften im Umformprozess (Kaltverfestigung) durch moderne Möglichkeiten der Umformsimulation

Dementsprechend ist in der Vergangenheit eine hohe Vielfalt an Verbindungsarten untersucht worden. Im Folgenden wird nur eine kleine Auswahl an technologisch verwandten Verbindungen vorgestellt, bevor die in dieser Arbeit betrachtete WNV durch Querfließpressen beschrieben wird. Eine weitaus umfassendere Übersicht zu umformtechnischen Fügeverbindungen findet sich z. B. in [GROCHE14] und [TEKKAYA15].

2.2.1 Fügen von Welle-Nabe-Verbindungen durch Aufweiten

Das Fügen von fertig bearbeiteten nabenförmigen Bauteilen mit dünnwandigen Rohren durch Aufweiten ist in der Vergangenheit intensiv erforscht worden. Für das Aufweiten können verschiedene Wirkprinzipien genutzt werden, wie das Einwalzen eines rotierenden Werkzeugs [HAGEDORN04; WOJCIECHOWSKI04] (Bild 2.7 a)), das Aufbringen eines elektromagnetischen Kraftimpulses [PSYK11] oder das Innenhochdruckfügen (IHF) mit Hilfe eines hydraulischen Mediums [PODHORSKY79; MARRÉ09; MARRÉ10].

Bei zylindrischen Innenflächen der Nabe ist die Übertragungsfähigkeit der Verbindung maßgeblich vom verbleibenden Fugendruck abhängig. Bild 2.7 b) skizziert den Entstehungsvorgang des Fugendrucks nach Ausdehnung der Welle und elastischer Rückfederung von Welle und Nabe bis zum Erreichen des Gleichgewichtszustands. Dabei sind eine plastische Deformation der Welle und mindestens eine elastische Deformation der

Nabe erforderlich. Die erreichbare Höhe des Fugendrucks hängt von der Höhe der Wellenaufweitung sowie von der Wanddicke und Festigkeit der Nabe ab. Durch eine zusätzliche formschlüssige Profilierung der Nabenoberfläche mit einem Sägezahnprofil konnte u. a. eine Verdopplung der übertragbaren Kräfte unter statischer Axialbelastung erreicht werden [WEINERT01].

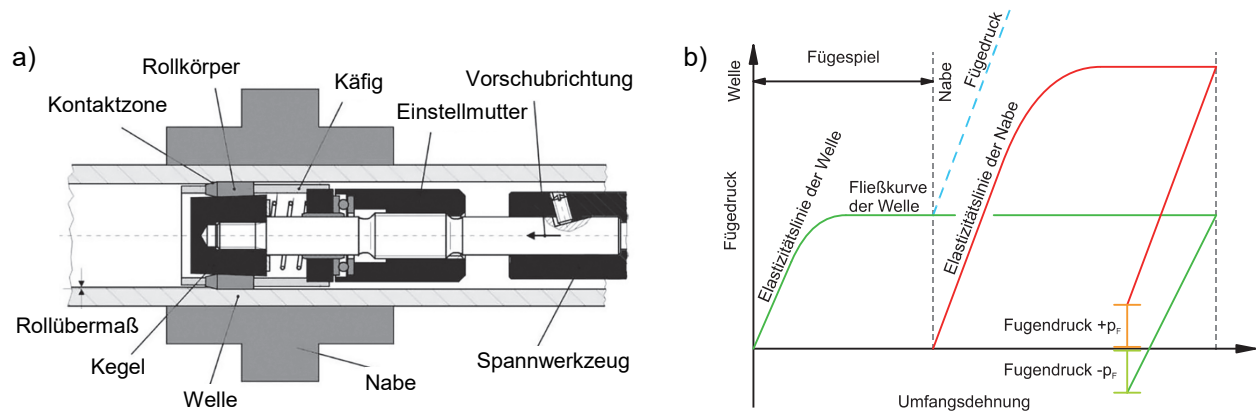


Bild 2.7: a) Verfahrensskizze zum Fügen durch Rohreinwalzen, in Anlehnung an [HAGEDORN04]; b) Ausbildung des Fugendrucks beim Innenhochdruckfügen, in Anlehnung an [PODHORSKY79]

Ein wesentlicher Nachteil dieser Verbindungsart ist ihre Einschränkung auf dünnwandige Rohrprofile bzw. Wellenkörper und die damit verbundene deutliche Begrenzung des übertragbaren Torsionsmoments. Im Vergleich dazu bieten Verfahren des Kaltfließpressens sowohl in dieser Hinsicht als auch im Hinblick auf die erreichbaren Taktzeiten bei der Herstellung ein deutlich größeres wirtschaftliches Potenzial. [DÖRR16, S. 28f.]

2.2.2 Fügen von Welle-Nabe-Verbindungen durch Einpressen

Eine kombinierte form- und reibschlüssige WNV lässt sich durch Einpressen eines gehärteten verzahnten Rundstabs in eine duktile Nabe erzeugen. In diesem Zusammenhang ist das umformtechnische Fügen vom schneidenden Fügen zu unterscheiden, bei dem die Zahngeometrie durch einen spanenden Vorgang in den weicheren Werkstoff eingebracht wird. Grundlegende Arbeiten zum Fügevorgang, zur Verzahnungsgeometrie und zur Werkstoffkombination wurden von Kitamura und Hirota [HIROTA07, 08; KITAMURA12] durchgeführt, die ein ideales Verhältnis zwischen den Festigkeiten von Nabe und Welle von 1 / 4 ermittelten. Obwohl eine eindrucksvolle Steigerung der Tragfähigkeit durch die Umformung bezüglich der statischen Torsion ermittelt wurde, ist das Verfahren auf duktile Naben beschränkt und somit für viele antriebstechnische Anwendungen, wie z. B. Wellen mit gehärteten Zahnrädern, ungeeignet. Vergleichbare WNV

mit gerändelten Bauteilen sind auch im Rahmen verschiedener IGF- und DFG-geförderten Projekte erforscht worden [BADER09; LÄTZER14a; MÄNZ17; MÖRZ22]. Neben der Variante mit verzahnter Welle und duktiler Nabe (Bild 2.8 a)) wurde auch die umgekehrte Kombination mit gehärteter verzahnter Nabe und duktiler Welle untersucht (Bild 2.8 b)) [SUCHÝ18; SUCHÝ19].

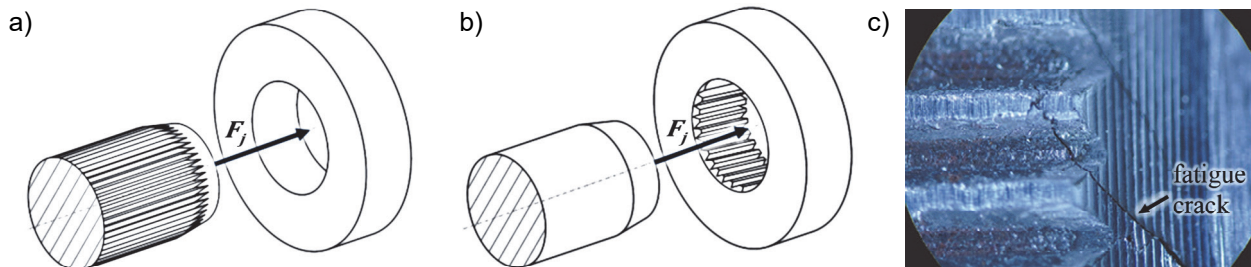


Bild 2.8: a) Herstellprinzip einer WNV durch Einpressen einer gehärteten verzahnten Welle in eine duktile Nabe, b) Variante mit duktiler Welle und gehärteter Nabe sowie c) Rissverlauf an der Welle einer Rändelverbindung unter Wechseltorsion [Suchý19]

Bei letzterer Verbindungsart wurde eine ca. 15 % höhere Dauerfestigkeit der umgeformten Varianten im Vergleich zu schneidend gefügten Rändelverbindungen unter wechselnder Torsion ermittelt [SUCHÝ19]. Die Auswertung des Rissverlaufs in Bild 2.8 c) zeigt ein ähnliches Versagensbild wie Evolventenverzahnungen mit einem Anriss im Zahnfuß, was auf eine ähnlich hohe Kerbwirkung der Verbindungsarten hindeutet.

2.2.3 Fügen von Welle-Nabe-Verbindungen durch Quer-Fließpressen

Im vorangegangenen Grundlagenprojekt wurde in Zusammenarbeit von IFU und IKTD ein neues Herstellungsverfahren für kombinierte reib- und formschlüssige WNV durch Querfließpressen für Vollwellen und gehärtete Naben mit trochoiden Fügeprofilen entwickelt [LIEWALD14; DÖRR16; FUNK17]. Dazu wird das Kaltumformverfahren *Quer-Fließpressen* in der einseitigen *Variante II* nach [SCHÄTZLE87] eingesetzt, das durch einen beweglichen Umformstempel und einen festen Gegenstempel gekennzeichnet ist (siehe Bild 2.9 a). Mit einer Umformpresse wird ein zylindrischer Abschnitt einer duktilen Vollwelle lateral in die fertig bearbeitete Kavität einer gehärteten Nabe gepresst, wobei die beiden Bauteile mit verbleibendem Fugendruck unlösbar verbunden werden. Der schematische Fertigungsablauf von Q-WNV ist in Bild 2.9 b) dargestellt.

Im Hinblick auf die Entwicklung endkonturnaher WNV wurde im oben genannten Grundlagenprojekt eine dünnwandige Nabe mit Durchmesser Verhältnis $Q_A \approx 0,71$, Fügenenn-durchmesser $d_F = 25 \text{ mm}$ und Längen-Durchmesser-Verhältnis $L / d_F \approx 0,70$ untersucht.

Um unzulässig hohe Tangentialspannungen in der Nabe während des Fügeprozesses zu vermeiden, wurde ein segmentiertes Werkzeugsystem entwickelt, welches eine radiale Vorspannung auf die Nabe ermöglicht (siehe Bild 4.7).

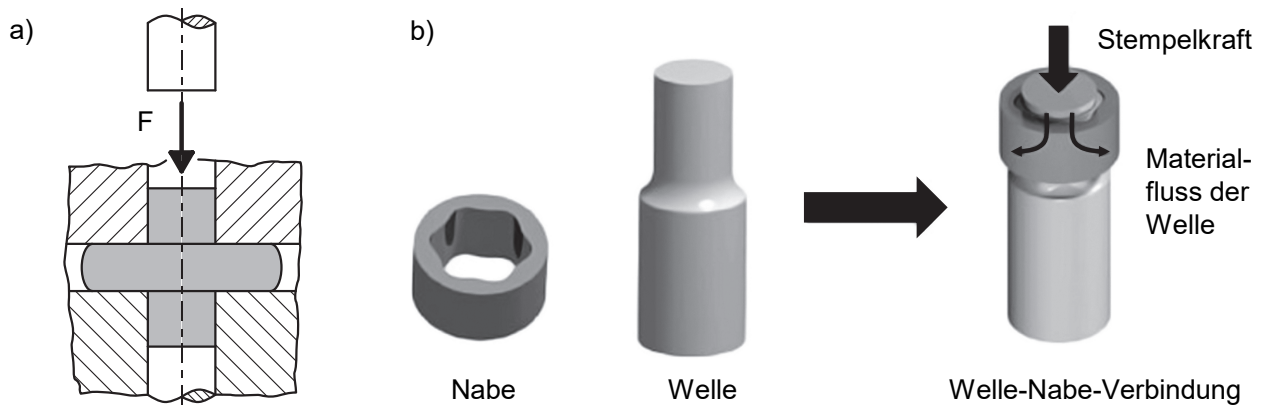


Bild 2.9: a) Verfahrensprinzip des einseitigen Quer-Fließpressens, in Anlehnung an [SCHÄTZLE87]; b) Schematische Darstellung des Herstellverfahrens von Q-WNV, in Anlehnung an [TEKKAYA15]

Dörr und Funk identifizierten zahlreiche Vorteile von Q-WNV im Vergleich zu konventionellen WNV aus wirtschaftlicher und anwendungstechnischer Sicht:

Wirtschaftliche Vorteile	Anwendungstechnische Vorteile
<ul style="list-style-type: none"> • Zusammenfassung von Fertigungsschritten durch kombiniertes Herstell- und Fügeverfahren • Einsparung von Feinbearbeitungsvorgängen, da nur die Nabe endbearbeitet wird • Kostengünstige Herstellung der Fügeflächen ohne enge Maßtoleranzen 	<ul style="list-style-type: none"> • Herstellung von kombinierten reib- und formschlüssigen WNV ohne Bauteilerwärmung • Kein Wiederanlassen bereits gehärteter Bauteile • Festigkeitssteigernde Kaltverfestigung der Welle • Einstellbarer Fugendruck in der Verbindung • Geringe radiale Formabweichung bei trochoiden Fügeprofilen • Hohe statische und dynamische Tragfähigkeit unter Torsion

Tabelle 2.1: Vorteile von Q-WNV im Vergleich zu klassischen WNV [DÖRR16; FUNK17]

In einer Parameterstudie wurden durch separate umformtechnische und strukturmechanische FEM-Simulationen vorteilhafte Fügeprofile aufgrund geringer Umformkräfte, Nabenverformungen und -beanspruchungen identifiziert. Eine Kopplung der Simulationen und damit eine Berücksichtigung von Eigenspannungen und der Kaltverfestigung bei der Ermittlung der Beanspruchung fand hierbei nicht statt [FUNK17, S. 111 ff.]. Aufgrund der geringen Spannungskonzentration und der erforderlichen Umformkräfte erwiesen sich unrunde Fügeprofile auf Basis komplexer Hypotrochoiden als besonders geeignet für formschlüssige Q-WNV [FUNK13; DÖRR14]. Das H-T02 Profil M48 (Profilparameter siehe Tabelle 5.2) wurde in Dauerlaufversuchen als Profil mit der höchsten Tragfähigkeit aller untersuchten Profile unter schwellender Torsion identifiziert [FUNK17].

Die Torsionsfestigkeit der Verbindung wurde experimentell sowohl unter quasistatischer als auch zyklisch schwellender Belastung ermittelt. Das statische Grenzdrehmoment infolge plastischer Wellenverformung entsprach 960 Nm für das hypotrochoide Profil M48. Dies entspricht mehr als einer Verdopplung gegenüber dem untersuchten Referenz-Querpressverband, der bei 444 Nm durch Durchrutschen versagte, wodurch das hohe Potenzial der Q-WNV zur Steigerung der Materialausnutzung erkennbar wird [FUNK17, S. 143]. Unter schwellender Dauerbelastung trat sowohl Naben- als auch Wellenversagen durch Dauerbruch auf, wobei Nabenversagen mit einer höheren Häufigkeit auftrat. Die Torsionsdauerfestigkeit beträgt bei hypotrochoiden Profilen in etwa 510 Nm und entspricht damit 53 % des statischen Grenzdrehmoments.

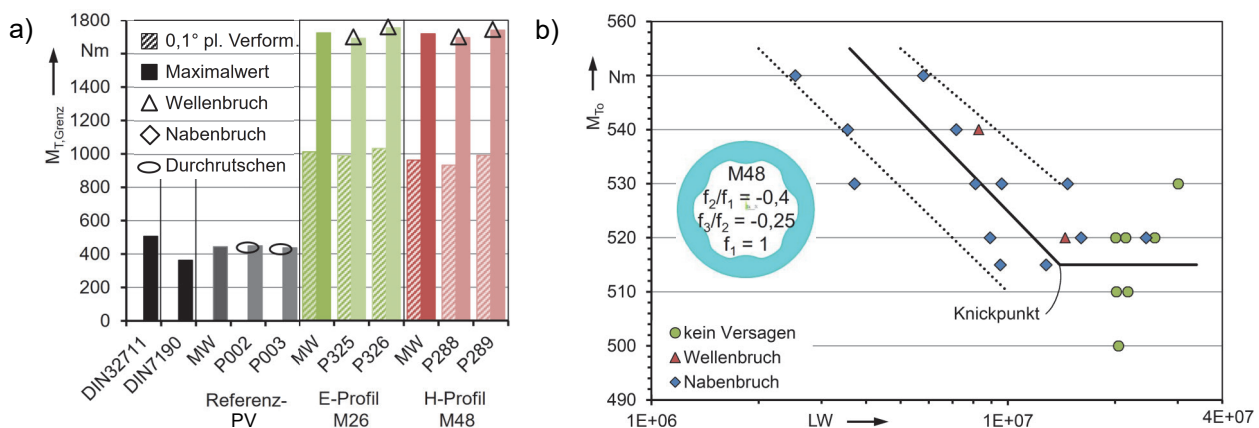


Bild 2.10: a) Statische Grenzdrehmomente von Q-WNV mit E-T02 und H-T02 Profil im Vergleich zu Referenz-PV sowie b) Dauerlaufergebnisse unter schwellender Torsion mit H-T02 Profil M48, in Anlehnung an [FUNK17]

Sowohl bei Wellen- als auch Nabenversagen kann die RDB als kritischer Schädigungsmechanismus identifiziert werden, da der Anriss bei gebrochenen Proben immer von einem Bereich mit erhöhter Reibkorrosion ausgeht (siehe Bild 2.11). Diese These wird durch das Auftreten des Knickpunkts der Wöhlerkurve im Bereich von $N > 10^7$ Lastwechseln gestützt, das bei der Betriebsfestigkeitsberechnung von freien Oberflächen üblicherweise mit $N = 10^6$ angenommen wird [FKM20]. Das verstärkte Auftreten von RDB in Q-WNV kann mit der prozessbedingt unvollständigen Formfüllung der Nabenkavität erklärt werden, die zusammen mit der ungleichmäßigen Fugendruckverteilung einen schädlichen Schlupf in Bereichen hohen Fugendrucks begünstigt (siehe hierzu auch Kap. 2.3). Um eine höhere Formfüllung und ein gleichmäßigeres Kontaktverhalten in der Fuge zu erreichen, schlägt Funk daher eine ballige Hinterschneidung der Nabeninnenfläche vor, die besser an die gewölbte Fließfront des umgeformten Wellenwerkstoffs (siehe Bild 2.9

a)) angepasst ist. Dies soll den Schlupf minimieren und der Entstehung der RDB entgegenwirken. Zudem geht er davon aus, dass der Einsatz von dickwandigeren Naben in Kombination mit höherfesten Wellenwerkstoffen die Versagenswahrscheinlichkeit in Richtung der Welle verlagern und die Materialausnutzung durch höhere Fugendrucke weiter erhöhen kann. [FUNK17, S. 183 f.]

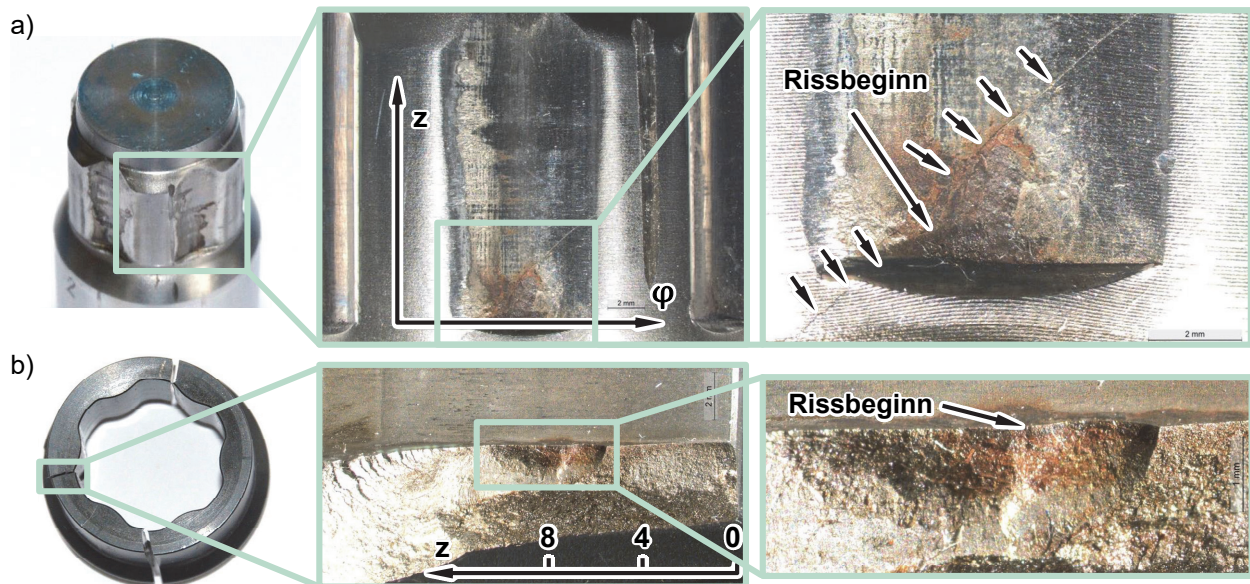


Bild 2.11: Experimentell ermittelte Oberflächenschädigung und Anrissort von Q-WNV mit H-Profil M48 unter schwellender Torsion: a) Welle P299 bei $M_{T,o} = 540$ Nm; b) Nabe P295 bei $M_{T,o} = 520$ Nm, in Anlehnung an [FUNK17]

2.3 Berechnungsansätze für Ermüdungsfestigkeit und Reibdauerbeanspruchung

Unter dem Oberbegriff Ermüdungsfestigkeit, synonym auch Betriebsfestigkeit genannt, werden verschiedene Versagenshypothesen und Berechnungskonzepte zusammengefasst, die es ermöglichen, die Lebensdauer bzw. die dauerhaft ertragbare schwingende Belastung von technischen Bauteilen zu berechnen [HAIBACH06]. Eine umfassende Literaturrecherche und detaillierte Analyse des Forschungsgebiets ist von Vidner [VIDNER16a] durchgeführt worden, wobei der Schwerpunkt auf der Festigkeitsbewertung von reibdauerbeanspruchten Systemen lag. Die hierbei ermittelten Berechnungsansätze werden grundsätzlich in reine Ermüdungsfestigkeitsansätze und kombinierte Ansätze mit tribologischer Schädigungskomponente unterteilt und u. a. hinsichtlich ihrer Genauigkeit bei der Anwendung auf WNV analysiert. Im Folgenden werden hierfür besonders geeignete Berechnungsansätze vorgestellt.

2.3.1 Bewertung der Ermüdungsfestigkeit mit örtlichen Beanspruchungen

Durch den geringen Aufwand beim Festigkeitsnachweis hat sich im Maschinenbau vor allem das Nennspannungskonzept durchgesetzt [HAIBACH06, S. 151]. Relevante Auslegungsvorschriften sind insbesondere in [DIN743-1] für Wellen und Achsen sowie der allgemeingültigen FKM-Richtlinie [FKM20] standardisiert. Für die Beanspruchungsanalyse im Bauteilkontakt sowie an komplexen geometrischen Kerben wird allerdings zunehmend auf Methoden zurückgegriffen, die auf den örtlich vorliegenden Kerbspannungen basieren [VIDNER16b]. Als weit verbreitetes Regelwerk mit hoher Allgemeingültigkeit beinhaltet die FKM-Richtlinie [FKM20] das Konzept der örtlichen Spannungen, wobei dieser Festigkeitsnachweis nur unwesentlich vom Nennspannungskonzept abweicht. In beiden Fällen werden sowohl die auftretende als auch die zulässige Spannung berechnet und unter Berücksichtigung eines geeigneten Sicherheitsfaktors verglichen (siehe Bild 2.12).

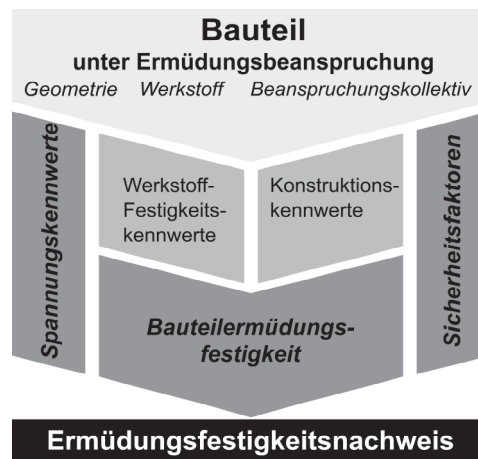


Bild 2.12: Ablauf des Ermüdungsfestigkeitsnachweises im Rahmen der FKM-Richtlinie, eigene Darstellung nach [VIDNER16a]

Der Unterschied liegt in der Ermittlung der Spannungs- und Konstruktionskennwerte, die im Konzept der örtlichen Spannungen auf detaillierten FE-Analysen der Kerbspannungen anstelle von spannungsanalytischen Berechnungen beruhen. Damit kann auf die Anwendung von experimentell ermittelten Form- und Kerbwirkungszahlen verzichtet werden. Um die ermittelten Spannungswerte einachsigen Versagenskriterien gegenüberstellen zu können, werden verschiedene Versagenshypothesen herangezogen, wie die Gestaltänderungsenergiehypothese (GEH) und die Schubspannungshypothese (SH) für duktile Werkstoffe und die Normalspannungshypothese (NH) für spröde Werkstoffe. Für nicht-proportionale Beanspruchungen, die durch zeitlich veränderliche Hauptspannungsrichtungen gekennzeichnet sind (z. B. bei mehrachsiger Beanspruchung mit unterschied-

licher Frequenz der einzelnen Komponenten), werden komplexere Ansätze benötigt, die in der Regel Verallgemeinerungen der klassischen Hypothesen sind [HAIBACH06, S. 251].

Die verwendete Schädigungshypothese der FKM-Richtlinie setzt sich aus GEH- und NSH-Anteilen zusammen und schränkt damit die Berücksichtigung mehrachsiger Spannungen auf proportional wirkende Beanspruchungen ein. Dies bedeutet eine erhebliche Beschränkung der praktischen Anwendbarkeit für die Festigkeitsbewertung an Kontaktfugen, in denen nichtproportionale Beanspruchungen vorliegen [VIDNER16a, S. 74]. Für derartige Beanspruchungen bietet die Richtlinie nur eine Näherungslösung, so dass in sicherheitskritischen Fällen ein experimenteller Ermüdungsfestigkeitsnachweis gefordert wird [FKM20].

2.3.2 Schubspannungsbasierte Schädigungsparameter

Schubspannungsbasierte Schädigungsparameter gehen von einem Anriss in der Ebene der höchsten Schubspannung (auch *Oktaederschubspannung* genannt) aus und sind physikalisch durch den mikrostrukturellen Rissinitiierungsmechanismus aufgrund zyklischer Schubspannung motiviert. Für die Ausbreitung der mikroskopischen Anrisse ist ein zusätzlicher Rissöffnungsmechanismus durch (Zug-)Normalspannungen verantwortlich, was zu einem dualen Schädigungscharakter analog zur RDB führt. Die zugehörigen Schädigungsparameter, die in der Regel nach ihren Autoren benannt sind (z. B. *Sines*, *Crossland* und *Findley*), beinhalten sowohl die maximale Schubspannungsamplitude τ_a als auch eine Normalspannungskomponente σ_n , wobei α_P und β_P experimentell zu bestimmende Materialkonstanten sind. [VIDNER16a, S. 74 f.]

$$\tau_a + \alpha_P \cdot \sigma_n \leq \beta_P \quad (2.10)$$

Für die Bewertung nichtproportionaler mehrachsiger Spannungszuständen wurde eine mesoskopische Versagenshypothese (Kombination aus mikroskopischem und makroskopischem Ansatz) im Kriterium von Dang Van [DANG VAN00] umgesetzt. Als Weiterentwicklung der schubspannungsbasierten Schädigungsparameter wurde eine hydrostatische Spannungskomponente σ_h eingeführt, um den Mittelspannungseinfluss zu berücksichtigen [VIDNER16a, S. 75].

$$\max[\tau(t) + \alpha_P \cdot \sigma_h(t)] \leq \beta_P \quad (2.11)$$

Dieser Parameter wurde erfolgreich bei der Versagensvorhersage von zylindrischen Pressverbänden unter Torsions- und Umlaufbiegebelastung [EKBERG04; LANOUE11] sowie bei Schwalbenschwanzverbindungen unter Berücksichtigung plastischer Effekte

[RICHTER18a, 18b] eingesetzt. Zur Berücksichtigung der RDB wird allerdings ein zusätzlicher Reduktionsfaktor der ertragbaren Beanspruchung benötigt [VIDNER16a, S. 75].

Durch ihre zentrale Annahme des Anrisses in der (kritischen) Ebene der höchsten Schubspannung können schubspannungsbasierte Versagenshypothesen als elementare Variante der meist sehr rechenintensiven Methoden der kritischen Schnittebene betrachtet werden [VIDNER16a, S. 74], die im Folgenden vorgestellt werden

2.3.3 Methoden der kritischen Schnittebene

Bei Versagenshypothesen der kritischen Schnittebene wird davon ausgegangen, dass der Anriss in derjenigen Schnittebene auftritt, in welcher der Wert eines Schädigungsparameters sein Maximum annimmt. Der Vorteil dieses Ansatzes besteht darin, dass auch bei einem zeitlich veränderlichen Hauptachsensystem der Spannung, wie es bei nicht-proportionaler Belastung auftritt, sowohl der Maximalwert des Beanspruchungsparameters als auch die potenzielle Orientierung der Anrissebene bestimmt werden. Bild 2.13 zeigt das Verfahren am Beispiel der zweidimensionalen Auswertung eines Rohrabchnitts, der durch Innendruck und Torsion belastet wird.

Die Methode der kritischen Schnittebene erfordert in der Regel einen hohen numerischen Aufwand zur Auswertung, da der gesamte Raumwinkelbereich (entweder zwei- oder dreidimensional) über mehrere Zeitschritte an jedem potenziellen Versagensort iterativ ausgewertet werden muss. Dies beinhaltet eine Transformation des Spannungs- bzw. Dehnungstensors in die Orientierung der betrachteten Ebene und eine Auswertung der Amplituden und Mittelwerte der dort wirkenden relevanten Spannungen, Dehnungen und Schubdehnungen.

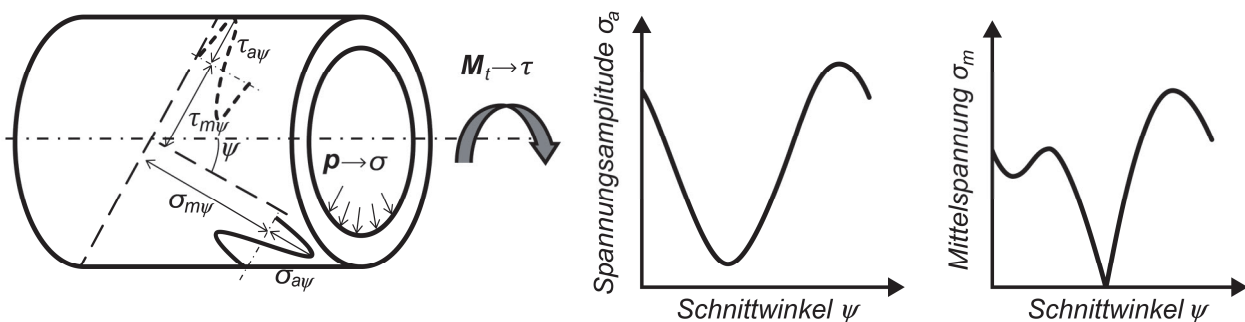


Bild 2.13: Prinzip der Methode der kritischen Schnittebene, eigene Darstellung nach [VIDNER16a], in Anlehnung an [HAIBACH06]

Eine umfassende Übersicht über die anwendbaren Schädigungsparameter findet sich in [KAROLCZUK05]. Vidner [VIDNER16a] identifizierte zwei häufig verwendete Schädigungsparameter für die Untersuchung von Bauteilen unter Reibdauerermüdung (SWT- und FS-Parameter), die im Folgenden vorgestellt werden.

Der Schädigungsparameter SWT nach Smith, Watson und Topper [SMITH76] beruht auf dem Prinzip der spezifischen mechanischen Verformungsenergie. Er besteht aus dem Produkt der maximalen Normalspannung $\sigma_{n,max}$ und der Amplitude der Normaldehnung $\varepsilon_a = \Delta\varepsilon / 2$ und kann somit mit dehnungsbasierten Wöhlerkurven zur Lebensdauerabschätzung in Beziehung gesetzt werden [VIDNER16a, S. 77]:

$$SWT = \sigma_{n,max} \cdot \varepsilon_a \quad (2.12)$$

Die Anwendbarkeit des Parameters wurde auf der Basis von reibdauerbeanspruchten gegenseitig gekrümmten Kontaktflächen [SZOLWINSKI96; FRIDRICI05] und anhand von Keilwellenverbindungen [SUM05] auch für komplexe Geometrien erfolgreich nachgewiesen. In modifizierter Form wird der SWT-Parameter auch im Rahmen der *FKM-Richtlinie Nichtlinear* [FKM19] zur Ermüdungsfestigkeitsberechnung unter expliziter Berücksichtigung des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens im Kerbgrund (hier: Schädigungsparameter P_{RAM}) eingesetzt. In diesem Fall wird der SWT-Parameter um den Mittelspannungseinfluss nach [BERGMANN83] erweitert, so dass eine Bewertung von Lastfällen mit unterschiedlichen Spannungsverhältnissen R mit einer einzigen dehnungsbasierten Wöhlerlinie ermöglicht wird.

Der Schädigungsparameter FS nach Fatemi und Socie [FATEMI88] basiert dagegen auf dem primären Einfluss der Schubdehnung auf die Rissentstehung bei bestimmten Belastungskombinationen wie z. B. phasenverschobener Belastung und ist daher für die Bewertung von RDB geeignet, bei der schädigende Reibschubspannungen eine zentrale Rolle spielen [VIDNER16a, S. 77 f.]. Er setzt sich zusammen aus Anteilen der Schubdehnungs- bzw. Gleitungsamplitude $\gamma_a = \Delta\gamma / 2$ und dem Maximalwert der Normalspannung $\sigma_{n,max}$ bezogen auf die Dehngrenze $R_{p0,2}$, wobei die belastungsabhängige Konstante α_P den Einfluss der Normalspannung definiert. In experimentellen Untersuchungen wurde eine gute Übereinstimmung des Parameters bei einem Wert von $\alpha_P = 0,6$ sowohl für Zug- als auch für Torsionsbelastung festgestellt [FATEMI88].

$$FS = \gamma_a \cdot \left[1 + \alpha_P \cdot \frac{\sigma_{n,max}}{R_{p0,2}} \right] \quad (2.13)$$

Vergleichende Untersuchungen von SWT und FS an reibdauerbeanspruchten Bauteilen wurden an Proben aus Titanlegierung [GOH01; ARAÚJO04] und zylindrischen Pressverbänden aus Stahlwerkstoffen [VIDNER07b; LEE09] durchgeführt und ergaben keine eindeutige Präferenz für einen der beiden Parameter. Vielmehr weicht die Aussagekraft der jeweiligen Parameter mit Beanspruchungsfall und der Höhe der lokalen Beanspruchung ab [VIDNER16a, S. 78].

2.3.4 Rechnerische Bewertung der Reibdauerbeanspruchung

Als komplexe Schädigungsform an gefügten Bauteilen wie WNV ist die *Reibdauerbeanspruchung* (RDB) bzw. *Reibkorrosion* zu nennen, die nach [VDI3822] dem Schwingungverschleiß zuzuordnen ist. Aufgrund ihrer komplexen Natur unterliegt die RDB vielfältigen, oft wechselseitig abhängiger Einflüsse, die einen allgemeingültigen Berechnungsansatz erschweren. Eine zuverlässige Lebensdauer- bzw. Festigkeitsabschätzung liegt bislang noch nicht vor, obwohl dies ein Ziel zahlreicher Forschungsprojekte ist. Eine Veranschaulichung der verschiedenen Einflüsse auf reibdauerbeanspruchte Systeme von Vidner [VIDNER16b] ist in Bild 2.14 dargestellt.

Grundsätzlich bildet die RDB einen dualen Schädigungsmechanismus, bei dem neben der reinen Materialermüdung auch eine tribologische Schädigungskomponente vorhanden ist. Diese beschleunigt die Rissentstehung durch verschiedene Effekte wie Oberflächenzerrüttung und Kontaktkorrosion und sollte daher bei der Auslegung berücksichtigt werden [VIDNER16b].

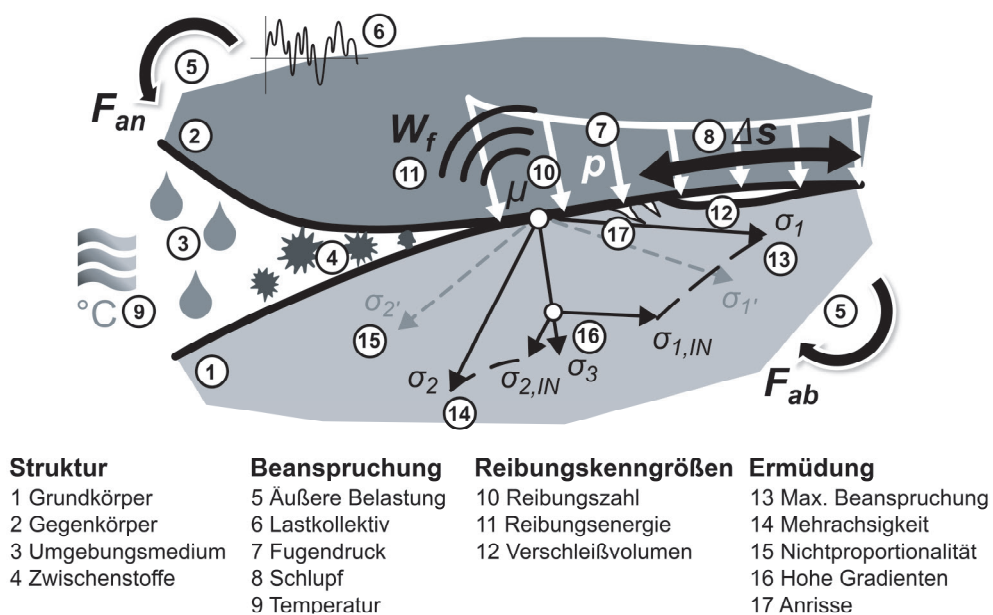


Bild 2.14: Struktur und örtliche Beanspruchungssituation eines Systems unter Reibdauerermüdung, eigene Darstellung nach [VIDNER16b]

Eines der ersten Kriterien zur Bewertung der RDB wurde von Funk [FUNK68] entwickelt. Es basiert auf dem Produkt des Nennfugendrucks p mit der relativen Verschiebung s und entspricht damit als physikalische Größe der Reibarbeit. Durch experimentelle *Reibkufenversuche* entdeckte Funk einen doppeltlogarithmischen Zusammenhang der Schädigung mit der Zugschwellfestigkeit $\sigma_{\text{SchRD,zd}}$, der durch folgende Beziehung mit den werkstoffspezifischen Konstanten α_P und β_P ausgedrückt werden kann.

$$\sigma_{\text{SchRD,zd}} \cdot (p \cdot s)^{\alpha_P} = \beta_P \quad (2.14)$$

Oldendorf [OLDENDORF99] stellte die relativen Einflüsse von Schlupf $S(s)$ und Flächenpressung $S(p)$ auf die RDB explizit heraus und kombinierte sie in normierter Form mit der maximalen beobachteten Schädigung $\beta_{P,\text{max}}$ bei $s = 25 \mu\text{m}$ und $p = 150 \text{ MPa}$.

$$\beta_{\text{KC}} = \beta_{P,\text{max}} \cdot S(p) \cdot S(s) \quad (2.15)$$

Der resultierende Parameter β_{KC} entspricht somit einer nennspannungsbasierten Kerbwirkungszahl. Vidner u. a. stellten jedoch fest, dass die Reibungszahl μ in den Kriterien nach Funk und Oldendorf nicht berücksichtigt wird, was ihre verallgemeinerte Anwendung stark einschränkt [VIDNER16a, S. 89].

Der Schädigungsparameter FDP (*Fretting Damage Parameter*) nach Ruiz [RUIZ84], der als Produkt aus Reibschubspannung τ und Schlupfamplitude s_a definiert ist und damit physikalisch der flächenbezogenen Reibarbeit w_f entspricht, ermöglicht eine bessere Berücksichtigung der effektiven Reibarbeit im Kontakt.

$$\text{FDP} = w_f = \tau \cdot s_a \quad (2.16)$$

Dieser Parameter wurde durch Abgleich von Ermüdungsversuchen mit Schwalbenschwanzverbindungen (Turbine / Schaufel) mit 2D FEM-Simulationen erarbeitet und korreliert mit der auftretenden Oberflächenschädigung unter RDB. Dies wurde auch für elastisch-plastisches Materialverhalten validiert [AMBRICO00].

Ruiz und Chen kombinierten den FDP mit der maximalen Zugspannung σ_z in Richtung der Relativbewegung, was zu einer guten Übereinstimmung mit dem auftretenden Anrissort führte [RUIZ86; RUIZ92]. Der resultierende *Fatigue Fretting Damage Parameter* (FFDP) ist der erste Ansatz zur Kombination reibungsenergetischer und ermüdungsmechanischer Größen, was der bereits diskutierten Dualität der RDB entspricht.

$$\text{FFDP} = w_f \cdot \sigma_z \quad (2.17)$$

In seinen Untersuchungen von WNV unter RDB stellte Ziaei [ZIAEI02] fest, dass die maximale Rissöffnungsspannung nicht zwingend mit der Richtung des Schlupfwegs

übereinstimmt. Er schlug daher den *Modified Fatigue Fretting Damage Parameter* (mFFDP) vor, der die Zugspannung durch die erste Hauptspannung ersetzt und die Definition der spezifischen Reibarbeit auf den dreidimensionalen Fall verallgemeinert.

$$\text{mFFDP} = w_f \cdot \sigma_1 \quad (2.18)$$

FFDP und mFFDP wurden in zahlreichen Studien, z. B. in [GÖTTLICHER95; WINTERFELD01; ZEHSZ13], hinsichtlich der Bestimmung des Anrissorts an WNV unter RDB validiert, obwohl bislang keine allgemeingültigen Versagensgrenzen existieren.

Vidner führt eine weitere Verallgemeinerung des FFDP zum *Enhanced Fatigue Fretting Damage Parameter* (eFFDP) durch, indem er sowohl den reibenergetischen als auch den ermüdungsmechanischen Anteil modifiziert [VIDNER07c]. Die Reibarbeit w_f wird durch die spezifische Reibleistung q_f ersetzt, in welcher der Frequenzeinfluss und der detaillierte thermomechanische Energiefluss berücksichtigt werden. Zudem ist der ermüdungsmechanische Anteil S des Parameters frei wählbar, so dass je nach vorliegender Beanspruchung auch komplexere Versagenshypothesen anstelle der maximalen Hauptspannung verwendet werden können. Für nichtproportionale mehrachsige Beanspruchungen werden die Parameter FS und SWT (siehe Kap. 2.3.3) vorgeschlagen, die entsprechend die zusammengesetzten Parameter eFFDP_{FS} bzw. eFFDP_{SWT} ergeben.

$$\text{eFFDP} = q_f \cdot S \quad (2.19)$$

Der eFFDP wurde in [VIDNER07a, 07b, 07c] erfolgreich mit verschiedenen reib- und form-schlüssigen WNV validiert.

Innerhalb vergleichbarer Gruppen von WNV (PV, PFV und Polygon-WNV) konnte dabei eine gute Korrelation der Maximalbeanspruchung mit der Gestaltfestigkeit nach Norm gezeigt werden. Eine globale Übereinstimmung über alle untersuchten WNV wurde jedoch nicht erreicht, was auf abweichende Materialkombinationen und unbekannte Reibungsparameter zurückgeführt wird [VIDNER16a, S. 92]. In Bild 2.15 sind die Ergebnisse verschiedener numerisch ermittelter Versagenskriterien aus [VIDNER07b] exemplarisch an zylindrischen PV unter Umlaufbiegung und schwellender Torsion dargestellt. Hierbei fällt eine hohe Korrelation von FS und eFFDP_{SWT} mit berechneten Auslastungsgraden (Verhältnis der wirkenden zur ertragbaren Beanspruchung) nach DIN 743 auf.

Aktuelle Forschungsprojekte arbeiten darauf hin, den Einfluss der RDB in allgemeingültiger Weise in den Auslegungsvorschriften nach [DIN743-1] und [FKM20] zu berücksichtigen. Ein Ansatz zielt darauf ab, die tribologischen Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit in Form einer modifizierten Oberflächenzahl zu integrieren [LEIDICH13; LEIDICH16;

VIDNER16a]. Durch Vergleich der lokalen Beanspruchung aus FE-Analysen mit der experimentell ermittelten Ermüdungsfestigkeit an vereinfachten Proben in *Reibklötzchenversuchen* können diese Oberflächenzahlen durch eine sogenannte *Rückrechnung*, z. B. mit der FKM-Richtlinie, ermittelt werden. Die Validierung der Methode anhand einer Pleuelverbindung erforderte jedoch aufgrund der Fertigungsungenauigkeiten eine Worst-Case-Betrachtung der Kontaktverhältnisse. Darüber hinaus ist für die korrekte Anwendung der Methode eine genaue Kenntnis des Versagensorts notwendig, die nicht durch die Methode selbst erlangt wird [LEIDICH17; HAUSCHILD19].

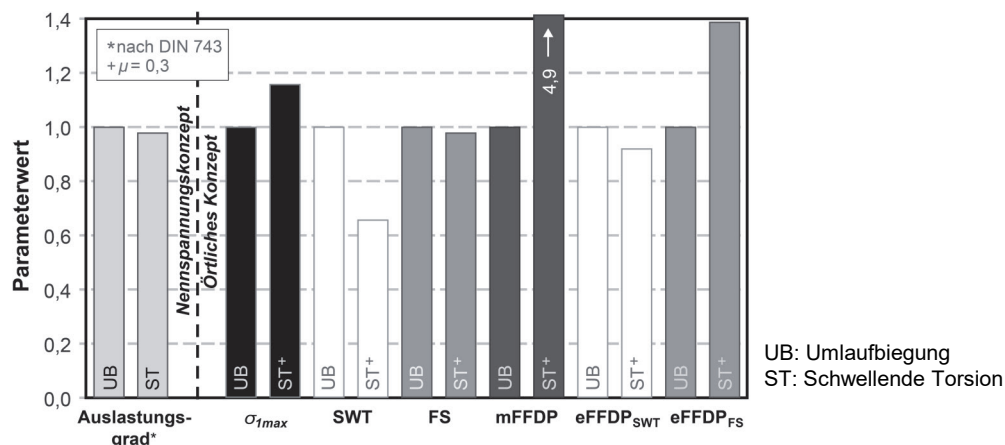


Bild 2.15: Vergleich verschiedener örtlicher Versagenskriterien, eigene Darstellung nach [VIDNER07b]

2.4 Gestaltoptimierung technischer Bauteile

Neben der Dimensionsoptimierung bildet die Gestaltoptimierung einen Teilbereich der Strukturoptimierung. Während bei ersterer die Entwurfsvariablen verändert werden, aus denen sich die Steifigkeit von Strukturelementen direkt ableitet, wie z. B. Blechdicken, wird bei letzterer die Gestalt eines Bauteils variiert. Mit der Formoptimierung wird eine Veränderung der Bauteilgestalt unter Beibehaltung der ursprünglichen Topologie erreicht, während die Topologieoptimierung eine freie Materialverteilung im Entwurfsraum ermöglicht. [BAIER94, S. 163]

Gestaltoptimierungsverfahren besitzen nach [SCHUMACHER20, S. 2 f.] folgenden Aufbau:

- Übergeordnetes Optimierungsmodell: definiert Randbedingungen und Ziele der Optimierungsaufgabe, verknüpft Analysemodell mit Optimierungsalgorithmus
- Analysemodell: beschreibt das strukturmechanische Verhalten in Abhängigkeit von Entwurfsvariablen (z. B. numerisches Modell auf Basis der FEM)

- Optimierungsalgorithmus: schlägt neue Werte für die Entwurfsvariablen in Abhängigkeit der Modellergebnisse vor
- Zielfunktion: bildet das Kriterium für die Optimalität der Bauteilgestalt (z. B. Spannungskonzentration), wird durch iterative Anpassung der Gestalt minimiert

In Bild 2.16 ist das Schema einer iterativen Gestaltoptimierung dargestellt.

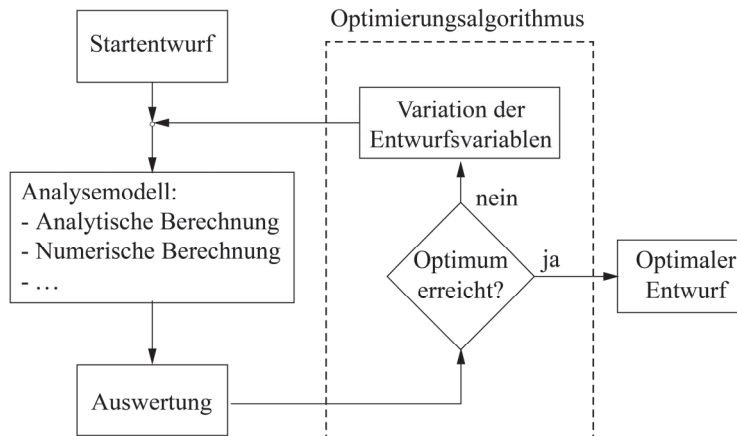


Bild 2.16: Aufbau einer Optimierungsschleife, eigene Darstellung nach [SCHUMACHER20, S. 3]

Während sich die Methoden der Gestaltoptimierung weitgehend auf elastische Strukturen konzentrieren, wird das elastisch-plastische Werkstoffverhalten vor allem bei der Optimierung von Umformprozessen berücksichtigt. Hierbei wird z. B. die Werkzeuggeometrie optimiert, um die Werkzeugbeanspruchung und den -verschleiß zu minimieren [KLOCKE17], oder die Form des Umformrohlings wird angepasst, um eine vorgegebene Gestalt der frei umgeformten Oberflächen zu erreichen [SRIKANTH00].

2.4.1 Gestaltoptimierung unter Berücksichtigung von Kontaktflächen

Bestehende Methoden zur Gestaltoptimierung, welche die Kontaktflächen zwischen Bauteilen einbeziehen, lassen sich grob in Methoden mit indirekter oder direkter Anpassung der Kontakteigenschaften unterteilen [LAWRY18].

Bei den Methoden mit indirekter Anpassung wird die Gestalt der umgebenden Struktur mit dem Ziel optimiert, eine homogene Fugendruckverteilung zu erreichen oder den maximalen Fugendruck zu begrenzen. So wurde z. B. die äußere Form eines Nietkopfs durch Variation mehrerer Spline-Kontrollpunkte mit Hilfe eines gradientenbasierten Optimierungsalgorithmus verändert (Bild 2.17 a)), bis ein annähernd homogener Fugendruckverlauf im Nietkontakt erreicht wurde (Bild 2.17 b)) [HILDING01]. Eine analoge

Formoptimierung der Nabenaußenseite einer WNV ist allerdings nicht zufriedenstellend realisierbar, da sich hier in der Regel Funktionsflächen befinden (z. B. Verzahnung).

Auch die Topologieoptimierung der umgebenden Struktur von Kontaktflächen ist prinzipiell geeignet, eine gleichmäßige Fugendruckverteilung zu erreichen [ZHANG15; NIU19]. Das Verfahren führt jedoch zu einer sehr komplexen Gestalt und eignet sich aufgrund der notwendigen Fehlstellen in der Struktur nicht für massivumgeformte Bauteile.

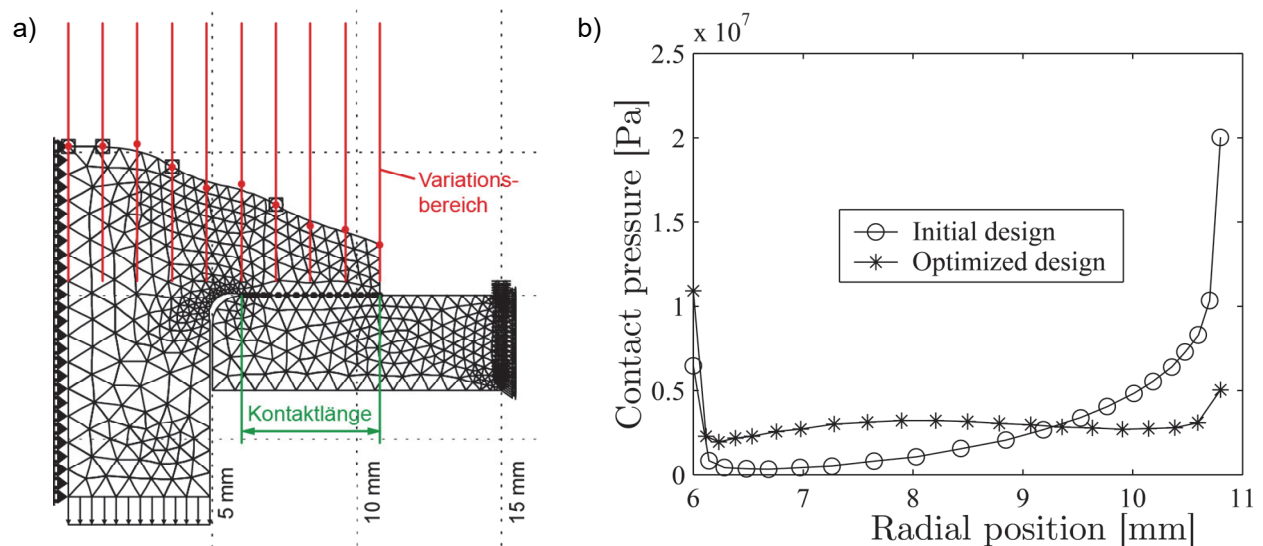


Bild 2.17: a) Optimierte Gestalt eines Nietkopfs in Anlehnung an [HILDING01, S. 4055];
b) Vergleich der initialen und optimierten Fugendruckverteilung [HILDING01, S. 4055]

Bei den Gestaltoptimierungsmethoden mit direkter Anpassung der Kontaktflächen kommen sowohl gradientenbasierte Ansätze, wie in [BEREMLIJSKI09], als auch gradientenlose Algorithmen, wie in [MESKE05; OU13], zum Einsatz. Letztere führen eine direkte Verschiebung der Netzknoten eines FE-Modells auf Basis der lokalen Beanspruchung durch und weisen daher oft eine hohe Anzahl an Entwurfsvariablen auf (siehe Beispiel eines optimierten PV in Bild 2.18). Gradientenlose Algorithmen eignen sich prinzipiell für Anwendungsfälle mit bekannten Optimalitätskriterien und darauf basierenden intuitiven oder mathematisch begründeten Anpassungsregeln [SCHUMACHER20, S. 114].

Im Gegensatz zu gradientenbasierten Algorithmen ist die Konvergenzgeschwindigkeit unabhängig von der Anzahl der Entwurfsvariablen, so dass sich ein großer Geschwindigkeitsvorteil bei der Gestaltoptimierung ergeben kann. Auftretende numerische Instabilitäten der Beanspruchungsergebnisse können mit Hilfe von Filtertechniken eliminiert werden, um trotz einer knotenbasierten Formanpassung glatte Randflächen der Struktur zu erhalten. [MESKE05, S. 205]

2.4.2 Gestaltoptimierung der Kontaktflächen von Welle-Nabe-Verbindungen

Um die Spannungskonzentration im Randbereich eines zylindrischen Pressverbands zu homogenisieren, wurde in [MESKE05] die gradientenlose Formoptimierung erfolgreich angewendet. Bild 2.18 zeigt das zugrunde liegende axialsymmetrische FE-Modell sowie Vergleiche der initialen und optimierten Fugendruckverteilungen und Konturen des Nabeninnenradius. Die Variation des Nabeninnenradius beschränkt sich hierbei auf ca. 0,27 ‰ des Fügenenddurchmessers.

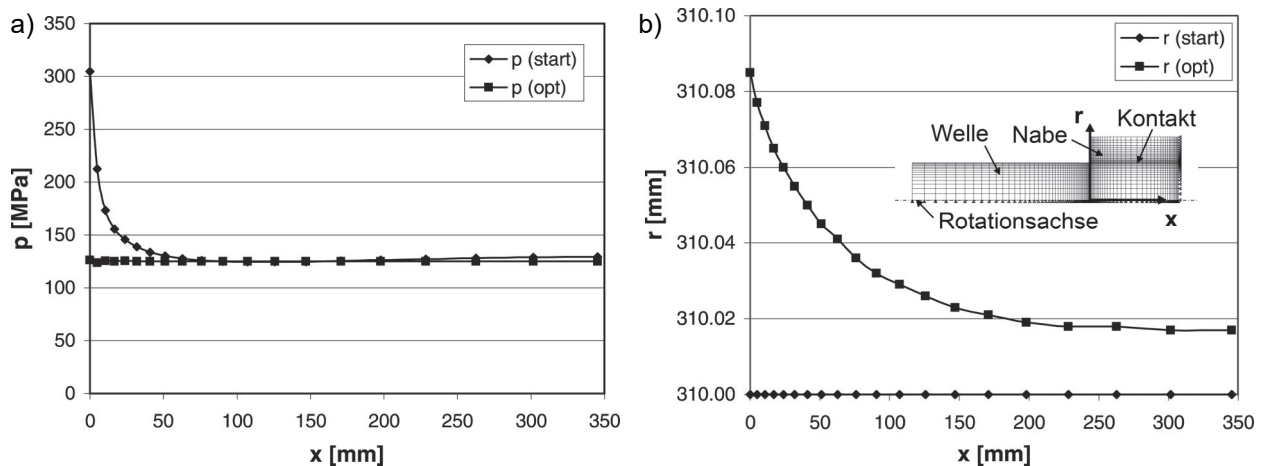


Bild 2.18: a) Initiale und optimierte Fugendruckverteilung eines PV [MESKE05, S. 216];
b) FE-Modell sowie initiale und optimierte Nabeninnenkontur, in Anlehnung an [MESKE05, S. 216]

Durch die konforme Vernetzung der Bauteile und das linearelastische Werkstoffverhalten wurde innerhalb von 40 Iterationen eine hohe Übereinstimmung der Fugendruckverteilung mit dem Zielwert von 125 MPa erreicht. Im Vergleich zur parameterbasierten Fugendruckhomogenisierung in Bild 2.17 fällt auf, dass die Spannungsüberhöhungen im Randbereich besser eliminiert werden können, was auf die höhere Anzahl an verfügbaren Entwurfsvariablen zurückzuführen ist.

Ein ähnlicher Ansatz, der am IKTD verfolgt wird, zielt ebenfalls auf die Homogenisierung bzw. Optimierung des Fugendrucks an der Nabenkante ab, um einerseits das Fügen spröder Werkstoffe zu ermöglichen [BLACHA08; BLACHA09; WAGNER20] und andererseits die RDB in PV unter Umlaufbiegung und Torsion zu minimieren [GLÖGGLER03; SCHWÄMMLE10; HEYDT12]. Die optimale Variation des Übermaßwerts entlang der Füge­länge (hier: wellenseitige Anpassung) wird dabei nicht iterativ ermittelt, sondern gemäß dem Verfahren nach [GSCHWENDNER95] über die Bauteilverformung aus FE-Analysen unter konstantem Fugendruck bestimmt. Dies liefert zwar für einen Querpressverband mit

reibungsfreiem Kontakt schnell das gewünschte Optimierungsergebnis, im reibungsbehafteten und somit praxisrelevanten Fall führt der Ansatz jedoch zu erheblichen Abweichungen. Hierbei sind zusätzliche Annahmen über die vorliegende Reibschubspannung aus dem Fügeprozess erforderlich, die das Ergebnis maßgeblich beeinflussen. Alternativ können die Reibschubspannungen durch eine thermomechanische FEA des thermischen Fügevorgangs ermittelt werden, um das Optimierungsergebnis zu verbessern [WAGNER20].

3 Konkretisierung der Zielsetzung und Vorgehensweise

Das zentrale Ziel, die RDB in Q-WNV zu reduzieren, wird zunächst vor dem Hintergrund aktueller rechnerischer Schädigungsparameter und Methoden der Gestaltoptimierung von WNV reflektiert. Einerseits wird die konkrete Zielsetzung mit den erforderlichen Randbedingungen herausgearbeitet und andererseits die Vorgehensweise konkretisiert.

3.1 Konkretisierung der Zielsetzung

Grundsätzlich bauen die Untersuchungen dieser Arbeit auf dem Fügeverfahren, der Probengeometrie und den ermittelten Fügeprofilen des vorangegangenen Grundlagenprojekts zu Q-WNV [LIEWALD14; DÖRR16; FUNK17] auf. In den zugehörigen experimentellen Untersuchungen wurde neben einer hohen statischen Tragfähigkeit ein starkes Auftreten von RDB festgestellt und als kritischer Versagensmechanismus von Q-WNV unter zyklischer Torsion nachgewiesen [FUNK17]. Daraus lässt sich ein hohes zusätzliches Potenzial für die Ermüdungsfestigkeit solcher Verbindungen erkennen, das es im Hinblick auf eine wirtschaftliche Herstellung von WNV mit hoher Leistungsdichte zu erschließen gilt. Der gewählte Ansatz, dies mittels Fügeprofilen auf der Basis komplexer Hypotrochoiden zu erreichen, wird durch weitere experimentelle Studien (z. B. [SELZER16, 17]) sowie die derzeitigen Standardisierungsprozesse der Industrie in Bezug auf hypotrochoide Profile (siehe [DIN3689-1]) bestärkt.

Aufgrund der hohen Komplexität der Beanspruchungszustände im Fügebereich und der Wechselwirkung mit dem Umformprozess zielt die vorliegende Arbeit auf eine realitätsnahe Modellierung sowohl des Umformprozesses als auch der Bauteilbelastung in Form einer gekoppelten FE-Simulation ab. Im Vergleich zu den vorangegangenen Untersuchungen von Dörr und Funk [DÖRR16; FUNK17] werden hier erstmals Eigenspannungen und Verfestigungseffekte in die Beanspruchungsanalyse von Q-WNV und die Gestaltung der Fügeflächen einbezogen. Um aussagekräftige Simulationsergebnisse zu gewährleisten, werden die FE-Modelle durch Verformungsmessungen an hergestellten Proben und umfassende Analysen des Übertragungsverhaltens validiert.

Ein notwendiger Schritt zur Erzeugung geeigneter 3D-Fügeflächen zur Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit ist die rechnerische Analyse und Bewertung der RDB, die jedoch nach dem derzeitigen Stand der Forschung noch eine Herausforderung darstellt. Obwohl in der Literatur verschiedene Berechnungsansätze der RDB mit unterschiedlicher Komplexität existieren, gibt es derzeit noch kein allgemein anwendbares Verfahren zur

quantitativen Festigkeitsbewertung von reibdauerbeanspruchten Bauteilen. Die Ermittlung geeigneter Bewertungsparameter für die Ermüdungsfestigkeit von Q-WNV wird daher in der Zielsetzung durch den Vergleich numerischer und experimenteller Ergebnisse berücksichtigt. Hierbei werden sowohl Methoden der kritischen Schnittebene als auch kombinierte Parameter mit Anteilen der Reibenergie und der Spannungsmechanik angewendet, die vielversprechende Ergebnisse in Bezug auf WNV zeigen.

Die aufgestellte Forschungshypothese (Kap. 1.2) beruht auf der Existenz einer optimalen Fugendruckverteilung, bei der die versagenskritische RDB in Q-WNV minimal wird. Zwar bestehen bereits verschiedene Methoden zur Optimierung der Form von reibschlüssigen WNV mit dem Ziel, die RDB durch Beeinflussung des Fugendrucks zu minimieren, doch lässt sich daraus keine allgemeingültige Aussage über die ideale Fugendruckverteilung für unterschiedliche Abmessungen, Materialkombinationen und Belastungsarten ableiten. Ein zentraler Aspekt der Zielsetzung ist daher eine fugendruckorientierte Gestaltoptimierungsmethode für 3D-Fügeflächen von Q-WNV, welche eine Minimierung der RDB unter Berücksichtigung der Wechselwirkungen zwischen der Formgebung und dem resultierenden Fugendruck aus dem Umformprozess ermöglichen soll. Durch die Fokussierung auf den Fugendruck wird die Gestaltungsmethode von festgelegten Schädigungsparametern entkoppelt, so dass die Methode unter verschiedenen Schädigungshypothesen universell anwendbar bleibt. Schließlich sollen ausgewählte 3D-Fügeflächen hergestellt und in Dauerlaufversuchen unter schwellender Torsion im Hinblick auf die Steigerung der Ermüdungsfestigkeit untersucht werden.

Wurde bisher für die Nabe ein möglichst kritisches Durchmesser Verhältnis mit geringer Nabenwanddicke definiert, so wird im vorliegenden Projekt eine höhere Wanddicke der Nabe angestrebt. Damit kann einerseits der Effekt des axialen Hinterschnitts mit einer 3D-Fügefläche bestmöglich erfasst werden, ohne die Nabe im Vergleich zu einem extrudierten 2,5D-Profil deutlich zu schwächen. Andererseits ermöglicht dies ein höheres Fugendruckniveau, wodurch die Belastungsgrenzen der Verbindung weiter ausgelotet werden können und zusätzlich der Einfluss einer betragsmäßig höheren Mittelspannung sichtbar wird. Darüber hinaus soll der Einfluss höherfester Wellenwerkstoffe auf die Tragfähigkeit der Q-WNV untersucht werden. Die bisherige Werkstoffkombination aus gehärtetem Vergütungsstahl 42CrMo4 (Nabe) und normalgeglühtem Einsatzstahl 16MnCr5 (Welle) wird daher um den normalgeglühten Wellenwerkstoff 42CrMo4 ergänzt. Um eine wirtschaftliche Herstellung von Q-WNV mit 3D-Fügeflächen auch in Großserien sicherzustellen, wird als zusätzliche Randbedingung eine Herstellbarkeit durch oszillierendes

Unrunddrehen festgelegt. Dies erfordert eine leichte Modifizierung des übernommenen H-T02 Fügeprofils M48 (Hypotrochoide mit zwei zusätzlichen Exzentrizitäten), um den geometrischen Anforderungen des Herstellprozesses gerecht zu werden.

Zusammenfassend werden die Teilaspekte des Hauptziels aus Kap. 1.2 als Zwischenziele formuliert, die ein schrittweises Vorgehen in dieser Arbeit ermöglichen:

- Gekoppeltes FE-Modell zur realitätsnahen Simulation des umformtechnischen Fügeprozesses und der anschließenden Torsionsbelastung
- Methode zur Gestaltoptimierung axialsymmetrischer Fügeflächen durch Erzeugung eines vorgegebenen Fugendruckverlaufs
- Erweiterte Methode für 3D-Fügeflächen auf Basis komplexer Trochoiden
- Erzeugung von 3D-Fügeflächen mit geringer rechnerischer Beanspruchung
- Experimentelle Validierung der Simulationsmodelle an hergestellten Proben
- Experimentelle Bestimmung der Dauerfestigkeit unter schwellender Torsion
- Identifikation geeigneter Schädigungsparameter für die RDB in Q-WNV

Ein Nachweis, dass die erarbeitete Vorgehensweise für beliebige Maßverhältnisse, Lastvarianten und Werkstoffkombinationen zu gültigen Lösungen führt, würde den Rahmen dieser Arbeit sprengen. Stattdessen wird die Vorgehensweise anhand einer Beispielverbindung ausgearbeitet und die Validierung der einzelnen Verfahrensschritte experimentell unter den zugehörigen Randbedingungen vorgenommen.

3.2 Konkretisierung der Vorgehensweise

Das übergeordnete Forschungsziel, 3D-Fügeflächen für Q-WNV zu entwickeln, wurde im Rahmen des DFG-geförderten Forschungsprojekts Nr. 397117393 in enger Kooperation zwischen dem IKTD und dem IFU der Universität Stuttgart bearbeitet. Das Projekt mündete in zwei Dissertationen, welche die Projektergebnisse behandeln. Die Aufteilung innerhalb des Kooperationsprojekts und die inhaltlichen Schwerpunkte der Arbeiten von Meißner (IFU) [MEIßNER23] und der vorliegenden Arbeit (IKTD) sind in Bild 3.1 skizziert.

Während sich die Arbeit von Meißner vor allem auf den umformtechnischen Herstellungsprozess und die Einflüsse von erhöhter Formfüllung und verfestigenden Gefügeveränderungen auf die statische Tragfähigkeit von WNV konzentriert, liegt der Schwerpunkt der vorliegenden Arbeit auf der Methode zur Gestaltung von 3D-Fügeflächen und deren Auswirkung auf die Reibdauerbeanspruchung und damit auf die Ermüdungsfestigkeit von Q-WNV unter Torsion. Die Themen sind eng miteinander verwoben und erfordern an

einigen Stellen kurze Beschreibungen der jeweiligen Ergebnisse, die rein informativen Charakter haben und nicht als Ersatz für die jeweils andere Arbeit zu verstehen sind.

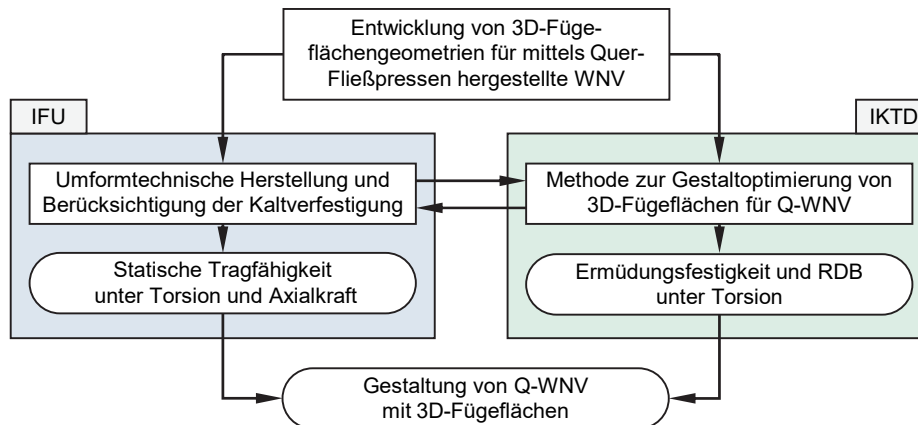


Bild 3.1: Grobstruktur des gemeinsamen Forschungsprojekts von IFU und IKTD

Das Ablaufschema der Untersuchungen dieser Arbeit (Bild 3.2) ist in drei übergeordnete Untersuchungsblöcke unterteilt, denen jeweils eines der Kapitel 4-6 zugeordnet ist. Der erste Block (Kap. 4) befasst sich mit der Modellierung des Fügeprozesses und der Belastung und liefert die notwendigen Analysemodelle und -werkzeuge für die anschließende Gestaltoptimierung der Fügeflächen von Q-WNV. Auf Grundlage des vorangegangenen Projekts [LIEWALD14; DÖRR16; FUNK17] werden zunächst die Probengeometrie und die Werkstoffkombination bestimmt. Darüber hinaus wird in dieser Arbeit ein höherfester Wellenwerkstoff untersucht, um dessen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit von Q-WNV zu ermitteln. Anschließend wird eine gekoppelte FE-Simulation des Umformprozesses und der Torsionsbelastung im Simulationssystem *ANSYS Workbench* aufgebaut, mit der die lokalen Verfestigungs- und Spannungsinformationen aus der Umformsimulation in der Beanspruchungssimulation berücksichtigt werden können. Die Auswertung der FE-Ergebnisse und die Berechnung der teilweise hochkomplexen Schädigungsparameter mit Hilfe eines in *Python* geschriebenen Auswerteskripts wird in einem separaten Abschnitt betrachtet.

Kernstück der Arbeit bildet der zweite Block (Kap. 5), der die schrittweise Entwicklung der Methode zur fugendruckorientierten Gestaltoptimierung von 3D-Fügeflächen beschreibt. Die Grundlagen für die Erzeugung eines vorgegebenen Fugendruckverlaufs in Q-WNV werden aufgrund der prinzipiellen Ähnlichkeit zu zylindrischen Pressverbänden und diesbezüglich vorhandener Methoden zur Fugendruckhomogenisierung auf der Basis von axialsymmetrischen Verbindungen erarbeitet. Anschließend wird die Gestaltoptimierungsmethode auf die Anwendung von ungeraden Profilen auf der Basis komplexer

Trochoiden und damit auf die Erzeugung von 3D-Fügeflächen verallgemeinert. Es werden verschiedene Voruntersuchungen durchgeführt, um das Konvergenzverhalten der Optimierungsmethode zu untersuchen, ein geeignetes unrund drehbares Basisprofil zu definieren und grundlegende Parameter für den Umformprozess sowie die Auswertung der RDB zu ermitteln. In einem weiteren Schritt werden Fügeflächen mit vordefinierten Fugendruckverläufen generiert und anhand geeigneter Schädigungsparameter bewertet. Schließlich werden Fügeflächen mit vorteilhafter Fugendruckverteilung identifiziert und für die folgenden experimentellen Untersuchungen ausgewählt.

Im dritten Block (Kap. 6) stehen die Validierung der Analysemodelle und der getroffenen Annahmen zur Beanspruchung sowie der experimentelle Nachweis der erhöhten Ermüdungsfestigkeit im Mittelpunkt. Die Vermessung der hergestellten Proben ermöglicht sowohl einen Abgleich der Modellparameter mit den realen Eigenschaften als auch die Modellvalidierung. Vor der Erzeugung von 3D-Fügeflächen werden zunächst die Parameter der FE-Modelle durch Analyse der axialsymmetrischen Q-WNV an die realen Bedingungen angeglichen. Die Validierung erfolgt durch den Vergleich der elastischen Verformung der Nabenaußenfläche und der plastischen Verformung des Wellenwerkstoffs in den angrenzenden Abschnitten. Mit einem kombinierten Verfahren aus Bauteilmessung und Rückführung der Daten in ein FE-Modell wird die tatsächliche Fugendruckverteilung ermittelt, die zusammen mit der experimentellen Bestimmung der Reibungskoeffizienten in Umfangs- und Axialrichtung ebenfalls zur Validierung der FE-Modelle beiträgt. In Dauerlaufversuchen unter schwellender Torsion wird anschließend die erhöhte Ermüdungsfestigkeit von Q-WNV mit 3D-Fügeflächen im Vergleich zu den bisher eingesetzten in Axialrichtung querschnittskonstanten 2,5D-Fügeflächen nachgewiesen. Hierbei wird sowohl der Werkstoffeinfluss der Welle erfasst als auch ein direkter Vergleich zu einer genormten Zahnwellenverbindung nach [DIN5480-1] als praxisrelevante Referenzverbindung durchgeführt. Schließlich wird die RDB durch den Vergleich des Schädigungsbilds an bereits beanspruchten Proben mit der simulierten Beanspruchung aus der *Geometrierückführung* von aufgetrennten und vermessenen Proben in ein FE-Modell untersucht. Auf diese Weise werden geeignete rechnerische Schädigungsparameter für die Ermüdungsfestigkeitsoptimierung von Q-WNV ermittelt.

Abschließend werden die Erkenntnisse aus den durchgeführten Untersuchungen diskutiert und in Gestaltungshinweisen zusammengefasst, um die praktische Anwendung und Weiterentwicklung der Gestaltoptimierungsmethode für Q-WNV mit 3D-Fügeflächen zu erleichtern.

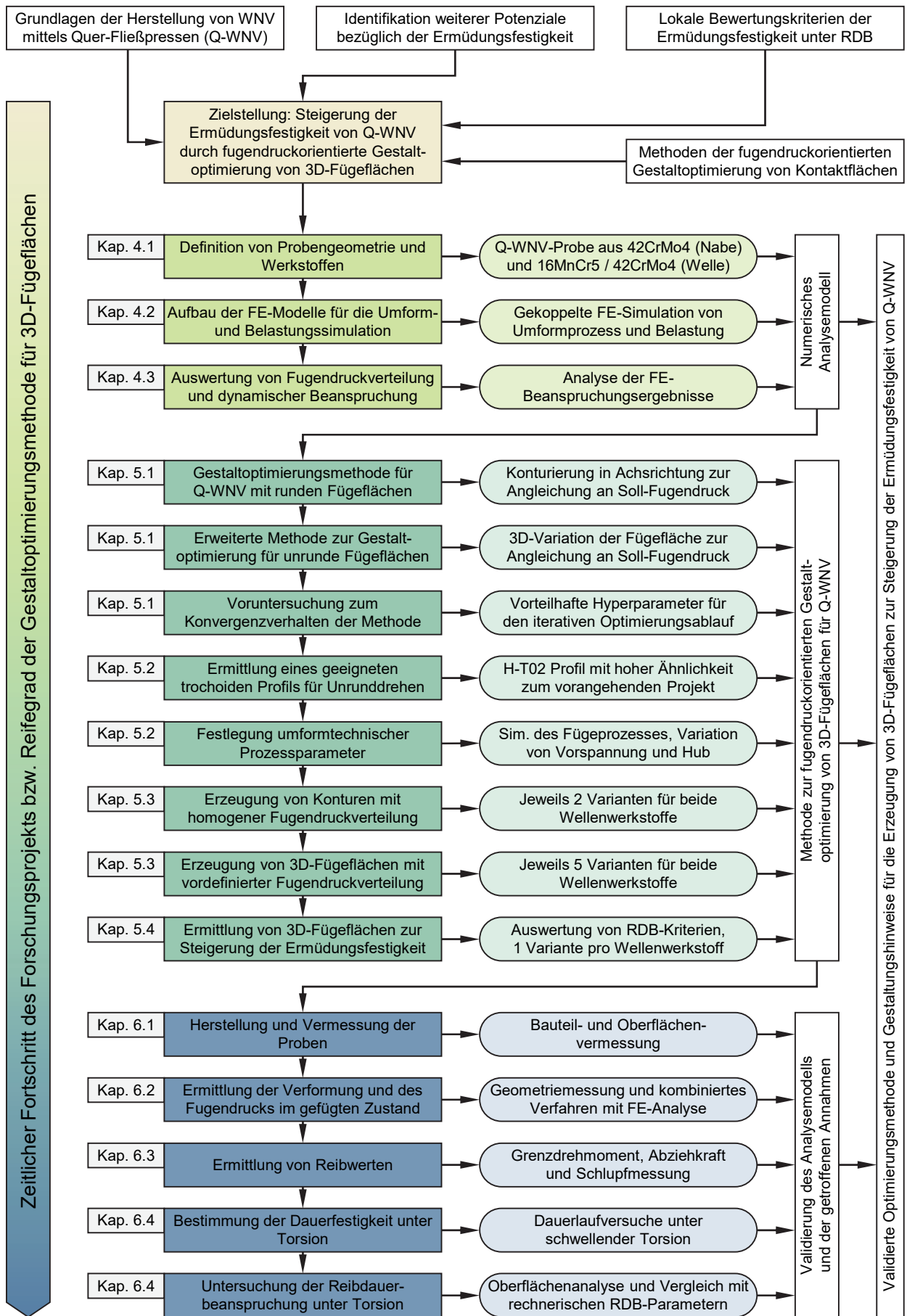


Bild 3.2: Ablaufdiagramm der durchgeführten Untersuchungen

4 Analysemodell des Fügeprozesses und der Belastung im Betrieb

Die fugendruckorientierte Gestaltoptimierung von Q-WNV erfordert ein Analysemodell, das den komplexen Beanspruchungszustand innerhalb der Verbindung berücksichtigt. Die numerischen Analysen im Rahmen dieser Arbeit werden daher in Form von gekoppelten FE-Simulationen des Umformprozesses und der nachfolgenden Torsionsbelastung durchgeführt, wobei der Schwerpunkt auf der Modellierung des Umformprozesses liegt.

4.1 Definition von Probengeometrie und Werkstoffen

Bevor die Simulationsmodelle und Auswerteverfahren in Kap. 4.2 und 4.3 im Detail beschrieben werden, werden zunächst die untersuchte Probengeometrie, die verwendeten Werkstoffe sowie eine analytische Definition der 3D-Fügeflächen vorgestellt,

4.1.1 Makrogeometrie der Probenkörper

Die Probengeometrie der Q-WNV wird für die Untersuchungen dieser Arbeit in zwei Varianten eingesetzt, die in Bild 4.1 jeweils im Ausgangszustand und im gefügten Zustand dargestellt sind. Die Nennmaße der Proben können der Maßskizze in Bild 4.2 entnommen werden.

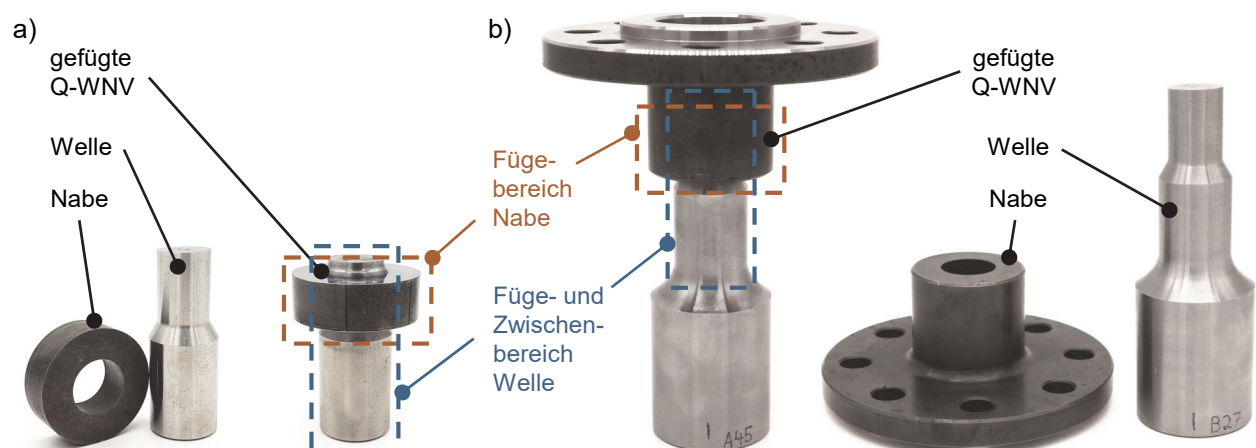


Bild 4.1: a) Einfache Proben für Umformversuche und b) erweiterte Proben für Torsionsversuche, jeweils im ungefügten und gefügten Zustand

Die Probenform ist aus den Untersuchungen von Dörr und Funk [DÖRR16; FUNK17] abgeleitet und besteht in der einfachen Variante hauptsächlich aus dem Fügebereich von Nabe und Welle. Mit diesem Probentyp (im Folgenden *einfache Probe* genannt) wird

hauptsächlich der Umformprozess untersucht, der sich auf den unmittelbaren Fügebereich beschränkt. Ein angrenzender Wellenabsatz ermöglicht das Positionieren und Einspannen im Umformwerkzeug. Die erweiterte Probenvariante (im Folgenden *erweiterte Probe* genannt) ist mit zusätzlichen Anbindungselementen für die Torsionsprüfung ausgestattet und wird aufgrund des hohen Zerspannungsaufwands ausschließlich für Torsionsversuche verwendet. Während die Nabe zur Befestigung im Torsionsprüfstand einen Flansch aufweist, besitzt die Welle eine zylindrische Spannfläche mit dem doppelten Fügenennendurchmesser, die zusätzlich mit einem Zweiflach formschlüssig gegen Verdrehen gesichert ist. Die Zwischenbereiche (Wellenabsatz $\varnothing 30$, Hohlzylinder $\varnothing 50 / \varnothing 43$ an der Nabe) dienen der Entkopplung des Fügebereichs der Q-WNV von der Einspannung, um deren Einfluss auf das Betriebsverhalten so gering wie möglich zu halten.

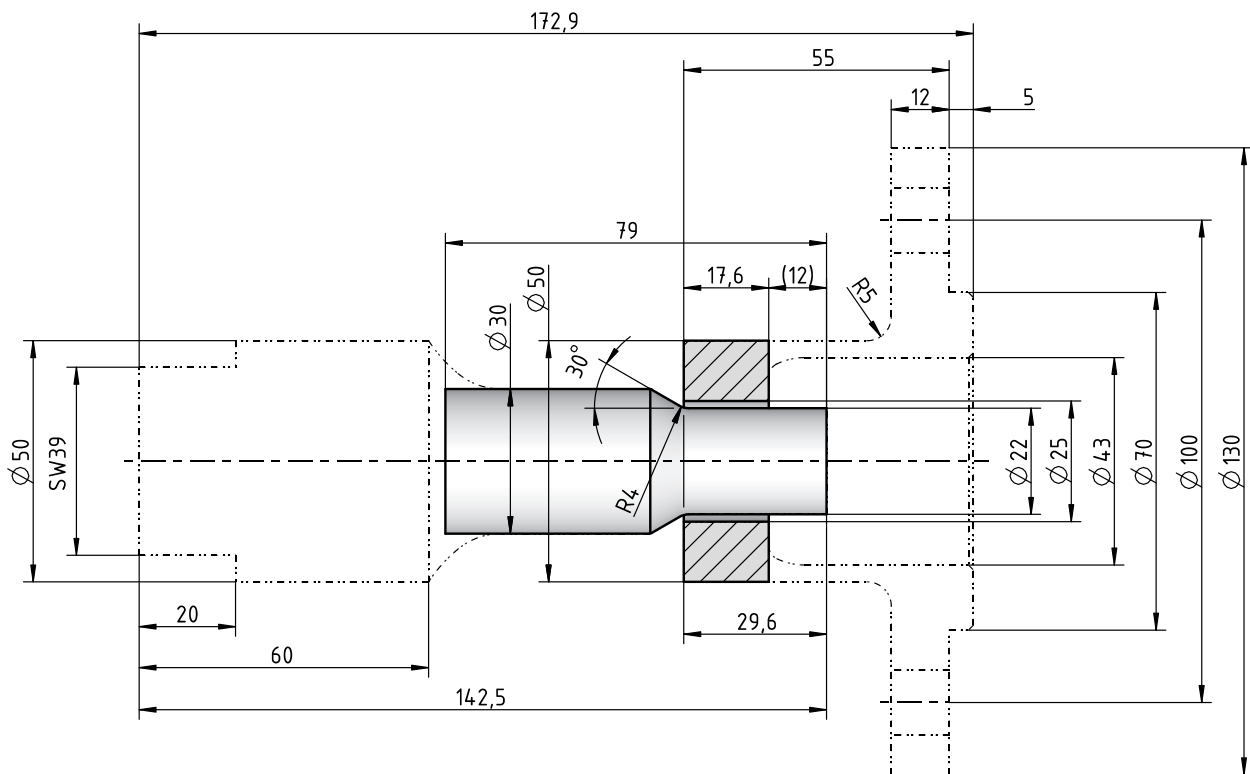


Bild 4.2: Maßskizze von Welle und Nabe der untersuchten Q-WNV (erweiterte Probengeometrie durch Phantomlinien angedeutet)

Der Fügenennendurchmesser von $d_F = 25$ mm und die Nabenlänge $L = 17,6$ mm bleiben gegenüber den Untersuchungen von Dörr und Funk [DÖRR16; FUNK17] unverändert, wohingegen der Nabenaußendurchmesser D_N von 35 mm auf 50 mm vergrößert wird, was einem Durchmesser Verhältnis von $Q_A = 0,5$ entspricht. Der Fügedurchmesser der Welle beträgt im Rohzustand $D_W = 22$ mm und bleibt für alle Profilvarianten konstant. Vollständige Fertigungszeichnungen der Probenkörper sind im Anhang A.1 hinterlegt.

4.1.2 Werkstoffe der Probenkörper

Neben der Probengeometrie werden auch die Werkstoffe zur Vergleichbarkeit aus den Untersuchungen von Dörr und Funk [DÖRR16; FUNK17] übernommen. Als Nebenwerkstoff dient der Vergütungsstahl 42CrMo4, der im fertigbearbeiteten Zustand auf 52 HRC gehärtet wird. Dieser Wert stellt einen Kompromiss aus Härte und Duktilität dar, der sich in den Grundlagenuntersuchungen als geeignet für die Herstellung von Q-WNV erwiesen hat. Für die Welle wird der Einsatzstahl 16MnCr5 und der Vergütungsstahl 42CrMo4 als höherfester Vergleichswerkstoff im normalgeglühten Zustand verwendet. Die Werkstoffkennwerte von Welle und Nabe wurden in Zug- bzw. Stauchversuchen am IFU (siehe [MEIBNER23]) ermittelt und sind in Tabelle 4.1 und Bild 4.3 dargestellt. Die Ergebnisse der Zugversuche stellen Mittelwerte aus drei Versuchen nach [DIN6892-1] dar, wobei die Zugproben vom Typ B 10x50 nach [DIN50125] am Fügedurchmesser $d_F = 25$ mm entnommen worden sind. Die Stauchfließkurven $\sigma_f(\varphi_{pl})$ wurden nach der Richtlinie des *Industrieverband Massivumformung e. V.* [MASUM08] bei verschiedenen Fließgeschwindigkeiten $\dot{\varphi}_{pl}$ sowie verschiedenen Temperaturen ermittelt und mit dem *Ludwik-Ansatz* auf Werte der plastischen Dehnung von bis zu $\varphi_{pl} = 2,0$ extrapoliert. Bild 4.3 zeigt Fließkurven bei Temperaturen 20 °C und 100 °C bei einer Fließgeschwindigkeit von $\dot{\varphi}_{pl} = 1$ s⁻¹. Die verwendeten Fließkurven sind in Anhang A.2 tabellarisch aufgeführt.

Werkstoff	Elastizitätsmodul E [MPa]	Dehngrenze R _{p0,2} [MPa]	Zugfestigkeit R _m [MPa]
16MnCr5 normalgeglüht	211.000	314	480
42CrMo4 normalgeglüht	203.000	362	580
42CrMo4 gehärtet	203.000	1.536	2.000

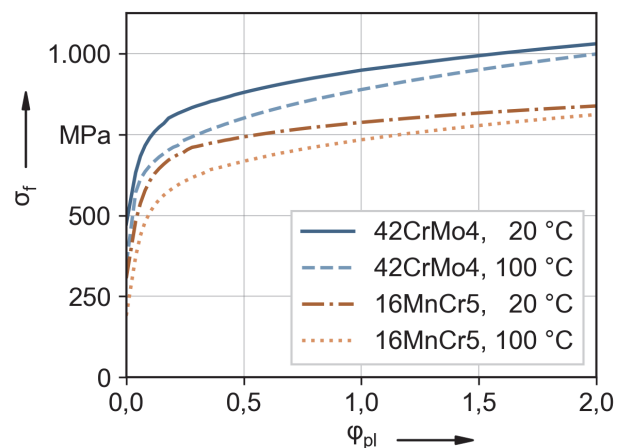


Tabelle 4.1: Werkstoffeigenschaften der untersuchten Werkstoffe

Bild 4.3: Stauchfließkurven von 42CrMo4 und 16MnCr5, normalgeglüht

Die Werkstoff- und Festigkeitskombination gewährleistet eine hohe Formstabilität der Q-WNV, indem die Nabe, ähnlich einem Umformwerkzeug, eine deutlich höhere Festigkeit als die Welle aufweist. Bei ähnlich hohen Fließspannungen der beiden Bauteile würde sich die Fügefläche aufgrund des hohen Fugendrucks auf undefinierte Weise plastisch verformen, was im Hinblick auf die Gestaltoptimierung unerwünscht ist.

4.1.3 Analytische Beschreibung der Fügeflächen

Um eine Anpassung der Fügeflächengestalt an lokal variierende Beanspruchungen zu ermöglichen, wird im Folgenden eine verallgemeinerte analytische Definition von 3D-Profilen vorgestellt, die bereits in [ULRICH21] veröffentlicht wurde. Die Definition basiert auf einem unrunder Basisprofil (hier: komplexe Hypotrochoide aus Gl. (2.6)) und wird in kartesischen Koordinaten durch eine parametrisierte Funktion F beschrieben:

$$(x(t), y(t)) = F(t, a_1, a_2, \dots, a_k), t \in [0, 2\pi) \quad (4.1)$$

Die Möglichkeit, eine beliebige Anzahl von Profilparametern a_1, a_2, \dots, a_k in axialer Richtung z zu variieren, spiegelt sich in der folgenden allgemeineren Beschreibung eines 3D-Profils der Länge L wider:

$$(x(t, z), y(t, z), z) = F(t, z, a_1(z), a_2(z), \dots, a_k(z)), t \in [0, 2\pi), z \in [0, L] \quad (4.2)$$

In Anlehnung an Gl. (4.2) lautet die allgemeine Definition einer rotationssymmetrischen Kontaktfläche mit variablem Radius r in z -Richtung, wie folgt:

$$(x(t, z), y(t, z), z) = F(t, z, r(z)) \quad (4.3)$$

Die Radiusvariation $r(z)$ kann durch eine beliebige stetige Funktion, wie Polynome oder kubische Splines, definiert werden. Für H-T02 Basisprofile ergibt ein analoger Ansatz wie in Gl. (4.3), wobei r durch den Nennradius r_m ersetzt wird, die folgende Beziehung:

$$(x(t, z), y(t, z), z) = F(t, z, n, r_m(z), \varepsilon_m, f_1, f_2, f_3) \quad (4.4)$$

Bei konstanter bezogener Nennexzentrizität ε_m weist das resultierende 3D-Profil eine geometrisch ähnliche Variation des Basisprofils in verschiedenen Maßstäben auf. Ein zusätzlicher Freiheitsgrad zur Erhöhung der Anpassungsfähigkeit kann durch die Variation von ε_m realisiert werden. Eine weitere Variation hinsichtlich der Parameter f_1, f_2 und f_3 ist nicht zweckmäßig, da die Profilform sehr empfindlich auf diese Parameter reagiert, was häufig zu ungeeigneten geometrischen Ergebnissen führt (vgl. [FUNK13]). Den Ergebnissen der Untersuchungen von Dörr und Funk [DÖRR16; FUNK17] entsprechend wird die Anzahl der Mitnehmer in dieser Arbeit auf $n = 6$ festgelegt, so dass für die folgende Gestaltoptimierung eine Profildegleichung mit zwei Freiheitsgraden (dem Nennradius $r_m(z)$ und der bezogenen Exzentrizität $\varepsilon_m(z)$) zur Verfügung steht:

$$(x(t, z), y(t, z), z) = F(t, z, r_m(z), \varepsilon_m(z)) \quad (4.5)$$

Unter Verwendung der geometrischen Beziehungen aus den Gleichungen (2.7) und (2.9) kann das 3D-Profil auch als Funktion der Radien $r_1(z)$ und $r_2(z)$ an den Profilhoch- und Tiefpunkten anstelle des Nennradius und der relativen Exzentrizität erfolgen:

$$(x(t, z), y(t, z), z) = F(t, z, r_1(z), r_2(z)) \quad (4.6)$$

Eine anschauliche Darstellung des beschriebenen Ansatzes findet sich in Bild 4.4 mit Beispielen für drei verschiedene Profilvarianten bei einem mittleren Nennradius $r_m = 12,5$ mm und einer Länge $L = 17,6$ mm. Die Helligkeit der Oberfläche gibt hier den lokalen Abstand zur z-Achse an, wobei hellere Farbtöne für größere Werte stehen. Das Profil a) nach Gl. (4.2) zeigt keine Variation entlang der z-Achse und stellt den unrunderen Fügeflächentyp dar, der in den Untersuchungen von Dörr und Funk [DÖRR16; FUNK17] zur Entwicklung des umformtechnischen Fügeverfahrens von Q-WNV verwendet wurde. Im Gegensatz dazu besteht das Profil b) aus einem kreisförmigen Grundprofil mit variablem Radius, der durch die Kontur $r(z)$ entlang der Rotationsachse definiert ist, wie in Gl. (4.3) beschrieben. Dieser Typ ergibt sich aus der Gestaltoptimierung von rotationssymmetrischen Fügeflächen (siehe z. B. Bild 5.8). Die dritte Profilvariante c) stellt ein 3D-Profil mit variablem unrunderen Querschnitt in z-Richtung dar. Wie aus Gleichung (4.6) ersichtlich, ist diese Profilvariante durch das Basisprofil und die beiden Konturen an den Profilmkehrpunkten $r_1(z)$ und $r_2(z)$ definiert. Auf diese axialen Konturen wird im Folgenden als *Kontur am Profilhochpunkt* $r_1(z)$ und *Kontur am Profiltiefpunkt* $r_2(z)$ verwiesen.

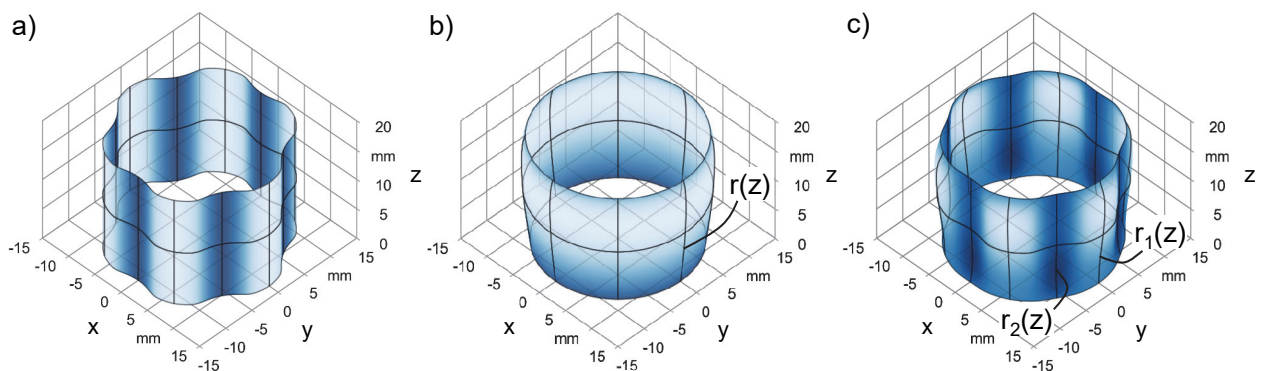


Bild 4.4: a) In Achsrichtung konstantes, unrunderes H-T02 Profil; b) in Achsrichtung veränderliches rotationssymmetrisches Profil; c) in Achsrichtung veränderliches unrunderes H-T02 Profil

4.1.4 Automatisierte Erzeugung von CAD-Modellen der Nabe

Um einen automatisierten Simulationsablauf zu ermöglichen, ist eine automatische Generierung der CAD-Modelle der Nabe inklusive der Fügefläche erforderlich. Dies wird im Rahmen dieser Arbeit durch ein eigens entwickeltes *Python*-Programm unter Verwendung des Modellierungs- und Geometrieaustauschmoduls der quelloffenen CAD / CAE-Entwicklungsplattform *Open CASCADE Technology* [OPENCAS22] realisiert.

Der Ablauf zur Erzeugung hochgenauer Geometriemodelle im STEP-Format aus generierten Punktwolken der Fügeflächen ist in Bild 4.5 a) für rotationssymmetrische und b) für unrunde Fügeflächen dargestellt. Ausgehend von den diskret vorliegenden Knotenpositionen (Schritt 1) wird zunächst eine kontinuierliche Repräsentation der Fügeflächen in Form von Splines erzeugt (Schritt 2). Dies wird im Rahmen der vorliegenden Arbeit durch eine kubische Spline-Interpolation realisiert, welche einen zweifach stetig differenzierbaren Funktionsverlauf ergibt. Im Fall der 3D-Fügeflächen wird die Interpolation mit einer kubischen 2D-Splinefläche aus einer Punktwolke mit annähernd äquidistanten Verteilung in Umfangsrichtung durchgeführt. Aus der erzeugten Fügefläche wird anschließend mit dem *Modellierungsmodul* ein CAD-Modell der Nabe generiert (Schritt 3), das mit Hilfe des *Geometrieaustauschmoduls* im STEP-Format exportiert und für die FE-Simulation bzw. die Probenfertigung weiterverwendet wird.

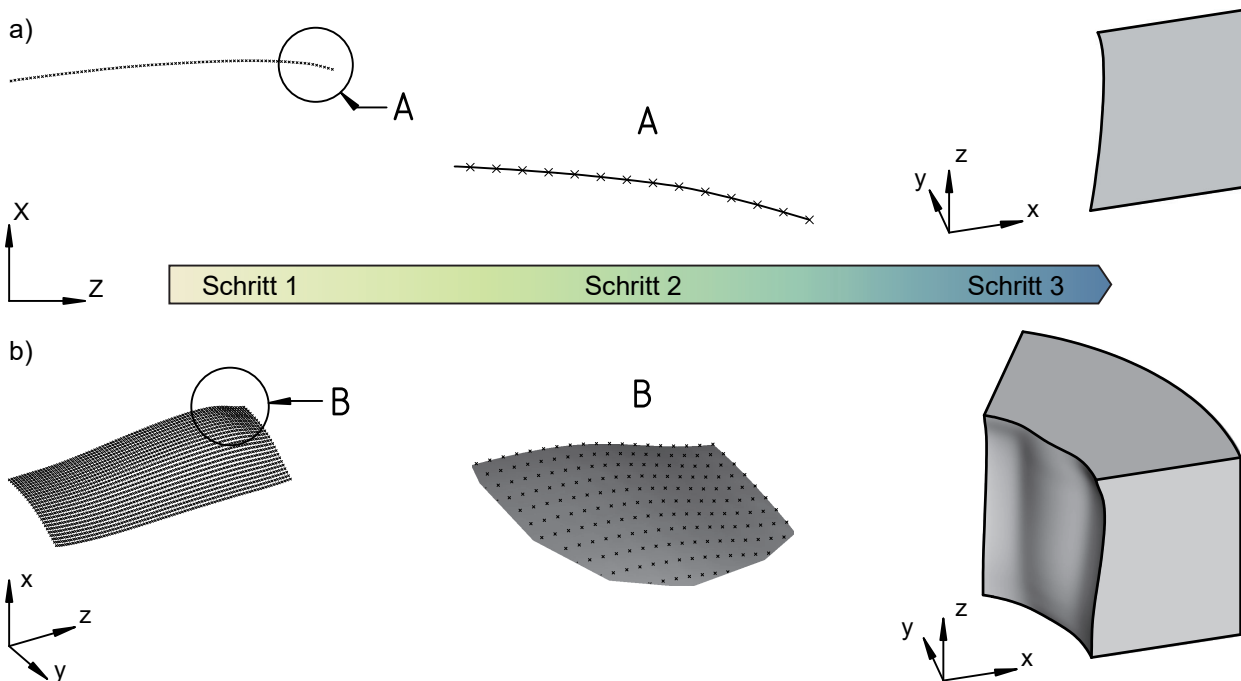


Bild 4.5: a) Erzeugung eines 2D-Modells für rotationssymmetrische Fügeflächen;
b) Erzeugung eines 3D-Modells für unrunde 3D-Fügeflächen (60°-Segment)

Die Fehlerabschätzung der Spline-Interpolation wurde mit Hilfe eines analytisch exakt definierten hypotrochoiden 3D-Profiles mit Polynomen vom Grad $d_P = 16$ als Konturen an den Profilhoch- und -tiefpunkten vorgenommen. Die festgestellte Formabweichung von unter 10^{-6} mm liegt im vernachlässigbaren Bereich, wodurch die hervorragende Eignung der Vorgehensweise für die Erzeugung von CAD-Modellen in dieser Arbeit bestätigt wird.

4.2 Aufbau der Finite-Elemente-Modelle

Für das Verständnis der komplexen Bauteilbeanspruchung in Q-WNV ist eine detaillierte Simulation des Umformprozesses unumgänglich. Elastisch-plastische FE-Simulationen ermöglichen die Analyse des Fließverhaltens und des resultierenden Eigenspannungszustands der Verbindung sowie die Bestimmung der lokalen Kaltverfestigung im umgeformten Material. Durch die Kopplung der Umformsimulation mit einer nachfolgenden strukturmechanischen Simulation der Betriebslasten können die ermittelten Eigenspannungen und Dehnungen bei der Berechnung der Bauteilbeanspruchung berücksichtigt werden. Im Rahmen des zugrundeliegenden Forschungsprojekts wurde eine umfassende Kopplung zwischen den Simulationssystemen *DEFORM* und *ANSYS Workbench* entwickelt, die eine vollständige Datenübertragung der Spannungs- und Dehnungsergebnisse beinhaltet und deren Prinzip in Bild 4.6 dargestellt ist. Eine ausführlichere Beschreibung dieser Thematik ist zudem in [ULRICH19a] veröffentlicht.

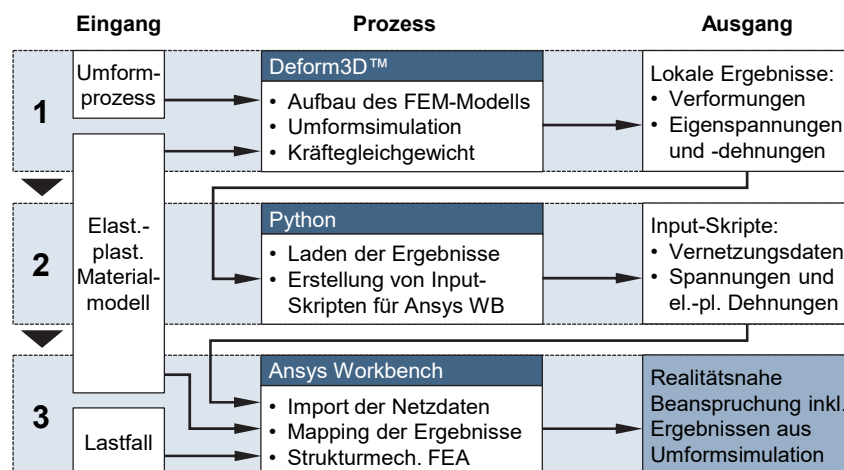


Bild 4.6: Übertragung lokaler Eigenspannungs- und Dehnungsdaten zwischen Umformsimulation und strukturmechanischer Simulation in unterschiedlichen FEA-Systemen, eigene Darstellung nach [ULRICH19a, S. 398]

Der Vorteil einer separaten Umformsimulation in *DEFORM* liegt in dessen Spezialisierung auf umformtechnische Prozesse, welche grundsätzlich die Definition von komplexeren Materialmodellen erlaubt (Berücksichtigung von Umformgeschwindigkeits- und Temperaturabhängigkeit) und bessere *Remeshing*-Funktionen aufweist als nicht spezialisierte Simulationsprogramme wie *ANSYS Workbench*. Dem stehen jedoch weniger leistungsfähige Schrittsteuerungs- und Vernetzungsfunktionen gegenüber, was insbesondere bei 3D-Analysen zu deutlich längeren Analysezeiten führt.

Zur besseren Übersichtlichkeit werden im Folgenden ausschließlich Simulationsmodelle aus *ANSYS Workbench* gezeigt. Zwar wurde die Konturoptimierung der rotationssymmetrischen Q-WNV (siehe Kap. 5.3.1) mittels Simulationen in *DEFORM* durchgeführt, allerdings erfolgte anschließend ein umfangreicher Abgleich und eine Validierung der FE-Modelle aus *ANSYS Workbench* anhand der gefügten Verbindungen (siehe Kap. 6.2). Aufgrund der deutlich schnelleren Simulation wurde die Gestaltoptimierung der 3D-Fügeflächen hingegen vollständig in *ANSYS Workbench* durchgeführt.

4.2.1 Modellierung des Fügeprozesses durch Quer-Fließpressen

Das Werkzeugkonzept ist weitgehend von Dörr [DÖRR16] übernommen und an die leicht veränderte Probengeometrie angepasst worden. Entsprechend der zweifachen Ausführung der Proben wurden am IFU zwei Versionen des Umformwerkzeugs entwickelt (siehe Bild 4.7 a) und b) nach [MEIßNER23]), die sich hauptsächlich in der Ausführung der Stempelhülse (4) und der Vorspannsegmente (5) unterscheiden. Bild 4.7 c) zeigt zusätzlich die Komponenten des FE-Modells der einfachen Probenvariante in *ANSYS Workbench* als 60°-Segment.

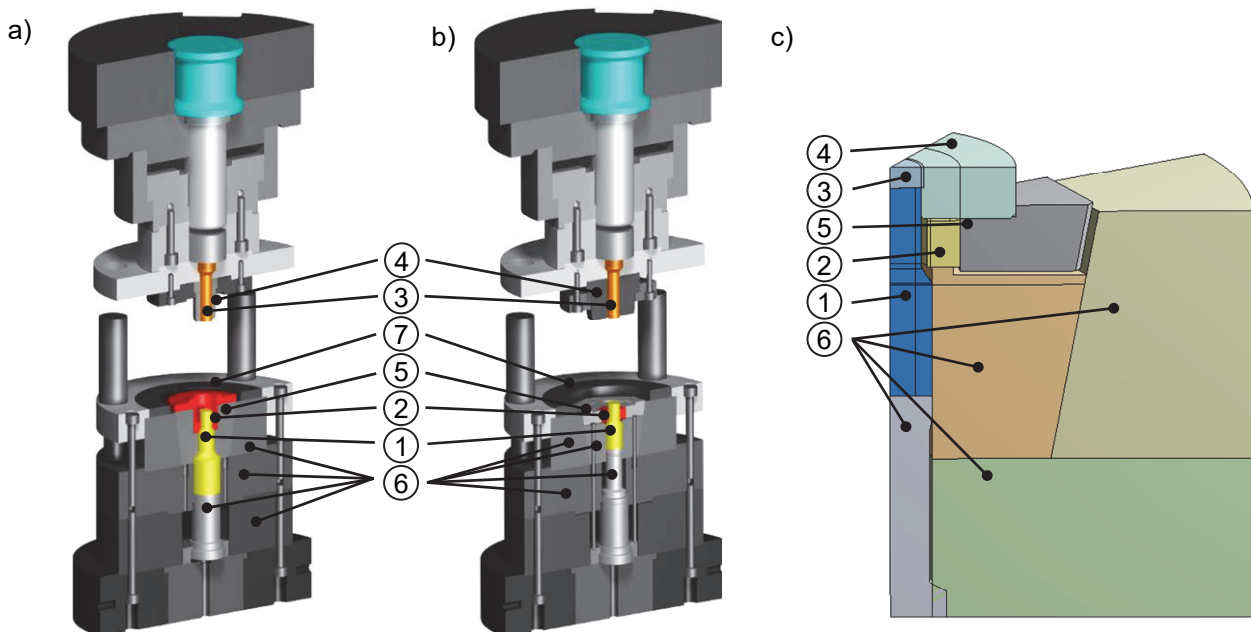


Bild 4.7: a) Werkzeugaufbau für die erweiterte und b) für die einfache Probenvariante, eigene Darstellung nach [MEIßNER23]; c) Komponenten des FE-Modells für die einfache Probenvariante in *ANSYS Workbench* (3D-Modell)

Das Umformwerkzeug besteht neben den Peripheriekomponenten (6) aus sechs beweglichen Vorspannsegmenten (5), die unabhängig vom Umformstempel (3) durch axiales Verschieben der Stempelhülse (4) eine radiale Vorspannung auf die Nabe (2) ausüben.

Der Vorspannungsbetrag kann durch Anpassen der Höhe des Vorspannrings (7), welcher als fester axialer Anschlag der Stempelhülse (4) dient, innerhalb der konstruktiven Grenzen von 0...1 mm axialer Verschiebung eingestellt werden. Über den Keilwinkel von 9° umgerechnet entspricht dies einer Radialbewegung der Vorspannsegmente (5) von maximal 0,15 mm, welche die Nabenbeanspruchung während des Fügevorgangs und die Höhe des verbleibenden Fugendrucks beeinflusst.

Aufgrund der zyklischen Symmetrie der Bauteile wurde für die Umformsimulation mit hypotrochoiden Fügeflächen ein Segmentmodell verwendet, das einen halben Profilitnehmer umfasst und somit einen Winkelbereich von 30° vom Profilhoch- bis zum Tiefpunkt abdeckt. Für die Simulation der rotationsymmetrischen Fügeflächen wurde hingegen ein 2D-Modell unter Ausnutzung der Rotationssymmetrie herangezogen, das im Wesentlichen dem Aufbau des 3D-Modells entspricht. Bild 4.8 stellt den Ablauf der Umformsimulation in vier aufeinanderfolgenden Schritten dar.

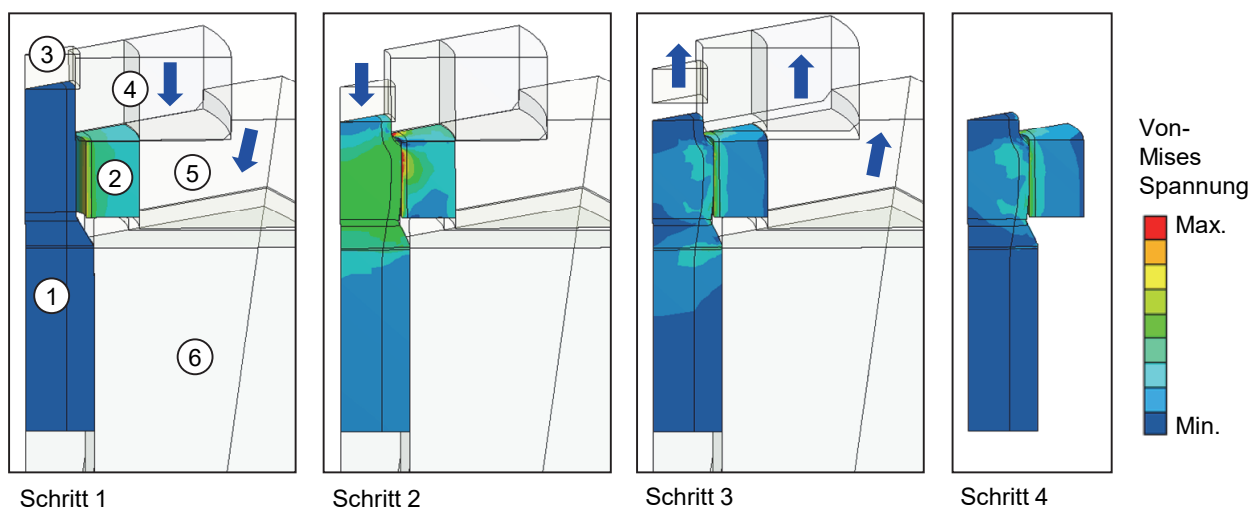


Bild 4.8: Prozessschritte des FE-Modells für Q-WNV in *ANSYS Workbench* mit Darstellung der Bauteilspannungen

Im Vorspannschritt 1 wird die Nabe (2) durch insgesamt 6 Vorspannsegmente (5) radial zusammengepresst, um unzulässige Zugspannungen während und nach dem Fügen zu vermeiden. Dabei wird der axiale Hub der Stempelhülse (4) durch die Keilflächen der Vorspannsegmente (5) in eine radiale Bewegung umgewandelt. Schritt 2 beinhaltet den eigentlichen Arbeitshub des Stempels (3) mit einem effektiven Hub von ca. 7,2 – 8 mm, der den Wellenrohling (1) im Fügebereich plastisch verformt. Dadurch wird eine form- und reibschlüssige Verbindung mit der Nabe (2) hergestellt. In Schritt 3 werden alle äußeren Lasten auf die Nabe durch das Zurückfahren des Hauptstempels (3) und der Stempelhülse (4) sukzessive abgebaut. Die korrekte Reihenfolge (zuerst Stempel (3), dann

Stempelhülse (4) simultan mit den Vorspannsegmenten (5)) ist hierbei entscheidend, da sie einen Einfluss auf die verbleibende Fugendruckverteilung besitzt. Um ein Kräftegleichgewicht der gefügten Bauteile herzustellen, werden im letzten Schritt (4) alle umgebenden Werkzeugkomponenten aus dem Modell entfernt. An diesem Punkt sind lediglich Eigenspannungen- und -dehnungen vorhanden, welche die Verbindung in ihrem vorläufigen Endzustand vor einer möglichen Betriebsbelastung zeigen.

Das Werkstoffverhalten der Nabe und der Komponenten des Umformwerkzeugs wird linearelastisch modelliert, mit Kennwerten für die Werkzeugkomponenten von $E = 210.000 \text{ MPa}$ und $\nu = 0,3$. Die Werkstoffkennwerte der Probenkörper werden Tabelle 4.1 entnommen. Für die Welle wird eine vereinfachte Fließkurve bei konstanter Temperatur und Umformgeschwindigkeit verwendet, unter Annahme isotroper Verfestigung und der Fließbedingung nach *von Mises* (standardmäßig in *ANSYS Workbench* implementiert). Die relevanten Werkstoffeigenschaften für das Quer-Fließpressen sind hierbei ausreichend berücksichtigt, was die sehr gute Übereinstimmung der resultierenden Verformung nach dem Modellabgleich mit Referenzmessungen an umgeformten Wellen bestätigt (siehe Kap. 6.2.1).

Im vorliegenden Fall besitzt die Kaltverfestigung einen signifikanten Einfluss auf den resultierenden Fugendruck und wird daher berücksichtigt, während sich das gewählte Verfestigungsgesetz als weniger relevant herausstellt, da der Umformprozess nicht mit signifikanten zyklischen Beanspruchungen verbunden ist. Darüber hinaus weist die Umformgeschwindigkeit einen vernachlässigbaren Einfluss auf und wird mit $\dot{\varphi}_{pl} = 1 \text{ s}^{-1}$ festgelegt. Die verwendete Fließkurve $\sigma_f(\varphi_{pl})$ bei $T = 60 \text{ °C}$ wurde zwischen zwei bestehenden Kurven bei 20 °C und 100 °C linear interpoliert (siehe Kap. 4.1). Eine vergleichende thermomechanische FE-Analyse in *DEFORM 3D* ergab eine Temperaturverteilung im Fügebereich der Welle, die im Mittel dem gewählten konstanten Wert von $T = 60 \text{ °C}$ in guter Näherung entspricht.

Die Kontakte zwischen allen Modellkomponenten, ausgenommen der Kontaktflächen zwischen Welle und Nabe, weisen ein Reibungsverhalten nach dem *Coulomb'schen Gesetz* mit einem Reibungsbeiwert von $\mu = 0,15$ auf. Für die Kontaktflächen zwischen Welle und Nabe wurde werkstoffunabhängig ein Wert von $\mu_F = 0,2$ angewendet.

Die Vernetzung erfolgt in Form eines hexaedrischen Netzes (20-Knoten-Elemente) mit feiner Auflösung in der Nähe der analysierten Kontaktflächen und als tetraedrisches Netz (10-Knoten-Elemente) mit gröberer Auflösung im restlichen Volumen des Modells als

Kompromiss zwischen der Genauigkeit der Ergebnisse und der Effizienz der Berechnung. Analog dazu wurden die 2D-Modelle mit rechteckigen 8-Knoten-Elementen bzw. dreieckigen 6-Knoten-Elementen vernetzt. In Anlehnung an [FKM19] wurden Elemente mit reduziertem Integrationsansatz verwendet, welche für die numerische Stabilität von elastisch-plastischen FE-Simulationen besonders empfehlenswert sind.

Bild 4.9 zeigt das Netz im Kontaktbereich von Welle und Nabe. In axialer Richtung der Verbindung ist eine Knotenauflösung von 0,2 mm gewährleistet, was sich als zufriedenstellend erwiesen hat, um die Form der Kontaktfläche auf Grundlage der erzielten Fugendruckergebnisse anzupassen (siehe Kap. 5.1.5). Während Bild 4.9 a) das unverformte Netz der ursprünglichen Q-WNV zeigt, ist in Bild 4.9 b) das Netz einer Nabe mit optimierter 3D-Fügefläche und in Bild 4.9 c) das verformte Netz einer optimierten Verbindung im gefügten Zustand dargestellt.

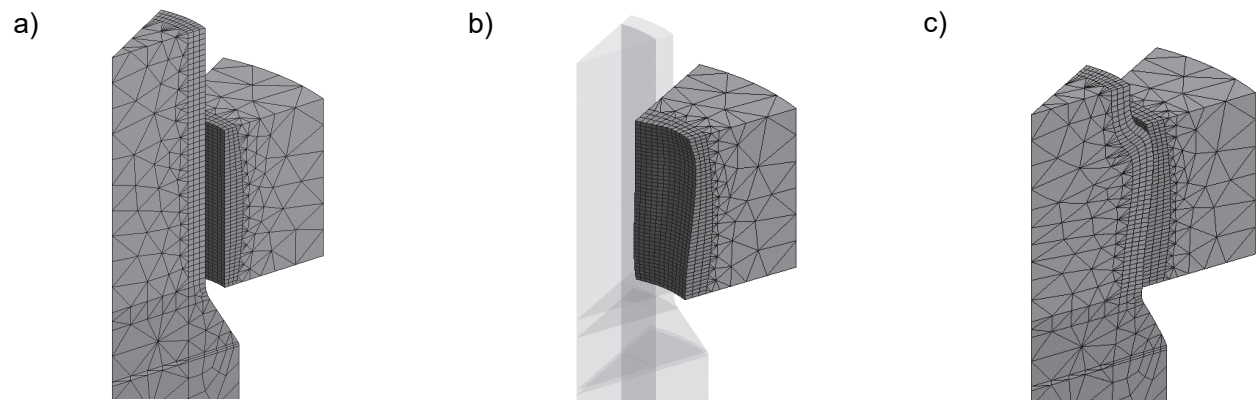


Bild 4.9: a) Vernetzung im Fügebereich der ursprünglichen Welle und Nabe; b) Vernetzung einer optimierten Nabe mit 3D-Fügefläche; c) Verformtes Netz einer optimierten gefügten Verbindung

Die FE-Simulation eines elastisch-plastischen 3D-Modells ist sehr rechenintensiv, was sich insbesondere bei einem iterativen Optimierungsansatz bemerkbar macht. Daher ist es zweckmäßig, einen Kompromiss zwischen Modellgenauigkeit und Rechenzeit zu eingehen. Das verwendete FE-Modell eines 30°-Segments besteht aus ca. 40.000 Knoten und benötigt auf der verwendeten Workstation (425 GFLOPS, 8 Rechenkerne) eine Rechenzeit von ca. 90 Minuten. Eine höhere Netzauflösung ermöglicht zwar geringfügig genauere Spannungsergebnisse, gleichzeitig steigt aber die Rechenzeit exponentiell an und lässt damit keinen sinnvollen Optimierungsprozess mehr zu. Auch das Hinzuziehen weiterer Rechenkerne ist bei der vorliegenden Problemstellung nicht zielführend, da es zu keiner signifikanten Beschleunigung der Rechendauer führt.

Alle Randbedingungen des FE-Modells, einschließlich der Reibungsbeiwerte und der Wellentemperatur während der Umformung, wurden kalibriert, indem die resultierende Wellenform und die elastische radiale Nabenverformung nach dem Fügen mit präzisen Messungen an gefügten rotationssymmetrischen Verbindungen abgeglichen wurden (siehe Kap. 6.2.1). Darüber hinaus wurden die Reibungskoeffizienten zwischen Welle und Nabe durch quasistatische Belastungsversuche unter Torsion (Kap. 6.3.2) und Axialkraft (Kap. 6.3.3) validiert.

4.2.2 Modellierung der Torsionsbelastung

Im Gegensatz zur Umformsimulation wird für die Simulation der Torsionsbelastung das Segmentmodell eines vollständigen Mitnehmers (60°-Segment) mit zyklischen Symmetrierandbedingungen verwendet, um die Verdrehung und relative Verschiebung von Welle und Nabe korrekt abzubilden. Dies erfordert eine erneute Umformsimulation vor der Beanspruchungsanalyse, die zudem eine deutlich höhere (ca. vierfache) Analysezeit benötigt. Da die Beanspruchungsanalyse nur an bereits optimierten Verbindungen und nicht in jeder Iteration des Optimierungsprozesses durchgeführt wird, kann diese Dauer in Kauf genommen werden. Dies unterstützt allerdings den gewählten Ansatz einer fugendruckorientierten Gestaltoptimierung und zeigt, dass eine direkte RDB-basierte Gestaltoptimierung derzeit nicht zweckmäßig ist (abgesehen von der Tatsache, dass bislang kein eindeutiger Zielparameter bekannt ist).

Bild 4.10 a) zeigt das Torsionsmodell in *ANSYS Workbench* inklusive der definierten Randbedingungen, Bild 4.10 b) die zusätzlichen Lastschritte im Vergleich zur reinen Umformsimulation. Die Komponenten des Umformwerkzeugs sind während der Beanspruchungssimulation im Modell unterdrückt. Für eine akzeptable Simulationsdauer wird auch hier das FE-Modell der *einfachen Proben* verwendet, unter der Prämisse, dass der Einfluss des hohlzylindrischen Zwischenbereichs der Nabe auf der wellenabgewandten Seite nur einen vernachlässigbaren Einfluss auf die kritische Beanspruchung der Verbindung besitzt. Dies stützt sich auf die Beanspruchungsergebnisse in Kap. 4.3, indem die untersuchten RDB-Parameter auf der wellenzugewandten Seite deutlich kritischere Werte annehmen.

Die Nabe wird auf der äußeren Ringfläche der wellenabgewandten Stirnseite mit einer Tangentialkraft beaufschlagt, die der Lastrichtung im Torsionsprüfstand und einem angenommenen Torsionsmoment von $M_{T,o} = 750 \text{ Nm}$ entspricht (ca. 1,5-faches der von Q-WNV dauerhaft ertragbaren Belastung nach [FUNK17]).

Dies ist mit der Belastungssituation der *erweiterten Proben* vergleichbar, die an derselben Stelle eine hohlzylindrische Verlängerung aufweisen, die das Torsionsmoment auf die Einspannung am Prüfstand weiterleitet.

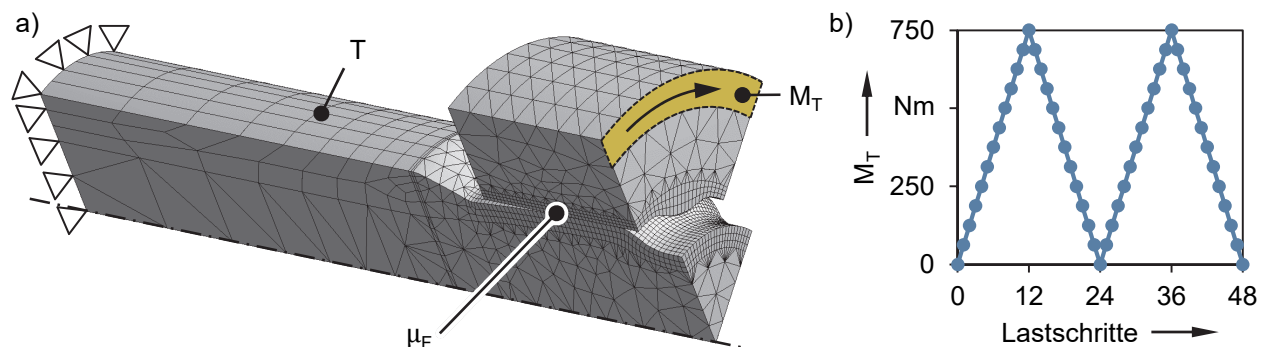


Bild 4.10: a) Torsionsmodell (60°-Segment) und b) zusätzliche Lastschritte der Torsion in ANSYS Workbench

Die Welle wird im FE-Modell an der nabenabgewandten Stirnseite fest eingespannt und entspricht somit ebenfalls der *erweiterten Probenvariante*, die einen identischen Wellenabsatz nach dem Fügebereich aufweist. Gemäß dem Prinzip von *Saint-Venant* kann davon ausgegangen werden, dass die Einspannsituation keinen nennenswerten Einfluss auf die Beanspruchung im Fügebereich besitzt. In der Simulation werden zwei vollständige Zyklen der Belastung schrittweise durchlaufen, um auftretende Hystereseeffekte des nichtlinearen Modells (aus Material, Kontakt etc.) abzubilden. Der zweite Belastungszyklus dient zur Auswertung der komplexen Beanspruchung im Bereich der Fügefläche, die im folgenden Kapitel ausführlich beschrieben wird

Vor der Torsionsbelastung wird zum einen die Wellentemperatur von $T = 60^\circ\text{C}$ auf die Raumtemperatur von 20°C abgesenkt und zum anderen der Reibungsbeiwert zwischen Welle und Nabe auf $\mu_F = 0,35$ erhöht, um den *Trainiereffekt* zu berücksichtigen, der bei zyklischer Belastung aufgrund von Relativbewegungen zu einer lokalen Erhöhung des Reibungsbeiwerts führt. Der gewählte Wert wurde durch einen Vergleich der simulierten Relativverschiebung im Kontakt mit den Messwerten zyklischer Torsionsversuche von Q-WNV mit 3D-Fügeflächen validiert (siehe Kap. 6.3.4).

4.3 Auswertung der dynamischen Beanspruchung

Wie im Stand der Forschung erläutert, setzt sich die zyklische Beanspruchung im Kontakt von Q-WNV aus reibungsenergetischen und spannungsmechanischen Anteilen zusammen, die bei der Auswertung neben dem zeitlichen Aspekt berücksichtigt werden müssen. Zur Ermittlung geeigneter Schädigungsparameter wird die FE-Analyse in ANSYS

Workbench daher im Post-Processing hinsichtlich der Ergebnisgrößen in Tabelle 4.2 über alle berechneten Zeitschritte des letzten Belastungszyklus ausgewertet. Im Folgenden wird die Auswertung der berücksichtigten Parameter im Detail beschrieben.

Größe	ANSYS-Ergebnisparameter (Komponente)
Knotenkoordinaten x, y, z [mm]	LOC (X, Y, Z)
Knotenverschiebungen u_x, u_y, u_z [mm]	U (X, Y, Z)
Fugendruck p [MPa]	CONT (PRES)
Reibschubspannung τ_R [MPa]	CONT (SFRI)
Spannungen $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{xz}, \sigma_1, \sigma_2, \sigma_3, \sigma_v$ [MPa]	S (X, Y, Z, XY, YZ, XZ, 1, 2, 3, EQV)
Elastische Dehnungen $\epsilon_x, \epsilon_y, \epsilon_z, \gamma_{xy}, \gamma_{yz}, \gamma_{xz}$ [-]	EPEL (X, Y, Z, XY, YZ, XZ)
Kumulierte plastische Vergleichsdehnung $\phi_{pl,v}$ [-]	NL (EPEQ)
Fließspannung σ_f [MPa]	NL (SEPL)

Tabelle 4.2: Ausgewertete Größen und dazugehörige ANSYS-Ergebnisparameter nach [ANSYS23]

Für die Analyse der kritischen Schnittebene werden alle Tensorkomponenten der Spannung und elastischen Dehnung eines jeden Knotens exportiert. Entsprechend dem erwarteten Versagen durch RDB liegt der Schwerpunkt der Auswertung auf den Kontaktflächen von Welle und Nabe. Bild 4.11 veranschaulicht die ausgewerteten Flächen sowie das zugrundeliegende zylindrische Koordinatensystem.

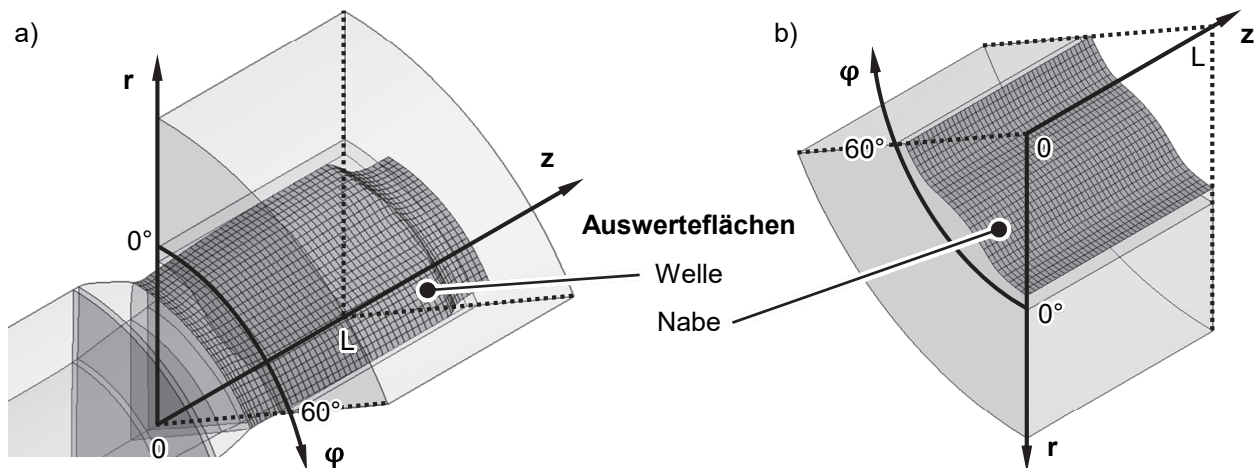


Bild 4.11: Auswertebereich und Ergebniskoordinatensystem an a) Welle und b) Nabe

4.3.1 Fugendruckverteilung

Der Fugendruck p bildet die zentrale Ergebnisgröße für die Gestaltoptimierung in der vorliegenden Arbeit und besitzt darüber hinaus einen maßgeblichen Einfluss auf die Höhe verschiedener RDB-Parameter. Bild 4.12 a) zeigt die Verteilung des Fugendrucks $p(z)$ über der Fügelänge einer Q-WNV mit zylindrischer Fügefläche, während Bild 4.12 b) die Fugendruckverteilung $p(\phi, z)$ über der 2,5D-Fügefläche einer hypotrochoiden Q-WNV

darstellt. In beiden Fällen werden die sehr ungleichmäßige Spannungsverteilung und hohe lokale Spannungsspitzen in der Kontaktfuge deutlich. Die dritte Darstellung in Bild 4.12 c) zeigt die beiden Fugendruckverteilungen $p_1(z)$ und $p_2(z)$, die den arithmetisch gemittelten Ergebnissen über die Winkelbereiche von $\varphi_1 = 0 \dots 7,5^\circ$ bzw. $\varphi_2 = 22,5^\circ \dots 30^\circ$ aus der Verteilung in Bild 4.12 b) entsprechen. Sie stellen charakteristische axiale Fugendruckverteilungen von 15° -Segmenten dar, die symmetrisch entlang der Profilhoch- und -tiefpunkte verlaufen und für die Gestaltoptimierung der 3D-Fügeflächen herangezogen werden (siehe Kap. 5.1.2).

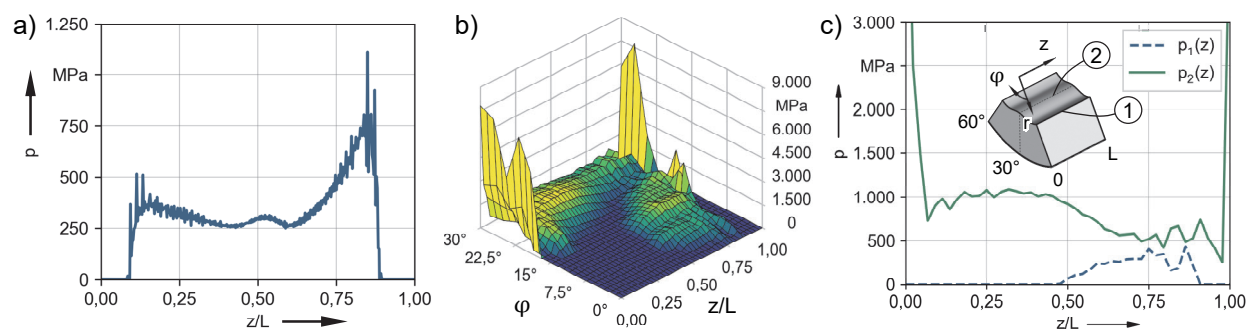


Bild 4.12: a) Axiale Fugendruckverteilung an einer zylindrischen Q-WNV;
 b) zweidimensionale Fugendruckverteilung an einer trochoiden Q-WNV;
 c) charakteristische axiale Fugendruckverteilungen entlang der Hoch- und Tiefpunkte des Fügeprofils einer trochoiden Q-WNV

In den Fugendruckergebnissen aus der FE-Simulation von Q-WNV lassen sich lokale Schwankungen der Kontaktspannungen zwischen benachbarten Knoten in der Regel nicht vermeiden. Diese sind oft nicht auf physikalische Effekte zurückzuführen, sondern resultieren aus den notwendigen Vereinfachungen und numerischen Fehlern der Umformsimulation, z. B. aus der lokalen Diskretisierung des Simulationsgebiets oder der zeitlichen Diskretisierung des Umformprozesses. Bei der fugendruckbasierten Gestaltoptimierung der Kontaktflächen führen starke Oszillationen der FE-Ergebnisse zu Problemen, weshalb dieser Ansatz z. B. in [BLACHA09] für die Fugendruckhomogenisierung von hybriden Keramik-Metall-Pressverbänden verworfen wurde. Vielmehr wurden hier die optimalen Konturen über die Bauteilverformung aus linear-elastischen FE-Analysen bei Beaufschlagung von zylindrischen Fügeflächen mit einer konstanten Drucklast ermittelt.

Um eine brauchbar glatte Fugendruckverteilung als Grundlage für die Gestaltoptimierung zu erhalten, wird im zugrundeliegenden Forschungsprojekt auf eine Filterung der FE-Ergebnisse zurückgegriffen. Diese kann sowohl durch lineare Regression mit Hilfe von Ansatzfunktionen wie Polynomen als auch durch Verwendung diskreter Tiefpassfilter zur

Eliminierung der hochfrequenten Ergebnisanteile geschehen. Zum Vergleich wird sowohl eine *polynomiale Regression* auf die Ergebnisse aus Bild 4.12 a) als auch ein *Butterworth-Filter* auf die Ergebnisse aus Bild 4.12 c) angewendet und in Bild 4.13 dargestellt. Die Beispiele zeigen eine Approximation $\bar{p}(z)$ der Fugendruckverteilung der zylindrischen Q-WNV $p(z)$ mit einem Polynom vom Grad $d_p = 16$ (Bild 4.13 a)) sowie die tiefpassgefilterten charakteristischen Fugendruckverteilungen $\bar{p}_1(z)$ und $\bar{p}_2(z)$ der hypotrochoiden Q-WNV mit einem symmetrischen *Butterworth-Filter* dritter Ordnung und einer räumlichen Grenzfrequenz von $f_g = 16 / L$ (Bild 4.13 b)). Beide Ansätze weisen verschiedene Vor- und Nachteile bei der Anwendung auf, die in Tabelle 4.3 aufgeführt sind.

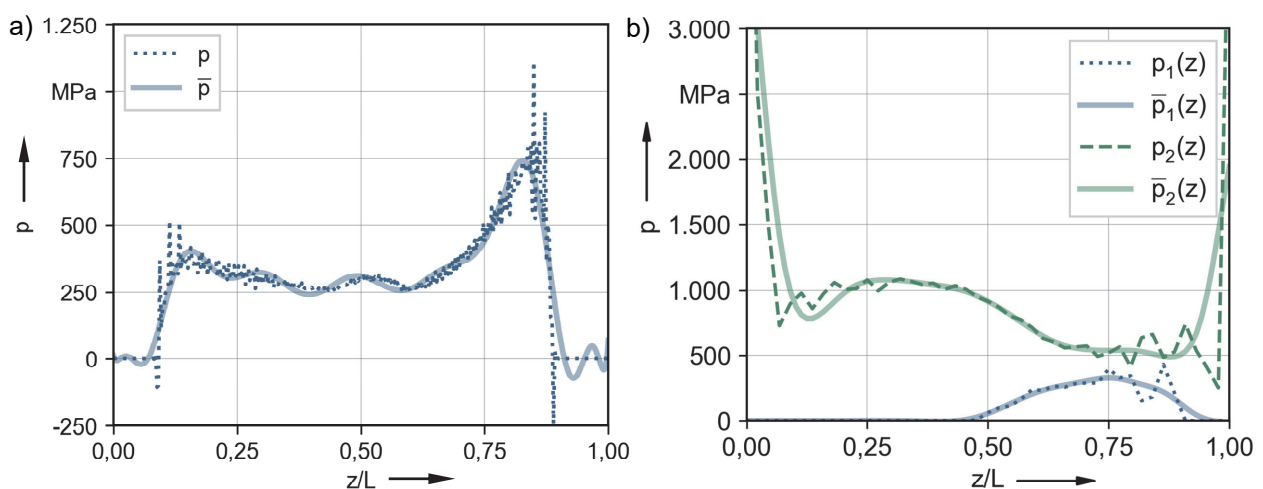


Bild 4.13: a) Filterung der simulierten Fugendruckverteilung einer zylindrischen Q-WNV durch *polynomiale Regression*; b) Filterung der simulierten charakteristischen Fugendruckverteilungen einer trochoiden Q-WNV mittels *Butterworth-Filter*

Polynomiale Regression (siehe Bild 4.13 a))	Butterworth-Tiefpassfilter (siehe Bild 4.13 b))
+ Analytische Beschreibung der Funktion	+ Gleichmäßige Eliminierung von Fehleranteilen ähnlicher Frequenz
+ Stetiger Verlauf	+ Einfache Einstellung der Grenzfrequenz und Dämpfung
+ Einfache Darstellung mittels Koeffizienten	- Implizite Beschreibung der Funktion
+ Direkt umwandelbar in <i>Bezier-Splines</i>	- Frei definierbare Randbedingungen
- Hoher Polynomgrad bei komplexen Verläufen erforderlich	- Diskreter Verlauf
- Neigt zu Oszillation und <i>Overfitting</i> , vor allem im Randbereich	

Tabelle 4.3: Vor- und Nachteile der angewendeten Glättungsansätze

Bei Abwägung der Vor- und Nachteile überwiegen die positiven Effekte des Tiefpass-Filters, so dass diese Art der Funktionsglättung in den folgenden Untersuchungen bevorzugt wird. Der entscheidende Vorteil des *Butterworth-Filters* ist die Eigenschaft, Abweichungen ähnlicher Frequenz gleichmäßig über den gesamten Verlauf der Funktion zu eliminieren. Die anschließende Umwandlung der diskreten Ergebnisse in einen stetigen

Funktionsverlauf kann durch eine kubische Spline-Interpolation erreicht werden, so dass kein direkter Nachteil gegenüber der Anwendung der *polynomialen Regression* besteht. Für die Bestimmung der Randbedingung (Fortsetzung des Ergebnisverlaufs über die Verbindungslänge hinaus) wurde der Ansatz nach *Gustafsson* [GUSTAFSSON96] verwendet, der für symmetrische diskrete Filteranwendungen optimal geeignet ist.

4.3.2 Relativbewegung und flächenbezogene Reibungsarbeit

Durch Steifigkeitsunterschiede der Komponenten kommt es unter äußerer Belastung zu einer Relativbewegung bzw. zum Schlupf im Kontakt von WNV. In Verbindung mit einer vorhandenen Reibschubspannung wird physikalische Reibungsarbeit umgesetzt, die als flächenbezogene Größe in verschiedene Bewertungsparameter der RDB eingeht (siehe Kap. 2.3.4). Während die Reibschubspannung $\tau_{R,j}$ an einem Knoten j direkt aus den Kontaktresultaten ausgewertet werden kann, muss die Relativverschiebung $\Delta u_{t,j}$ zwischen Welle und Nabe aus den Knotenverschiebungen der Bauteile berechnet werden. Aufgrund der makroskopischen Gleitbewegung beim Fügeprozess sind die Kontaktresultate der Relativverschiebung hierfür unbrauchbar. Zunächst wird der Vektor der Verschiebungsdifferenz $\Delta \vec{u}_j$ an jedem Knoten j der Nabenkontaktfläche berechnet:

$$\Delta \vec{u}_j = \vec{u}_{N,j} - \vec{u}_{W,j}^* \quad (4.7)$$

Der wellenseitige Verschiebungsvektor $\vec{u}_{W,j}^*$ wird hierzu aus den abweichenden Knotenpositionen der Welle auf die Positionen der Knotenpunkte j der Nabe (φ_j, z_j) im zylindrischen Koordinatensystem interpoliert (siehe Kap. 4.3.5). Die tangentielle Verschiebungskomponente $\Delta u_{t,j}$ wird für die Bestimmung der RDB vereinfacht als Betrag des Differenzvektors $\Delta \vec{u}_j$ ermittelt:

$$\Delta u_{t,j} = |\Delta \vec{u}_j| \quad (4.8)$$

Dabei können Verschiebungsanteile in Normalenrichtung, die z. B. durch Klaffen der Fügeflächen entstehen, an den für die RDB relevanten Stellen mit positiven Fugendruckwerten ausgeschlossen werden. Exemplarisch sind in Bild 4.14 die Verläufe der relativen tangentialen Knotenverschiebung und der Reibschubspannung eines Kontaktknotens bei $z = 0,8 \text{ mm}$, $\varphi = 17,5^\circ$ sowie die resultierende Hystereseschleife über einen Lastwechsel dargestellt.

Die flächenbezogene Reibungsarbeit wird näherungsweise an jedem Knoten j für einen Lastwechsel aus N Lastschritten nach der zusammengesetzten Trapezformel berechnet:

$$w_{f,j} = \sum_{i=1}^N \left| (\Delta u_{t,j,i} - \Delta u_{t,j,i-1}) \cdot \frac{\tau_{R,j,i} + \tau_{R,j,i-1}}{2} \right| \quad (4.9)$$

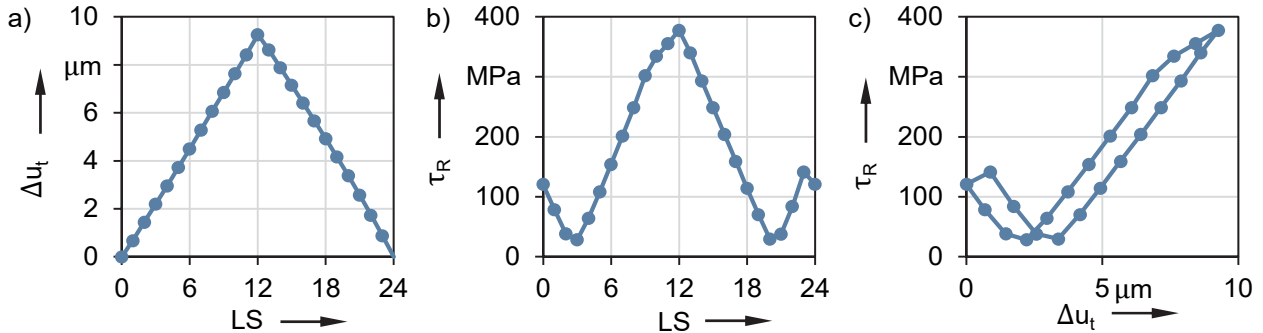


Bild 4.14: a) Verlauf der relativen Verschiebung, b) Verlauf der Reibschubspannung und c) Hystereseschleife an einem Kontaktknoten ($z = 0,8 \text{ mm}$, $\varphi = 17,5^\circ$) während eines Lastwechsel über 24 Lastschritte in *ANSYS Workbench*

Bei der Auswertung aller Kontaktknoten der Nabeninnenfläche ergeben sich beispielhaft die in Bild 4.15 gezeigten Ergebnisse für eine hypotrochoide Q-WNV mit U-2 Profil (siehe Profilparameter in Tabelle 5.2) bei einer schwelenden Torsionslast von $M_{T,o} = 750 \text{ Nm}$.

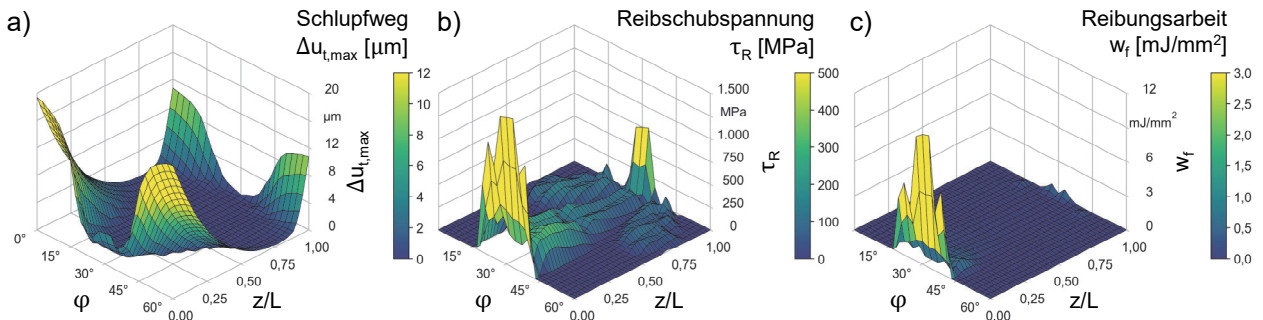


Bild 4.15: Exemplarische Ergebnisverteilungen über einen Mitnehmer einer trochoiden Q-WNV: a) kumulierte Relativverschiebung, b) Reibschubspannung bei maximaler Last und c) kumulierte flächenbezogene Reibungsarbeit

Hier wird deutlich, dass eine Relativbewegung vor allem im Randbereich des Kontakts auftritt und sich die spezifische Reibungsarbeit durch die Kombination der Relativbewegung mit der Reibschubspannung ebenfalls an der wellenzugewandten Nabenkante konzentriert, wo erfahrungsgemäß die stärkste Oberflächenschädigung bei Q-WNV auftritt.

4.3.3 Spannungen und Dehnungen im Fügebereich der Welle und der Nabe

Auf der Wellenoberfläche überlagern sich die Eigenspannungen aus der plastischen Verformung mit den Druck- und Schubspannungen aus dem Kontakt, so dass bereits im unbelasteten Zustand der Verbindung eine komplexe Beanspruchung vorliegt. Bild 4.16 b) und c) zeigen sowohl die Zug- als auch die Druckspannungen in Form der ersten und

ritten Hauptspannung auf der Auswertefläche der Welle. Des Weiteren wird in Bild 4.16 a) die Verteilung der kumulierten plastischen Vergleichsdehnung dargestellt, die ein Indikator für die Kaltverfestigung des Wellenwerkstoffs ist. Neben dem charakteristisch hohen Betrag der Druckspannungen im Fügebereich der Welle zeigt sich direkt außerhalb der Nabenkante auch eine Konzentration von Zugspannungen, die rissinitierend wirkt und damit eine potenzielle Versagensstelle kennzeichnet. Die plastische Vergleichsdehnung in der Welle fällt für ein umformtechnisches Bauteil vergleichsweise gering aus und weist u. a. an der Kerbstelle im Übergang zum Wellenabsatz eine höhere Konzentration von über $\varphi_{pl} = 0,5$ auf. Der daraus resultierende festigkeitssteigernde Effekt ist bereits in den experimentellen Untersuchungen von Funk [FUNK17] dadurch bestätigt worden, dass der Anriss unter zyklischer Torsion stets von der Kontaktfläche ausging und nicht von der Kerbe im Übergangsbereich der Welle, wo sich die kleinste Querschnittsfläche befindet.

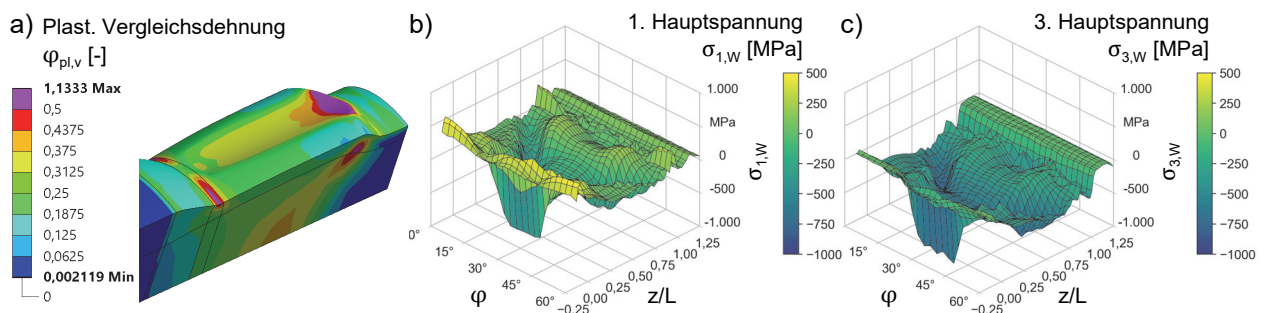


Bild 4.16: Grundbeanspruchung der Welle in *ANSYS Workbench*: a) plastische Vergleichsdehnung; b) erste und c) dritte Hauptspannung im Auswertebereich

Bild 4.17 a) zeigt die Vergleichsspannung σ_v nach *von Mises* in der Nabe, während Bild 4.17 b) und c) die Verteilung der Zugmittelspannung $\sigma_{1,m}$ bzw. der Zugspannungsamplitude $\sigma_{1,a}$ an der ausgewerteten Kontaktfläche darstellt.

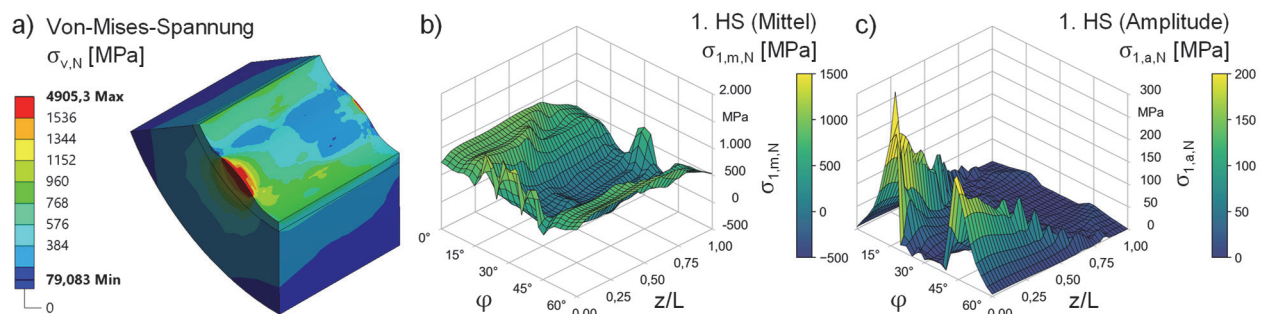


Bild 4.17: a) *Von-Mises*-Spannung der Nabe in *ANSYS Workbench*; Verteilung von b) Mittelspannung und c) Spannungsamplitude (1. HS) im Kontakt der Nabe

Hierbei fällt auf, dass die Zugmittelspannung (1. HS, Bild 4.17 b)) trotz der hohen Spannungskonzentration an der Nabenkante (Bild 4.17 a)) unterhalb der Dehngrenze von

$R_{p0,2,N} = 1.536$ MPa liegt. Allerdings treten an den geometrischen Kerben des hypotrochoiden Fügeprofils hohe Amplitudenspannungen von bis zu ca. 300 MPa auf (Bild 4.17 c)) und lassen die Nabe damit potenziell zum kritischen Bauteil werden. Dies hat sich bereits in den Untersuchungen von Funk [FUNK17] durch eine höhere Wahrscheinlichkeit des Nabenversagens gezeigt und verdeutlicht somit die Notwendigkeit einer hohen Festigkeit des Nabenwerkstoffs bei Q-WNV.

4.3.4 Parameter der kritischen Schnittebene

Da die Orientierung der kritischen Schnittebene nicht im Voraus eingeschränkt werden kann, ist für die Berechnung der komplexen Beanspruchung im Bauteilkontakt an jedem Knoten der Auswerteflächen eine iterative Koordinatentransformation der Ergebnisse über alle Raumrichtungen erforderlich. Dies geschieht für alle Zeitschritte des letzten simulierten Lastwechsels mit Hilfe eines *Python*-Auswerteskripts. Die ausgewerteten Ergebniskomponenten der Spannung und elastischen Dehnung werden zu diesem Zweck in Form des *Cauchy*-Spannungstensors \mathbf{S} und des *Cauchy-Green*-Verzerrungstensors \mathbf{C} im globalen kartesischen Koordinatensystem ausgedrückt:

$$\mathbf{S} = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{xy} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_z \end{bmatrix}; \mathbf{C} = \begin{bmatrix} \varepsilon_x & 1/2 \gamma_{xy} & 1/2 \gamma_{xz} \\ 1/2 \gamma_{xy} & \varepsilon_y & 1/2 \gamma_{yz} \\ 1/2 \gamma_{xz} & 1/2 \gamma_{yz} & \varepsilon_z \end{bmatrix} \quad (4.10)$$

Die Berechnung der transformierten Tensoren \mathbf{S}' und \mathbf{C}' erfolgt mit der Transformationsmatrix \mathbf{T} (hier nur für \mathbf{S}' dargestellt):

$$\mathbf{S}' = \mathbf{T} \mathbf{S} \mathbf{T}^T \quad (4.11)$$

Zur Parametrisierung von \mathbf{T} werden die *Euler-Winkel* φ , θ und ψ verwendet, wobei die ersten beiden die Orientierung einer Ebenennormalen im Raum beschreiben. Mit Hilfe des dritten Eulerwinkels wird zusätzlich die Drehung um die Normale dieser Ebene beschrieben. Die Transformationsmatrix setzt sich aus der Abfolge der drei Einzeltransformationen nach der $z - x' - z''$ -Konvention wie folgt zusammen:

$$\mathbf{T} = \begin{bmatrix} \cos \varphi \cos \psi - \sin \varphi \cos \theta \sin \psi & \sin \varphi \cos \psi - \cos \varphi \cos \theta \sin \psi & \sin \theta \sin \psi \\ -\cos \varphi \sin \psi - \sin \varphi \cos \theta \cos \psi & -\sin \varphi \sin \psi + \cos \varphi \cos \theta \cos \psi & \sin \theta \cos \psi \\ \sin \varphi \sin \theta & -\cos \varphi \sin \theta & \cos \theta \end{bmatrix} \quad (4.12)$$

Für die iterative Bestimmung der FS- und SWT-Parameter (siehe Kap. 2.3.3) wird eine Variation von φ und θ im Bereich $0 \dots 180^\circ$ mit einer Schrittweite von 4° durchgeführt. Hierbei werden die entsprechenden Ergebniskomponenten ausgewertet und deren Maximum über alle Raumrichtungen gebildet. Die Genauigkeit der so bestimmten Parameter

wird anhand der betrachteten Beispielverbindung mit H-T02 Profil U-2 abgeschätzt, indem eine bekannte Größe (hier: 1. Hauptspannung der Nabeninnenfläche) iterativ durch Maximierung der Normalspannung über die Raumrichtungen bestimmt wird. Bild 4.18 a) zeigt die so ermittelte Abweichung der Nabenspannung von maximal ca. 8 MPa an der Nabenkante, wobei der restliche Fügebereich wesentlich kleinere Werte aufweist. Da sich die höchste Abweichung zudem in einem Bereich hoher mehrachsiger Spannungskonzentration befindet, wird diese als vernachlässigbar betrachtet. Zusätzlich zur Fehlerbeurteilung sind die Verteilungen der berechneten FS- und SWT-Parameter in Bild 4.18 b) und c) über die Auswertefläche der Nabe dargestellt.

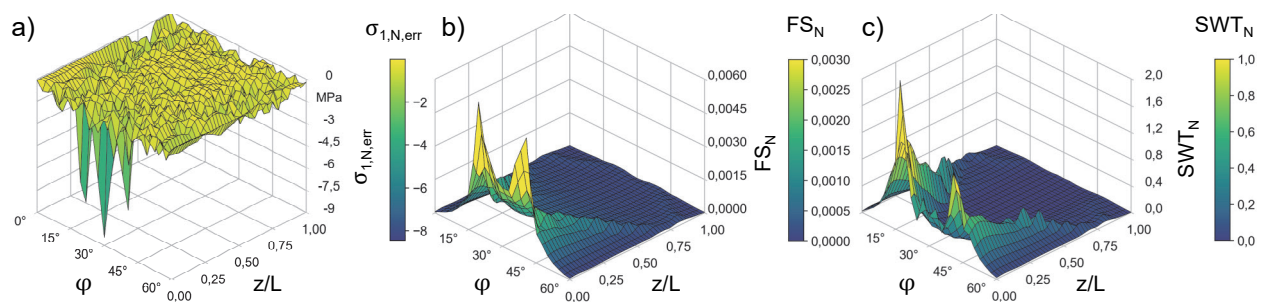


Bild 4.18: Mit der Methode der kritischen Schnitt Ebene ermittelte Beanspruchung auf der Fügefläche der Nabe einer Q-WNV mit H-T02 Profil U-2 unter Torsionsbelastung ($M_{T,o} = 750 \text{ Nm}$): a) Abweichung der 1. Hauptspannung; b) FS-Parameter; c) SWT-Parameter

Es ist gut erkennbar, dass sich die Parameter FS und SWT, wie bereits die bezogene Reibungsarbeit, hauptsächlich am Randbereich der Kontaktfläche ($z = 0$) konzentrieren, obwohl die tribologische Beanspruchung hier nicht direkt in die Berechnung einfließt.

4.3.5 Kombinierte Schädigungsparameter

Kombinierte Schädigungsparameter sind aufgrund ihrer tribologischen Komponente nur auf der Kontaktfläche definiert. Im Fall der Nabeninnenfläche können die tribologischen und spannungsmechanischen Anteile direkt miteinander verrechnet werden, da diese im FE-Modell als primäre Kontaktfläche festgelegt ist und die Ergebnisse deshalb an denselben Knotenpunkten vorliegen. Für die Welle hingegen, die verfahrensbedingt keine identische Vernetzung mit der Nabe aufweist, liegen die spannungsmechanischen Ergebnisse an abweichenden Knotenpositionen zu den tribologischen Ergebnissen vor. Um diese dennoch miteinander verrechnen zu können, werden sie im verwendeten Auswerteskript an den Positionen der Nabenknoten mit einem kubischen Ansatz interpoliert. So werden die Knotenverschiebungen $u_{W,k}$, Spannungen $\sigma_{W,k}$ und Dehnungen $\varepsilon_{W,k}$ an den

Wellenknoten k auf die Näherungsergebnisse $u^*_{w,j}$, $\sigma^*_{w,j}$ und $\varepsilon^*_{w,j}$ an der φ / z -Position der Nabenknoten j im globalen zylindrischen Koordinatensystem überführt. Für den ein-dimensionalen Fall ist das Vorgehen in Bild 4.19 a) dargestellt. Zur Veranschaulichung zeigt Bild 4.19 b) die Wellenergebnisse der Vergleichsspannung vor und nach der Interpolation, die eine sehr gute Übereinstimmung ergeben.

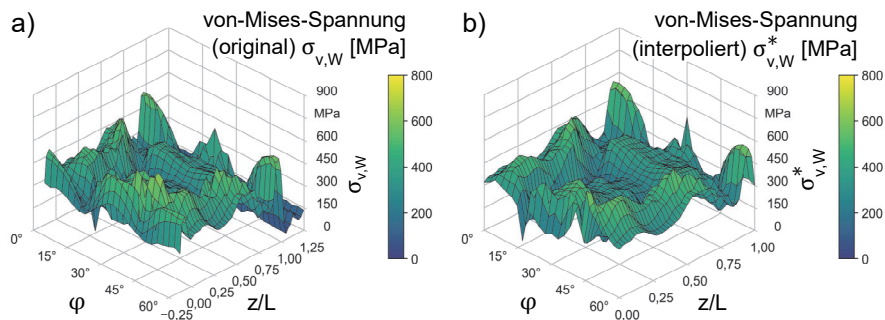


Bild 4.19: Interpolation der Knotenergebnisse von Wellen- auf Nabenknotenpositionen:

- a) Wellenergebnisse der von-Mises-Spannung auf dem originalen und b) auf dem interpolierten Netz

Im Rahmen der Arbeit werden die kombinierten RDB-Parameter $eFFDP_{FS}$, $eFFDP_{SWT}$ und $mFFDP$ analog zu Kap. 2.3.4, berechnet. Die ermittelten Verteilungen auf der Kontaktfläche der Welle der Beispielverbindung sind in Bild 4.20 dargestellt.

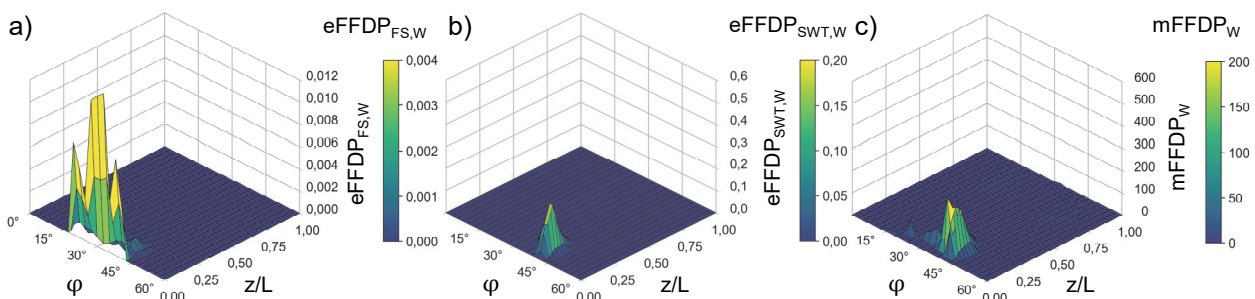


Bild 4.20: Verteilung kombinierter RDB-Parameter auf der Fügefläche der Welle einer

Q-WNV mit H-T02 Profil U-2 unter Torsionsbelastung ($M_{T,o} = 750 \text{ Nm}$):

- a) $eFFDP_{FS}$; b) $eFFDP_{SWT}$; c) $mFFDP$

Die kombinierten RDB-Parameter konzentrieren sich aufgrund der berücksichtigten tribologischen Beanspruchung erwartungsgemäß im Bereich der Nabenkante. Während $eFFDP_{FS}$ und $eFFDP_{SWT}$ stark unterschiedliche Positionen der auftretenden Maxima aufweisen, ähneln sich die Verteilungen von $eFFDP_{SWT}$ und $mFFDP$ stark.

Die grundsätzlich verschiedenen Verteilungen der Beanspruchungsparameter bieten einerseits eine gute Ausgangsbasis für die Bestimmung eines geeigneten Bewertungsparameters durch den Abgleich mit experimentellen Ergebnissen, andererseits unterstreicht

es die Herausforderung, eine Gestaltoptimierung der Fügefläche auf Basis von rechnerischen RDB-Parametern durchzuführen. Die Identifikation geeigneter Berechnungsparameter durch umfassende numerische und experimentelle Untersuchungen ist daher eine wesentliche Aufgabe der folgenden Kapitel. Hierfür stellen die bisher erarbeiteten Analysemodelle und Auswerteverfahren unverzichtbare Werkzeuge dar.

5 Methode zur Gestaltoptimierung von 3D-Fügeflächen

Nachdem in Kap. 4 das zugrundeliegende Analysemodell und die Auswertung der Beanspruchung beschrieben wurden, beschäftigt sich dieses Kapitel mit den Grundlagen und der Verfeinerung der Methode zur Gestaltoptimierung von 3D-Fügeflächen für Q-WNV. Ziel ist die Entwicklung von vier rotationssymmetrischen Fügeflächen mit homogener Fugendruckverteilung und zwei hypotrochoiden 3D-Fügeflächen mit minimaler rechnerischer RDB für die anschließenden experimentellen Untersuchungen

5.1 Aufbau der Gestaltoptimierungsmethode

Aufbauend auf den in Kap. 2.4 vorgestellten Methoden zur Gestaltoptimierung wurde im Rahmen dieser Arbeit eine Methode zur Gestaltoptimierung der Fügeflächen von Q-WNV entwickelt, die vom Autor bereits in Teilen veröffentlicht wurde [ULRICH19b; ULRICH21]. Die Anwendbarkeit der Methode unter Berücksichtigung von Toleranzen aus dem Fertigungs- und Umformprozess wurde zudem in einer numerischen Studie an rotationssymmetrischen Q-WNV nachgewiesen [MEISSNER20].

Das in Bild 5.1 schematisch dargestellte Optimierungsmodell basiert auf einer direkten, parameterfreien Modifikation der Fügefläche auf Grundlage der numerischen Fugendruckergebnisse. Im Vergleich zur Gestaltoptimierung linear-elastischer Bauteile müssen bei Q-WNV wechselseitige Abhängigkeiten zwischen der Form der Fügefläche, der elastisch-plastischen Verformung des Wellenwerkstoffs und der resultierenden Fugendruckverteilung berücksichtigt werden, was einen iterativen Optimierungsansatz unerlässlich macht.

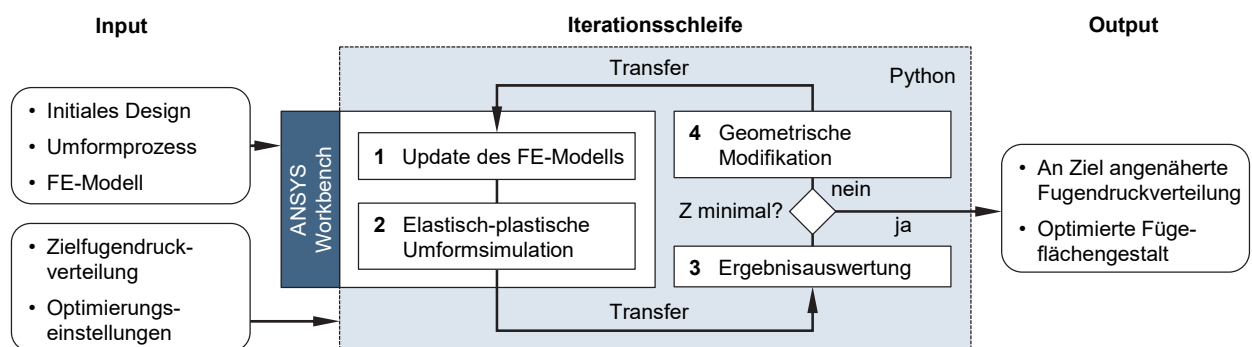


Bild 5.1: Iterative Gestaltoptimierung von Q-WNV zur Erzeugung einer vordefinierten Fugendruckverteilung, in Anlehnung an [ULRICH19b]

In einem automatisierten Prozess wird, ausgehend vom initialen Design, ein FE-Modell erstellt (1) und mittels elastisch-plastischer Simulation analysiert (2). Die Beanspruchung

Funktionen erfolgen. Eine sequenzielle Darstellung der Gestaltänderung, die auf dieser Annahme beruht und den Kern des Optimierungsalgorithmus bildet, ist in Bild 5.3 dargestellt.

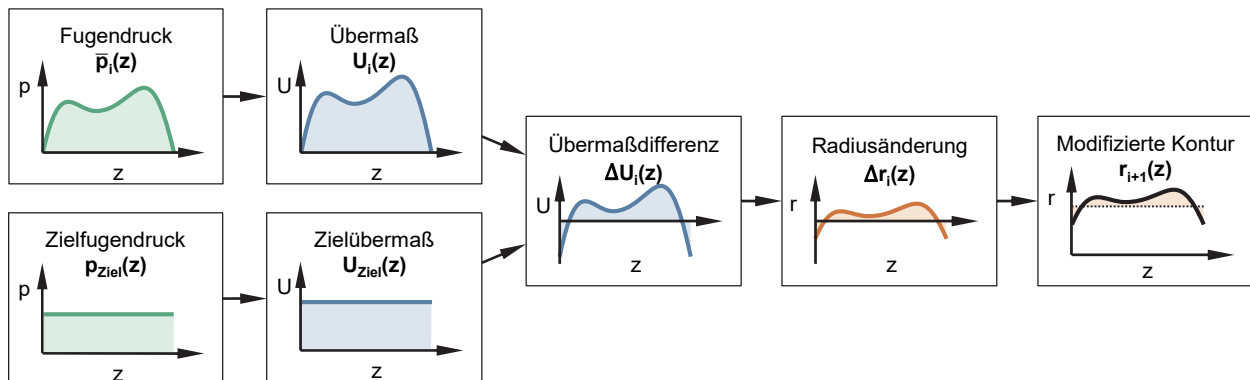


Bild 5.3: Sequenz zur Bestimmung der axialen Verteilung des radialen Änderungsbetrags für die Nabeninnenkontur der nächsten Optimierungsiteration

Aus der geglätteten simulierten Fugendruckverteilung $\bar{p}_i(z)$ der Iteration i wird zunächst eine effektive Übermaßverteilung $U_i(z)$ unter Verwendung der analytischen Beziehung $U(p)$ zwischen Übermaß und Fugendruck eines zylindrischen PV (Gleichungen (2.1) – (2.3)) berechnet. Anschließend wird die Differenz $\Delta U_i(z)$ zur Soll-Übermaßverteilung $U_{\text{Ziel}}(z)$ ermittelt, um die theoretisch notwendige Radiusänderung $\Delta r_i(z)$ der Nabeninnenkontur zur Erzeugung der Soll-Fugendruckverteilung $p_{\text{Ziel}}(z)$ zu bestimmen. Es ist zu beachten, dass sich das Übermaß U auf den Fügedurchmesser d_F bezieht und daher die Übermaßdifferenz $\Delta U_i(z)$ für die Berechnung der Radiusdifferenz halbiert werden muss.

$$\Delta U_i(z) = U_i(z) - U_{\text{Ziel}}(z) \quad (5.1)$$

$$\Delta r_i(z) = \frac{1}{2} \cdot \Delta U_i(z) \quad (5.2)$$

Die modifizierte Kontur der Kontaktfläche wird schließlich mit Hilfe von Gleichung (5.3) berechnet. Ein Gewichtungsfaktor g_i ermöglicht hier eine dynamische Anpassung des geometrischen Änderungsbetrags im Verlauf der Iterationen, um die Konvergenz des Optimierungsprozesses zu beschleunigen bzw. zu gewährleisten. Geeignete Werte für g_i werden in Kap. 5.1.4 ermittelt.

$$R_{i+1}(z) = r_i(z) + g_i \cdot \Delta r_i(z) \quad (5.3)$$

Die Zielvorgabe für den Fugendruck kann innerhalb bestimmter Grenzen frei gewählt werden und umfasst sowohl homogene als auch (stetige) inhomogene axiale Verteilungen. Eine Bedingung zur Gewährleistung eines geschlossenen Kontakts ist ein positiver

Zielfugendruck auf der gesamten Kontaktlänge (Gl. (5.4)). Die Obergrenze wird durch die Festigkeit des Wellenwerkstoffs und des Nabenwerkstoffs bestimmt und ist nicht trivial zu ermitteln. Diesbezügliche Untersuchungen sind in Kap. 5.3.2 beschrieben.

$$P_{\text{ziel}}(z) > 0 \text{ MPa} \quad (5.4)$$

Es ist zu beachten, dass die Vereinfachung der Q-WNV zum Scheibenmodell gegen mehrere Annahmen des Scheibenmodells und der zugrundeliegenden analytischen Berechnung von Pressverbänden verstößt, darunter der ebene Spannungszustand ($\sigma_z = 0$) und das linear-elastische Materialverhalten. Diese Vereinfachung ist dennoch vertretbar, weil die Diskrepanz, die u. a. aus der plastischen Verformung resultiert, durch das iterative Verfahren kompensiert wird.

5.1.2 Verallgemeinerung des Gestaltanpassungsschritts auf 3D-Fügeflächen

Der Gestaltanpassungsschritt wird auf unrunde Profile verallgemeinert, indem die imaginären Scheiben des Scheibenmodells vereinfacht in Kreissegmente k mit konstanten Innenradien $r_{k,j}$ unterteilt werden. Diese werden analog zum rotationssymmetrischen Fall als eigenständige zylindrische Pressverbände bei der Gestaltoptimierung betrachtet (siehe Bild 5.4 b)). Ein einzelner Mitnehmer eines komplexen hypotrochoiden Profils ($n = 6$) wird in vier Segmente von 15° unterteilt, wobei der Profilhochpunkt (1) durch $r_{1,j}$, der Profiltiefpunkt (2) durch $r_{2,j}$ und die beiden Zwischenbereiche (3) und (4) durch den Profilinnenradius $r_{m,j}$ definiert werden. Durch Mittelung der Fugendruckergebnisse über jedes Segment in Umfangsrichtung können die Fugendruckverteilungen der Abschnitte (1) und (2) in z -Richtung gleichzeitig angepasst werden, indem die Innenradien der Scheibensegmente $r_{1,j}$ und $r_{2,j}$ analog zum rotationssymmetrischen Fall variiert werden. Dies entspricht einer Profilloptimierung mit zwei Freiheitsgraden.

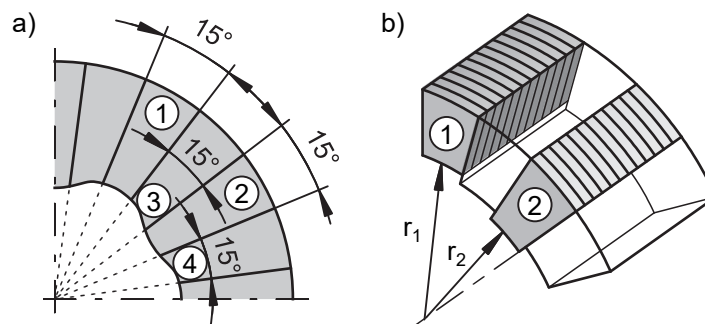


Bild 5.4: a) Unterteilung einer unrunder Scheibe in Segmente; b) vereinfachtes, segmentiertes Scheibenmodell einer unrunder Nabe

Um eine vollständige Formfüllung der Nabe zu gewährleisten, ist ein Fugendruck am Segment des Profilhochpunkts (1) (Bild 5.4 a)) zwingend erforderlich (1. Freiheitsgrad):

$$p_{1,\text{ziel}}(z) > 0 \text{ MPa} \quad (5.5)$$

In diesem Bereich kommt der Wellenwerkstoff beim Fügevorgang zuletzt mit der Nabeninnenfläche in Berührung, so dass ein hier vorhandener Fugendruck einer vollständigen Formfüllung gleichkommt.

Die Festlegung eines zweiten Zielwerts des Fugendrucks auf dem Segment des Profiltiefpunkts (2) (Bild 5.4 a)) führt zu einer vollständigen Definition des Optimierungsproblems mit zwei Freiheitsgraden, so dass die Profillexzentrität als abhängige Variable des Optimierungsverfahrens undefiniert bleibt. Es ist allerdings vorteilhaft, die Exzentrität des Profils zu definieren, da sonst die Möglichkeit sehr großer oder kleiner Exzentritäten besteht, die entweder nicht herstellbar sind oder keine nennenswerte formschlüssige Kraftübertragung zulassen. Zu diesem Zweck wird eine Randbedingung für die relative Nennexzentrität eingeführt, die den ursprünglichen Wert des Basisprofils als Maximalwert in allen Entwurfsiterationen der Fügefläche gewährleistet:

$$\max(\varepsilon_{m,i}(z)) \stackrel{\text{def}}{=} \varepsilon_{m,0} \quad (5.6)$$

Hierzu werden die berechneten Konturen im Profilhochpunkt und –tiefpunkt $r_{1,i+1}(z)$ und $r_{2,i+1}(z)$ symmetrisch radial verschoben, bis die maximale relative Exzentrität erreicht ist. Zudem bleibt das Niveau der Zielfugendruckverteilung am Profiltiefpunkt (2) variabel, um den Optimierungsprozess nicht zu überdefinieren. Die Zielfugendruckverteilung wird in der Optimierungsiteration $i + 1$ derart angepasst, dass ihr arithmetisches Mittel der gemittelten Fugendruckverteilung $\overline{p_{2,i}}$ der vorangegangenen Iteration i entspricht:

$$p_{2,\text{ziel},i+1}(z) = p_{2,\text{ziel},0}(z) \cdot \frac{\overline{p_{2,i}}}{\overline{p_{2,\text{ziel},0}}} \quad (5.7)$$

Im Vergleich zu rotationssymmetrischen Fügeflächen wird das maximale Niveau des Zielfugendrucks bei unrunder Fügeflächen maßgeblich durch die Festigkeit des Nabenwerkstoffs begrenzt. Da der Wellenwerkstoff früher auf den Profiltiefpunkt trifft und stärker umgeformt wird, um durch plastisches Fließen den Profilhochpunkt zu erreichen, ist das Niveau des verbleibenden Fugendrucks in diesem Bereich deutlich höher und kann durch Konturänderung weniger stark beeinflusst werden als am Profilhochpunkt. Zusätzliche Kerbspannungen im Übergangsradius zwischen Profilhochpunkt und Mitnehmerflanke sowie die variierende Verteilung des Fugendrucks in Umfangsrichtung führen grundsätz-

lich zu einer weitaus höheren Nabenbeanspruchung als bei rotationssymmetrischen Fügeflächen. Dies muss bei der Festlegung der Zielvorgaben z. B. durch eine Voruntersuchung der Nabenbeanspruchung berücksichtigt werden.

Die Unterteilung unrunder Profile in eine Serie von Kreissegmenten führt im Vergleich zu rotationssymmetrischen Q-WNV zu weiteren Abweichungen von der Annahme eines idealen zylindrischen PV mit ebenem Spannungszustand. Da es jedoch nicht das Ziel des Optimierungsverfahrens ist, nach einem einzigen Optimierungslauf eine korrekte Lösung der Fugendruckverteilung zu erhalten, können die analytischen Berechnungsgleichungen für PV weiterhin als Anpassungsvorschrift für Q-WNV verwendet werden. Der Fehler aus den ungenauen Annahmen wird vielmehr durch die wiederholte Anwendung des Optimierungsverfahrens kompensiert.

5.1.3 Zielfunktion der fugendruckorientierten Gestaltoptimierung

Um die generierten Lösungen nach jedem Simulationslauf zu bewerten und die optimale Kontur- bzw. Profilvariante auszuwählen, wird als Zielfunktion ein Residuum verwendet, das als Wurzel der mittleren quadratischen Abweichung (RMSE) des simulierten Fugendrucks von der Zielfugendruckverteilung definiert ist. Zur Ermittlung des Gesamtfehlers auf einer axialen Kontur wird die Abweichung vom Zielfugendruck für alle ausgewerteten FE-Knoten $k \in \{1, 2, \dots, N\}$ an den jeweiligen Stellen z_k nach Gl. (5.8) berechnet:

$$\Delta p_{i,k} = p_{i,k} - p_{\text{ziel}}(z_k) \quad (5.8)$$

Die RMSE-Werte können anschließend mit Hilfe von Gl. (5.9) bestimmt werden:

$$\text{RMSE}_i = \sqrt{\frac{\sum_{k=1}^N \Delta p_{i,k}^2}{N}} \quad (5.9)$$

Durch die Verwendung eines gemittelten Werts für die Zielfunktion, anstelle z. B. des Maximalwerts der Fugendruckabweichung, wird ein robuster Optimierungsprozess ermöglicht. Da alle Fehlerquadrate der Knotenergebnisse in die Berechnung des RMSE-Wertes einfließen, kann von einer hohen Aussagekraft des Gesamtfehlers ausgegangen werden. Allerdings besteht durch die Verwendung von Fehlerquadraten auch eine gewisse Empfindlichkeit gegenüber Ausreißern, weshalb die Ergebnisse mit Sorgfalt betrachtet werden müssen. Aufgrund der numerischen Berechnung der Fugendruckverteilung enthält das berechnete Residuum sowohl die tatsächliche (theoretische) Abweichung als auch eine numerische Fehlerkomponente. Eine iterative Minimierung der

Zielfunktion ist daher nicht beliebig, sondern nur bis zu einer modellabhängigen Grenze möglich.

5.1.4 Konvergenzbetrachtung

Aufgrund der stark nichtlinearen Natur der Gestaltoptimierung müssen zunächst geeignete Hyperparameter für den Optimierungsprozess bestimmt werden, mit denen einerseits möglichst genaue Ergebnisse erzielt werden können und andererseits eine schnelle Konvergenz erreicht wird. Die beiden zur Verfügung stehenden Stellschrauben sind der *Gewichtungsfaktor* g , der einen direkten Einfluss auf den Betrag der Geometrieänderung in jedem Iterationsschritt besitzt (siehe Gleichung (5.3)) und die *Filterbreite* der Fugendruckglättung in Form des Polynomgrades d_P oder der räumlichen Grenzfrequenz des *Butterworth-Filters* f_g (siehe Bild 4.13).

Entsprechende Untersuchungen wurden sowohl an einer rotationssymmetrische Q-WNV mit dem Wellenwerkstoff 16MnCr5 und konstantem Zielfugendruck von $p_{\text{ziel}} = 250 \text{ MPa}$ (Fugendruckglättung durch Polynom-Ansatz) als auch an einer hypotrochoiden Q-WNV mit H-T02 Profil U-2 (Profilparameter siehe Tabelle 5.2) und konstantem Zielfugendruck am Profilhochpunkt von $p_{1,\text{ziel}} = 80 \text{ MPa}$ (Fugendruckglättung durch *Butterworth-Filter*) durchgeführt. Aus den Ergebnissen dieser Untersuchungen wurde eine allgemeine Optimierungsstrategie abgeleitet, die sowohl für rotationssymmetrische als auch unrunde Fügeflächen und bei Verwendung unterschiedlicher Glättungsansätze gute Optimierungsergebnisse mit relativ schneller Konvergenz ermöglicht.

Die Strategie lässt sich aufgrund der Charakteristika der Q-WNV in zwei grundsätzlich verschiedene Ansätze mit eigenen Zielen unterteilen, die je nach Kontaktzustand im Laufe der Geometrieanpassung gewechselt werden müssen. Ein Vergleich der beiden Ansätze mit den ermittelten sinnvollen Maximal- bzw. Minimalwerten der Hyperparameter ist in Tabelle 5.1 aufgeführt.

Zu Beginn der Gestaltoptimierung ohne vollständigen Kontakt entlang der Verbindungslänge (Strategie 1) besteht das Hauptziel im vollständigen Schließen des Kontakts, wobei der angestrebte Fugendruckverlauf zweitrangig ist. In diesem Abschnitt ändert sich der Fugendruckverlauf noch sehr unvorhersehbar und es findet eine makroskopische Umverteilung des Wellenwerkstoffs in der Verbindung statt. Hier sind große Änderungsschritte und eine starke Glättung des Fugendruckverlaufs sinnvoll. Als Ausgangswert für die Anfangskontaktlänge hat sich ein Wert von ca. 80 % der Verbindungslänge als zielführend erwiesen. Aufgrund der unterschiedlichen Kontaktanteile im Hoch- und Tiefpunkt

von unrundern Profilen sind hier zwei verschiedene Werte des Gewichtungsfaktors g im Verhältnis von $g_{1,max} / g_{2,max} = 2,0$ zweckmäßig.

	Strategie 1	Strategie 2
Kontaktzustand		
Hauptziel	Vollständig geschlossener Kontakt	Angepasster Fugendruckverlauf
Anforderungen	<ul style="list-style-type: none"> • Schnelle Geometrieänderung • Makroskopische Umverteilung des Wellenwerkstoffs 	<ul style="list-style-type: none"> • Hohe Genauigkeit der Fugendruckapproximation • Mikroskopische Umverteilung des Wellenwerkstoffs
Polynomgrad d_P [-] (Polynomregression)	$d_{P,min} = 4$	$d_{P,max} = 64$
Grenzfrequenz f_g [mm⁻¹] (Butterworth-Filter)	$f_{g,min} = 4 / (3 \cdot L)$	$f_{g,max} = 1 / (8 \cdot c)$
Gewichtungsfaktor g	$g_{max} = 2,0$ $g_{1,max} = 4,4; g_{2,max} = 2,2$ (trochoide Q-WNV)	$g_{min} = 0,002$

Tabelle 5.1: Vergleich der unterschiedlichen Optimierungsstrategien und -einstellungen

Nach Erreichen einer vollständigen Formfüllung findet keine makroskopische Umverteilung des Wellenwerkstoffs mehr statt, und die Optimierung verfolgt das Ziel, den Fugendruck an die Zielvorgabe anzugleichen (Strategie 2). Hier führen große Geometrieänderungen nicht mehr zu einer schnellen Konvergenz, sondern es werden kleine Geometrieänderungsschritte und ein hoher Polynomgrad d_P oder eine hohe Grenzfrequenz f_g benötigt. Diese können jedoch nicht beliebig hoch gewählt werden, da Polynome vor allem im Randbereich zum *Overfitting* neigen und digitale Filter im Bereich der *Nyquist-Frequenz* $f_{Ny} = 1 / (2 \cdot c)$ (Filterbreite von zwei Elementlängen c) an ihre Grenze stoßen.

Bild 5.5 zeigt die Verläufe der Zielfunktion RMSE und des gemittelten Fugendrucks der rotationssymmetrischen Q-WNV, um die Konvergenzgeschwindigkeit und Ergebnisgüte der beiden vorgestellten Strategien zu veranschaulichen. Es zeigt sich, dass keiner der beiden Ansätze für sich genommen zufriedenstellend ist. Obwohl der gemittelte Fugendruck bei Strategie 1 deutlich schneller konvergiert als bei Strategie 2, wird die Zielfunktion nicht abgesenkt. Strategie 2 hingegen erreicht zwar eine deutliche Reduktion des Residuums, aber der gemittelte Zielfugendruck konvergiert nur langsam bei 250 bis 300 Iterationen, so dass eine effiziente Optimierung nicht gewährleistet ist.

In einer dritten Strategie werden daher beide Ansätze kombiniert, indem die Hyperparameter schrittweise alle 30 Iterationen angepasst werden. Dies führt dazu, dass die angestrebte Fugendruckverteilung schnell erreicht wird und die Zielfunktion auf das niedrigste Niveau aller bisherigen Strategien gesenkt wird. Der sprunghafte Anstieg des Residuums nach Iteration 120 ist auf die hohe Empfindlichkeit des Fugendrucks in der Nähe der Nabenkanten zurückzuführen und verbessert sich wieder nach einer weiteren Verringerung des Gewichtungsfaktors g . Die optimale Kontur wird in der Iteration $i = 141$ mit dem niedrigsten RMSE-Wert bestimmt.

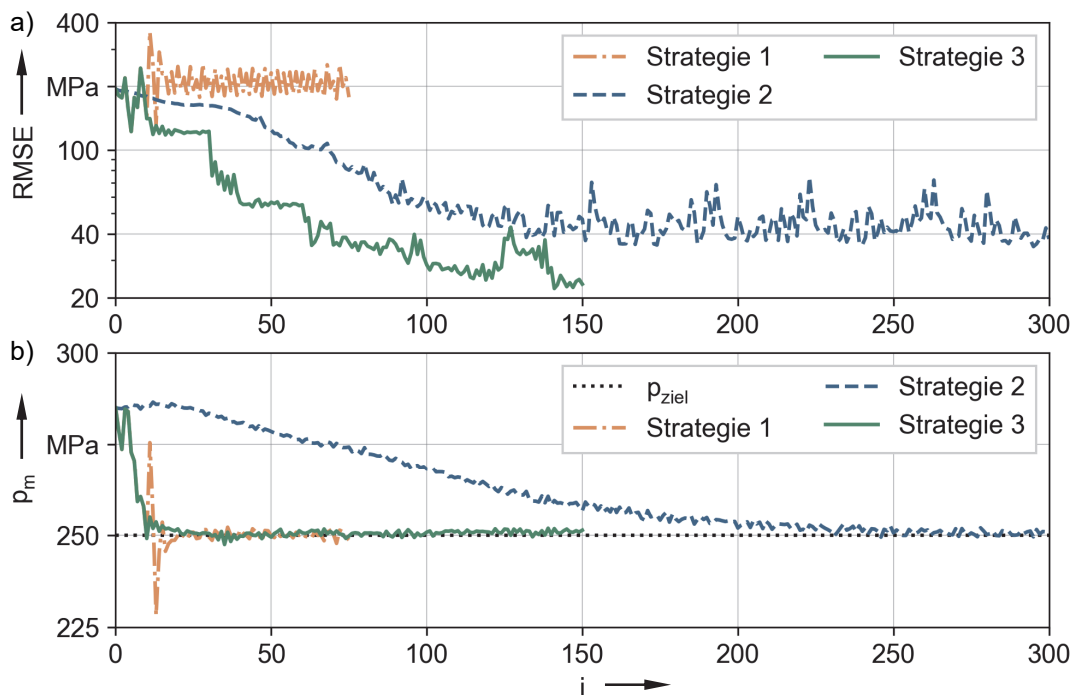


Bild 5.5: a) Verlauf der mittleren quadratischen Abweichung (RMSE) und b) des arithmetischen Mittelwerts der Fugendruckergebnisse von Q-WNV mit rotations-symmetrischen Fügeflächen über die Iterationen der Gestaltoptimierung, in Anlehnung an [ULRICH19b]

Die Optimierung unrunder Fügeflächen, mit deutlich längeren Simulationszeiten, erfordert eine weitere Beschleunigung des Optimierungsprozesses. Anstatt die Filterbreite und den Gewichtungsfaktor mit nur wenigen Schritten über den gesamten Optimierungsprozess anzupassen, wird die Anpassung der Parameter in einer weiterentwickelten Strategie 4 kontinuierlich in jeder Iteration i vorgenommen. Dadurch sind zwar mehr sprunghafte Änderungen des Residuums zu beobachten, die notwendige Anzahl der Iterationen bis zur Konvergenz kann im Vergleich zu Strategie 3 allerdings mehr als halbiert und somit eine wesentlich effizientere Optimierung erreicht werden. Bild 5.6 zeigt die Verläufe der Zielfunktion RMSE sowie des gemittelten Fugendrucks p_m an den beiden Konturen

am Profilhoch- und -tiefpunkt des hypotrochoiden 3D-Profiles unter Strategie 4. Die optimale Form der 3D-Fügefläche mit dem minimalen Gesamtwert der Residuen ergibt sich in der Iteration $i = 58$.

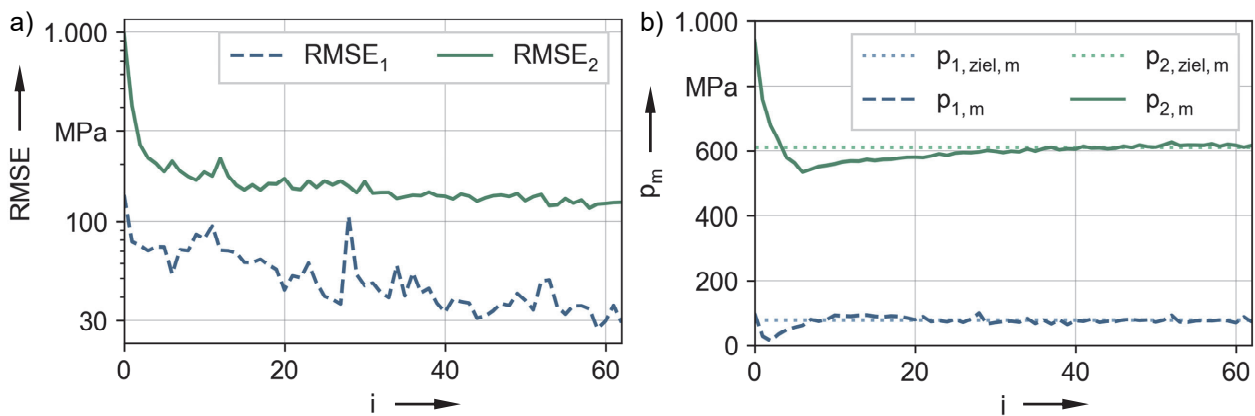


Bild 5.6: a) Verlauf der mittleren quadratischen Abweichung (RMSE) und b) der gemittelten Fugendruckergebnisse an den Konturen am Profilhoch- und -tiefpunkt von Q-WNV mit 3D-Fügeflächen während der Gestaltoptimierung

Die geeigneten Einstellungen für die Optimierung der Fügeflächen wurden in mehreren Testläufen sukzessive ermittelt und weiter optimiert. Eine vollständige Übersicht der verwendeten Hyperparameter für die Strategien 3 und 4 befindet sich im Anhang A.3. Grundsätzlich kann davon ausgegangen werden, dass für abweichende Profilvergaben und Randbedingungen unterschiedliche Werte der Hyperparameter optimal sind, die fallspezifisch ermittelt werden müssen. Da Strategie 4 die schnellste Konvergenz zeigt, wird dieser Ansatz in Kap. 5.3 für die Bestimmung der Fügeflächen der hergestellten Proben verwendet. Die Optimierungsergebnisse der exemplarischen rotationssymmetrischen und hypotrochoiden Q-WNV dieses Kapitels werden im folgenden Kapitel 5.1.5 vorgestellt und mit den Ergebnissen der initialen Fügeflächen verglichen.

5.1.5 Ergebnisse der Gestaltoptimierung

Im vorangegangenen Kapitel wurde für die rotationssymmetrische Q-WNV eine iterative Anpassung der Fugendruckverteilung an den homogenen Zielfugendruck $p_{\text{ziel}} = 250$ MPa durch Anwendung von Strategie 3 erreicht. In Bild 5.7 b) sind die Zwischenergebnisse der Fugendruckverteilung nach jeweils 30 Iterationen bei steigendem Polynomgrad d_P der Fugendruckglättung überlagert, um den kontinuierlichen Fortschritt bis zur optimalen Lösung ($i = 141$) zu veranschaulichen. Die zugehörigen Zwischenstände der Nabeninnenkontur in Bild 5.7 a) machen deutlich, dass die größte Konturänderung in den ersten

Iterationen unter dem niedrigsten Polynomgrad $d_p = 4$ auftritt (Strategie 1). In den späteren Iterationen wird die Kontur in wesentlich kleinerem Maße angepasst, um die Fugendruckverteilung immer weiter an die Zielvorgabe anzunähern (Strategie 2). In Bild 5.7 c) ist die Entwicklung der Ergebnisgüte bei der Anwendung schrittweise ansteigender Polynomgrade nochmals anhand von Box-Plots der Knotenergebnisse dargestellt.

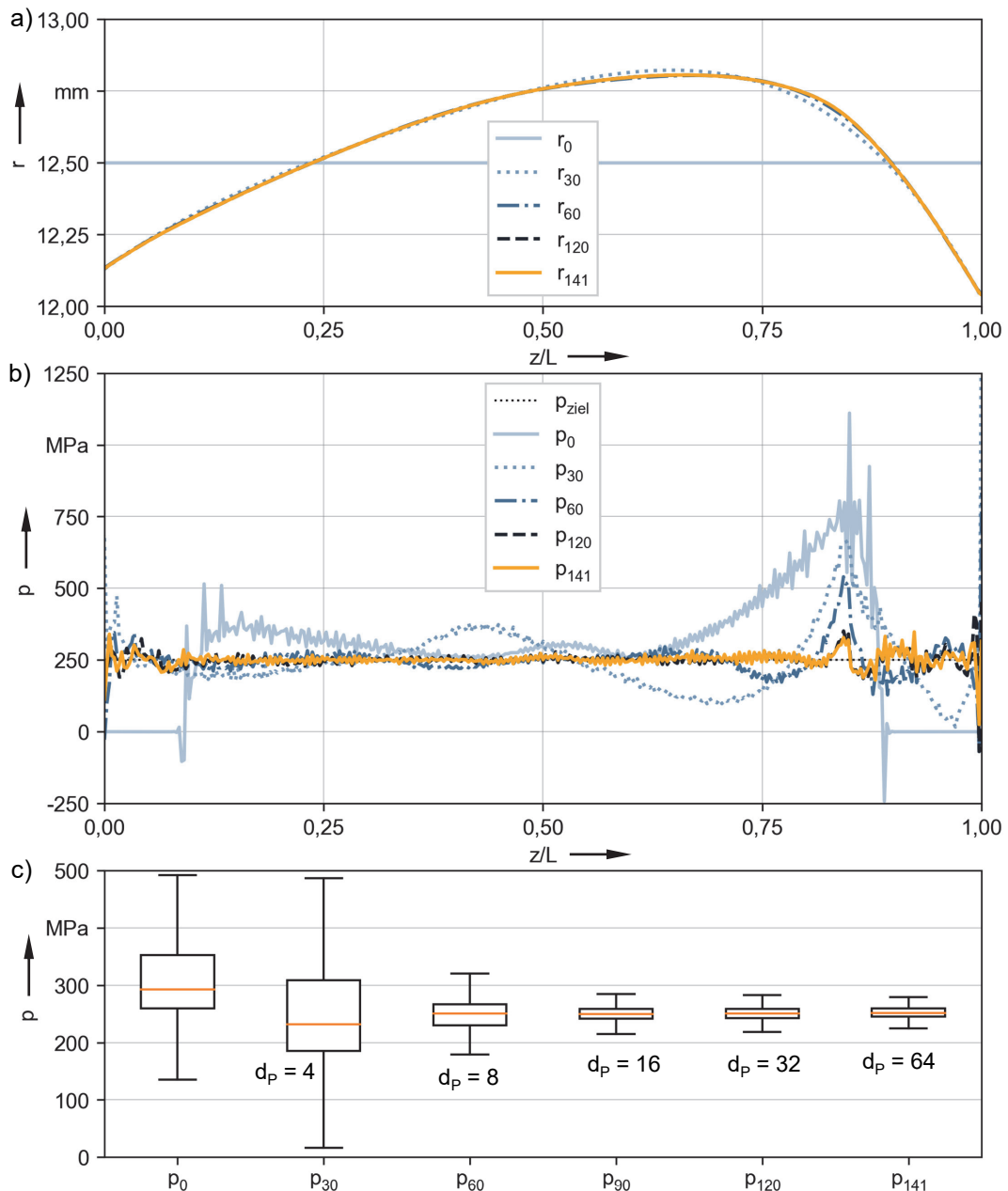


Bild 5.7: Änderung a) der Nabenkontur, b) der Fugendruckverteilung und c) der Streuung der FE-Fugendruckergebnisse während der Gestaltoptimierung von rotationssymmetrischen Q-WNV, in Anlehnung an [ULRICH19b]

Es ist zu erkennen, dass die Streuung des Fugendrucks in den ersten 30 Iterationen etwas zunimmt, während der Zielfugendruck von 250 MPa im Mittel bereits gut angenä-

hert wird. In den folgenden Iterationen nimmt die Spannweite stetig ab, wobei in den späteren Iterationen nur noch eine geringe Verbesserung der Fugendruckverteilung erreicht wird. Hier liegen die Abweichungen des Fugendrucks in der Größenordnung der numerischen Schwankungen, wodurch eine weitere Optimierung erschwert wird. Im direkten Vergleich zwischen der anfänglichen Fugendruckverteilung p_0 und der optimierten Fugendruckverteilung p_{141} ist eine deutliche Verringerung der Ergebnisstreuung um ca. eine Größenordnung zu erkennen, was ein guter Indikator für die Eignung der vorgestellten Methode ist.

Berücksichtigt man statt der reinen Fugendruckverteilung die Vergleichsspannungsverteilung (nach *von Mises*) in der gesamten Nabe, so erscheint das erzielte Optimierungsergebnis ebenfalls positiv. Bild 5.8 zeigt einen Vergleich der Radialverschiebungen und der von-Mises Spannungen in der gesamten Nabe im ursprünglichen Entwurfszustand und nach der iterativen Anpassung. Zudem ist die ballige Nabenkontur erkennbar, die im Gegensatz zur zylindrischen Fügefläche dem Materialfluss der umgeformten Welle sichtbar angepasst ist. Dies gewährleistet eine vollständige Formfüllung im Vergleich zum Ausgangszustand, der an beiden Nabenkanten einen Spalt im Fügebereich aufweist. Darüber hinaus führt die Gestaltoptimierung zu einer deutlich gleichmäßigeren Verteilung von Verschiebung und Spannung in axialer Richtung. Auch wenn die absoluten Spannungswerte aufgrund der unterschiedlichen mittleren Fugendruckniveaus nicht direkt vergleichbar sind, ist ein deutlicher Rückgang der lokalen Spannungsspitzen zu beobachten.

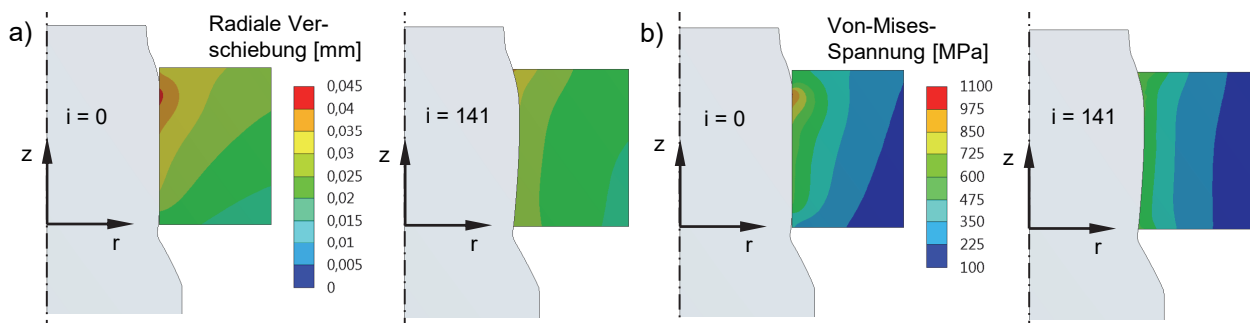


Bild 5.8: Vergleich der initialen ($i = 0$) und der optimierten ($i = 141$) Nabeninnenkontur: a) radiale Verschiebung und b) Vergleichsspannungsverteilung der Nabe einer rotationssymmetrischen Q-WNV, in Anlehnung an [ULRICH19b]

Für die exemplarische hypotrochoide Q-WNV mit H-T02 Profil U-2 wurde im vorangegangenen Kapitel eine Gestaltoptimierung unter Anwendung der Strategie 4 durchgeführt, deren Ergebnisse im Folgenden dargestellt werden. Die Entwicklung der radialen Konturen an den Profilhoch- und -tiefpunkten $r_1(z)$ und $r_2(z)$ sowie die entsprechenden gefilterten Fugendruckverteilungen $\bar{p}_1(z)$ und $\bar{p}_2(z)$ sind in Bild 5.9 dargestellt, mit einer

konvergenten Lösung bei Iteration $i = 58$. Die initiale Fügefläche (siehe Bild 5.10 a)) entspricht einem U-2 Profil mit konstantem Querschnitt.

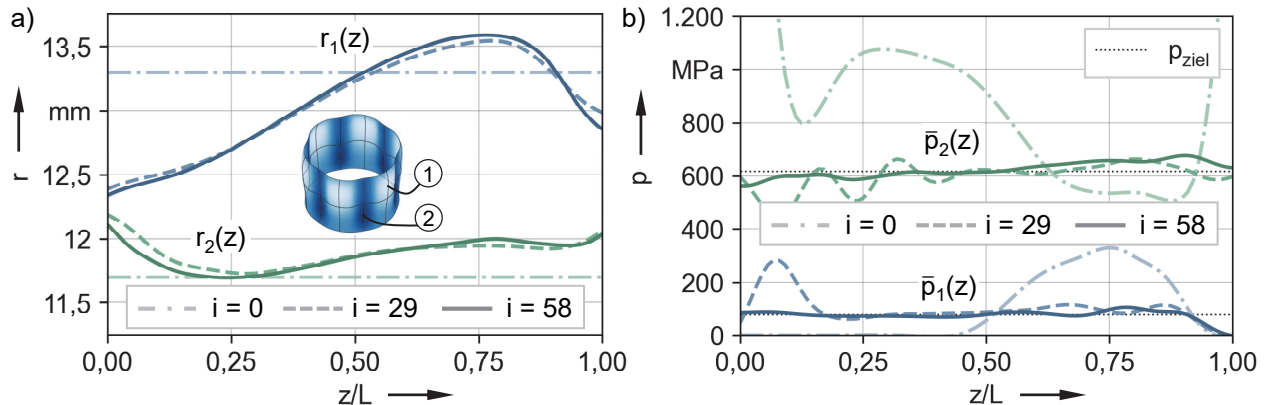


Bild 5.9: Änderung a) der Nabenkonturen und b) der Fugendruckverteilung während der Gestaltoptimierung von hypotrochoiden Q-WNV

Der Fortschritt der Iterationen wird in Bild 5.9 durch die initiale konstante Kontur ($i = 0$) und einen Zwischenstand bei $i = 29$ dargestellt. Während sich die Fugendruckverteilung an der Kontur des Profilhochpunkts $\bar{p}_1(z)$ mit fortschreitender Iteration sichtbar dem vorgegebenen Zielwert von 80 MPa annähert, verändern sich die Ergebnisse am Segment des Profiltiefpunkts $\bar{p}_2(z)$ in ihrem Gesamtniveau, bevor sie sich auf einen Endwert von ca. 610 MPa einpendeln (siehe auch den Verlauf des gemittelten Fugendrucks in Bild 5.6 b)). Dies ist ein Resultat der implementierten Randbedingungen, die durch die Gleichungen (5.5) – (5.7) beschrieben werden, um einen konstanten Maximalwert der bezogenen Nennexzentrizität zu gewährleisten und zugleich ein undefiniertes Spannungsniveau an der Kontur des Profiltiefpunkts zu belassen.

Form, Fugendruckverteilung und Beanspruchungsergebnisse der initialen ($i = 0$) und angepassten Fügefläche ($i = 58$) werden in Bild 5.10 verglichen. In Bild 5.10 a) lässt sich gut erkennen, dass die Gestaltoptimierung zu einer ausgeprägten Variation des Profilquerschnitts in Axialrichtung führt, bei der sowohl der mittlere Durchmesser als auch die Exzentrizität angepasst wird. Die optimierte Fugendruckverteilung in Bild 5.10 b) zeigt im Vergleich zu den Ergebnissen der Iteration $i = 0$ deutlich gleichmäßigere Verteilungen entlang der Konturen am Profilhochpunkt ($\varphi = 0 \dots 7,5^\circ$) und am Profiltiefpunkt ($\varphi = 22,5^\circ \dots 30^\circ$), was die Zweckmäßigkeit des Gestaltoptimierungsverfahrens und deren Verallgemeinerung auf hypotrochoide 3D-Fügeflächen bestätigt. Im Zwischenbereich (entspricht Segment (3) bzw. (4) in Bild 5.4 a)) wird jedoch keine gleichmäßige Verteilung erreicht, was auf einen fehlenden zusätzlichen Freiheitsgrad bei der Optimierung zurückzuführen ist.

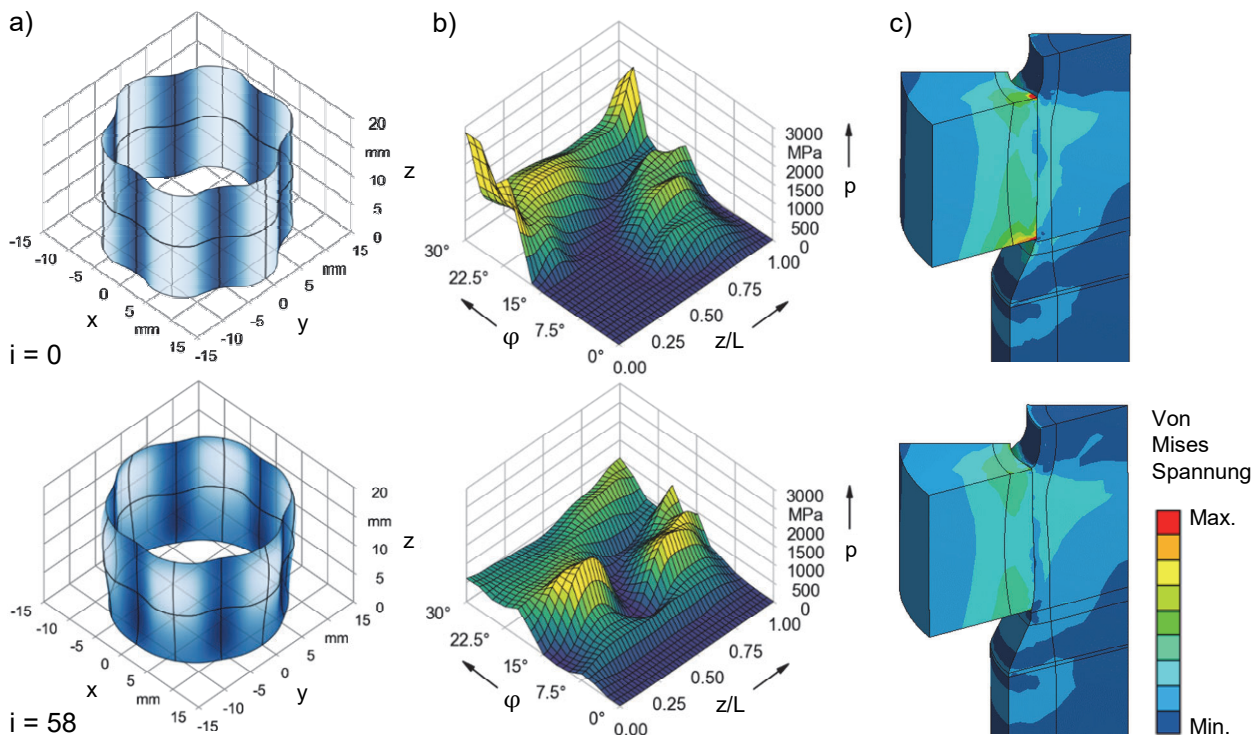


Bild 5.10: Ergebnisvergleich der initialen ($i = 0$) und der optimierten ($i = 58$) Q-WNV mit H-T02 Basisprofil U-2: a) Fügeflächengestalt, b) gefilterte Fugendruckverteilung und c) Vergleichsspannungsverteilung der gefügten Komponenten

Betrachtet man die Verteilung der Vergleichsspannung über dem gesamten Nabenkörper (Bild 5.10 c)), erscheinen die Ergebnisse der optimierten Q-WNV ebenfalls deutlich vorteilhafter als die der ursprünglichen Verbindung. Insgesamt ist die Spannungsverteilung wesentlich gleichmäßiger und die hohen Spannungsspitzen, die an den Rändern der ursprünglichen Verbindung auftreten, werden an der 3D-Fügefläche eliminiert. Die geringere Grundbeanspruchung erlaubt eine höhere Belastung der Bauteile in der späteren Anwendung und verdeutlicht damit den Beitrag der vorgestellten Methode zu einer höheren Materialausnutzung und Verbindungsfestigkeit.

Als Zwischenfazit ist festzuhalten, dass die vorgestellte Gestaltoptimierungsmethode sowohl für rotationssymmetrische als auch für hypotrochoide 3D-Fügeflächen die angestrebte Beeinflussung der Fugendruckverteilung in zufriedenstellendem Maße leisten kann. Die Methode ist daher für den Einsatz in der fugendruckorientierten Gestaltoptimierung von Q-WNV sehr gut geeignet.

5.2 Voruntersuchungen zur Festlegung von Randbedingungen

Um die Anzahl an Untersuchungsvariablen während der Gestaltoptimierung weiter zu begrenzen, werden die Einflüsse einzelner Parameter auf die Bauteilbeanspruchung in

diesem Kapitel durch numerische Analysen separat untersucht. Auf diese Weise werden im Vorfeld vorteilhafte Parameterwerte des Umformprozesses und der Profilgeometrie ermittelt und als Randbedingungen der Optimierung für alle Fügeflächenvarianten konstant gehalten. Dazu gehören neben der Festlegung eines geeigneten unrunddrehbaren Basisprofils auch die Höhe der Nabenvorspannung und des Stempelhubs, welche den verbleibenden Fugendruck in der Verbindung sowie die Nabenspannung maßgeblich beeinflussen.

Da die kritische Beanspruchungsart bzw. Grenzwerte zur Festigkeitsbewertung von Q-WNV nicht trivial zu ermitteln sind, werden wichtige Erkenntnisse zur Bauteilbeanspruchung aus den Untersuchungen von Funk [FUNK17] einbezogen. Um eine Basis für den Vergleich von Beanspruchungsgrößen zu schaffen und potenziell geeignete Schädigungskriterien abzuleiten, wird mit Hilfe des entwickelten Analysemodells zunächst eine Beanspruchungssimulation für eine Q-WNV mit dünnwandiger Nabe durchgeführt, für die bereits umfangreiche Schädigungsergebnisse aus [FUNK17] vorliegen.

5.2.1 FEM-Simulation einer Q-WNV mit H-T02 Profil M48 und dünnwandiger Nabe

Im Folgenden wird die numerische Voruntersuchung von Q-WNV vorgestellt, die mit dem Ziel durchgeführt wurde, erste Erkenntnisse über geeignete rechnerische Schädigungsparameter der RDB zu liefern. Untersuchungsgegenstand ist eine Q-WNV mit einer dünnwandigen Nabe und dem hypotrochoiden H-T02 Profil M48, das in [FUNK17] die höchste Dauerfestigkeit unter Torsion aufweist und hinsichtlich des Schädigungsverhaltens sehr gut dokumentiert ist.

Die Probengeometrie entspricht im Wesentlichen derjenigen in Kap. 4.1, mit dem Unterschied eines Nabenaußendurchmessers von $D_N = 35$ mm anstelle der hier verwendeten 50 mm. Für die Voruntersuchung wurde das Analysemodell entsprechend angepasst. Die Prozessparameter der radialen Vorspannung und des Stempelhubs konnten aus den vorhandenen Daten rekonstruiert werden. Die Einstellungen wurden über einen Abgleich der elastischen Nabenaufweitung Δr_{Na} nach dem Fügen und der Form des Fügebereichs der Welle von gefügten und aufgetrennten Proben validiert. Bild 5.11 zeigt einen Vergleich der experimentellen und simulierten Ergebnisse, die eine gute Übereinstimmung aufweisen und somit auf eine hohe Plausibilität der numerisch ermittelten Beanspruchungen hindeuten.

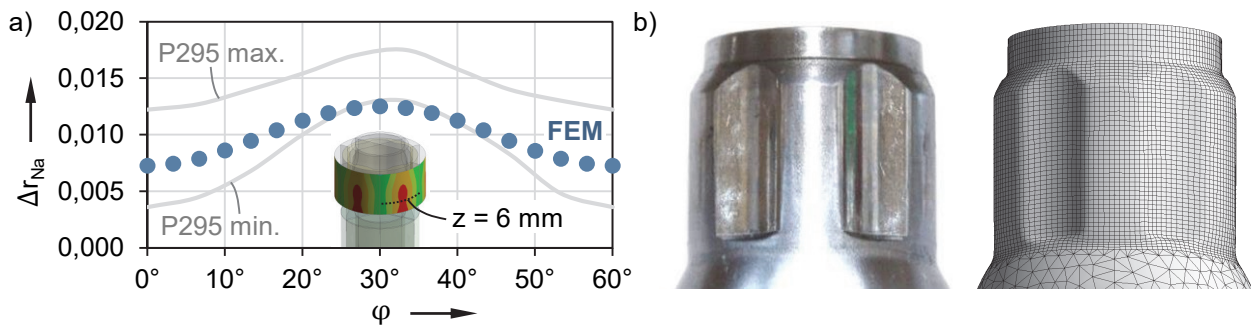


Bild 5.11: a) Experimentell ermittelte Nabenaufweitung (gemittelt über alle Mitnehmer der Nabe P295, in Anlehnung an [FUNK17]) und simulierte Ergebnisse; b) Umgeformter Fügebereich einer Welle mit H-T02 Profil M48 [FUNK17] und simuliertes Umformergebnis aus *ANSYS Workbench*

Die Verbindung wurde in einer Beanspruchungssimulation in *ANSYS Workbench* mit einem Torsionsmoment von 520 Nm beaufschlagt, das der ermittelten Dauerfestigkeit entspricht. Anschließend wurde die Verteilung verschiedener RDB-Parameter auf den Fügeflächen von Welle und Nabe ausgewertet (Bild 5.12) und mit der experimentell ermittelten Oberflächenschädigung in Bild 2.11 nach [FUNK17] verglichen, um geeignete Parameter zu identifizieren, die das experimentelle Schädigungsverhalten und den beobachteten Anrissort plausibel beschreiben. Hierzu wurden die identischen RDB-Parameter zur Untersuchung reib- und formschlüssiger WNV in [VIDNER07b] (siehe Bild 2.15) verwendet.

In den experimentellen Voruntersuchungen von Funk [FUNK17] traten bei M48 Profilen sowohl Wellen- als auch Nabenversagen auf, was auf einen ähnlich hohen Auslastungsgrad von Welle und Nabe hindeutet. Bild 2.11 a) (Kap. 2.2.3) zeigt die Fügefläche einer gebrochenen Welle der hier untersuchten Q-WNV, die im Bereich der wellenzugewandten Nabenkante eine sichtbare Oberflächenschädigung aufweist, die den Anrissort in einem Abstand von ca. 1 mm zur Nabenkante einschließt. In Bild 2.11 b) ist die Fügefläche einer gebrochenen Nabe dargestellt, mit einem sichtbaren Anriss bei ca. halber Verbindungslänge im Übergangsradius vom Profilhochpunkt zur Mitnehmerflanke. Auch hier befindet sich der Anriss in einem Bereich sichtbarer Reibkorrosion.

Im Folgenden wird die rechnerische Verteilung der RDB-Parameter mit den dargestellten Schädigungsbildern verglichen. Bild 5.12 zeigt die Verteilungen der Parameter FS und $eFFDP_{FS}$, welche die beste Übereinstimmung aufweisen, sowie den Parameter $mFFDP$ zum Vergleich. Daraus wird ersichtlich, dass die Verteilung des häufig verwendeten $mFFDP$ keine hohe Übereinstimmung mit den experimentellen Schädigungsbildern unter Torsion aufweist und für die Bewertung der komplexen Beanspruchung in Q-WNV nicht

zweckmäßig ist. Während die Verteilung des $eFFDP_{FS}$ sehr gut mit der Oberflächenschädigung und der Anrissposition auf der Welle korreliert, stimmt der FS-Parameter sowohl mit der Schädigung auf der Welle als auch auf der Nabe am besten überein. Zum einen treten hier die Maximalwerte in unmittelbarer Nähe der beobachteten Anrisspositionen auf, zum anderen ist das Niveau des maximalen Schädigungsparameters an Welle und Nabe sehr ähnlich. Dies deutet auf eine gleichwertige Schädigung an beiden Bauteilen hin, die auch mit den experimentellen Ergebnissen übereinstimmt. Darüber hinaus korrelieren die Verteilungen hoher FS-Werte sehr gut mit den vorgefundenen Bereichen erhöhter Oberflächenschädigung, sodass insgesamt eine hohe Aussagekraft des FS-Parameters für die Schädigung von Q-WNV durch RDB angenommen werden kann.

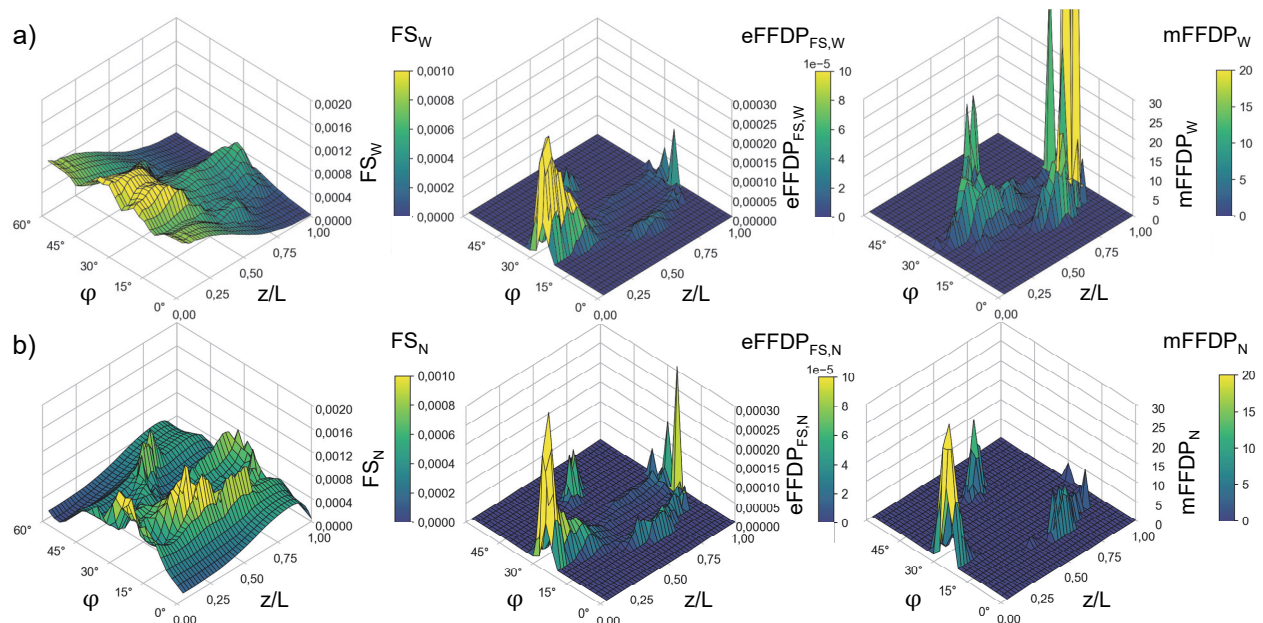


Bild 5.12: Verteilungen rechnerischer RDB-Parameter an der Fügefläche für unterschiedliche Schädigungsmodelle a) der Welle und b) der Nabe einer Q-WNV mit H-T02 Profil M48 und dünnwandiger Nabe

Der Parameter FS wird daher verstärkt als Bewertungsgrundlage für die Gestaltoptimierung herangezogen, wobei auch die übrigen Parameter parallel mit betrachtet werden. Es ist zu erwähnen, dass die ermittelten Schädigungsparameter einen ersten Orientierungspunkt darstellen, auf dessen Basis in Kap. 5.4 die Bewertung der optimalen Fügeflächengestalt für die hergestellten Proben durchgeführt wird. Eine abschließende Bewertung der Eignung und Aussagekraft einzelner Parameter im Hinblick auf die Schädigung der vorliegenden Q-WNV durch RDB erfolgt nach dem direkten Vergleich mit den experimentellen Untersuchungsergebnissen dieser Arbeit in Kap. 6.4.2.

5.2.2 Geometrische Randbedingungen zur Berücksichtigung der Herstellbarkeit

In der konkretisierten Zielsetzung (Kap. 3.1) wurde der Herstellprozess der hypotrochoiden 3D-Fügeflächen durch oszillierendes Unrunddrehen festgelegt, um eine wirtschaftliche Fertigung zu gewährleisten. Hierfür ist die Einhaltung verfahrensbedingter geometrischer Grenzwerte erforderlich. Den ausschlaggebenden Parameter stellt der Flankenwinkel β dar (Definition siehe Bild 2.6 c)), dessen maximale Höhe für eine gute Oberflächenqualität und die Vermeidung von Werkzeugkollisionen erfahrungsgemäß auf $\beta_{\max} = 28^\circ$ begrenzt ist. Das H-T02 Profil M48 (siehe Bild 2.10 b)) aus [FUNK17] weist einen zu hohen Flankenwinkel von ca. $\beta_{\max} = 30,7^\circ$ auf, so dass dieses Profil nicht auf die vorliegende Arbeit übertragbar ist. Daher wird ein neues Basisprofil definiert, das die folgenden Anforderungen erfüllt:

- Hypotrochoide mit zwei zusätzlichen Exzentrizitäten (H-T02-Profil)
- Hohe Vergleichbarkeit zum Profil M48 nach Funk [FUNK17, S. 117]
- Herstellbarkeit durch oszillierendes Unrunddrehen
- Geringe Reibdauerbeanspruchung bei zyklischer Torsion

Durch Analyse des maximalen Flankenwinkels β_{\max} auf dem Feld der Parameterverhältnisse f_2 / f_1 und f_3 / f_2 von H-T02 Profilen werden zunächst geeignete Parameterkombinationen ermittelt (Bild 5.13 a)).

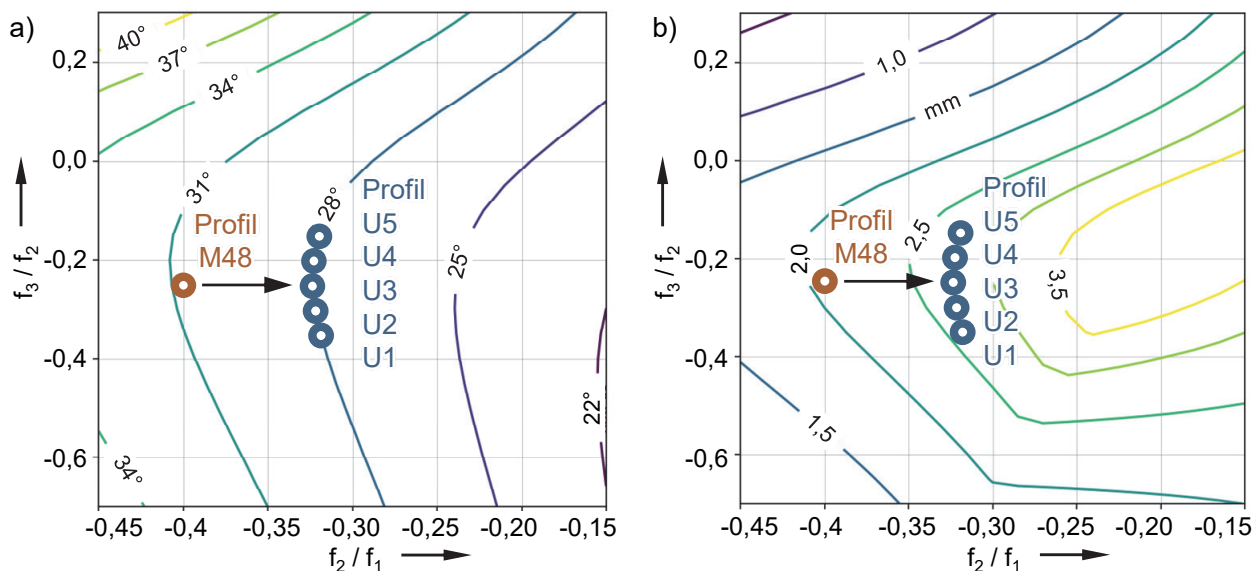


Bild 5.13: a) Konturdiagramm des maximalen Flankenwinkels β_{\max} und b) des minimalen lokalen Profilradius ρ_{\min} als Funktion der Parameterverhältnisse f_2 / f_1 und f_3 / f_2 von H-T02 Profilen mit vorgeschlagenen Profilvarianten

Auf der Isolinie $\beta_{\max} = 28^\circ$ werden fünf Profilvarianten U-1...5 bestimmt, um einen maximalen Formschluss bei hoher Ähnlichkeit zum Profil M48 zu gewährleisten. Eine Analyse des minimalen lokalen Profilradius ρ_{\min} (entspricht dem maximalen Fräserradius bei Fräsbearbeitung des Profils) in Bild 5.13 b) zeigt für die neuen Profile durchweg höhere Werte im Vergleich zum Profil M48, was im Hinblick auf die Kerbwirkung, die alternative Herstellbarkeit durch Fräsen und die Ausformbarkeit im Fügeprozess als vorteilhaft angesehen wird.

In Tabelle 5.2 sind die Parameter des Profils M48 und der neuen unrunddrehbaren Profile U-1...5 zusammengefasst. Die Notation der freien Profilparameter $f_1 - f_3$ in Form ihrer Verhältnisse f_2 / f_1 und f_3 / f_2 ist aus [FUNK17] übernommen und trägt der Tatsache Rechnung, dass die Profilform nur von den Parameterverhältnissen abhängig ist, nicht aber von den absoluten Parameterwerten.

Profil	n	r_m [mm]	ε_m [-]	f_1 [-]	f_2 / f_1 [-]	f_3 / f_2 [-]
M48	6	12,5	0,064	1	-0,4000	-0,25
U-1	6	12,5	0,064	1	-0,3200	-0,35
U-2	6	12,5	0,064	1	-0,3225	-0,30
U-3	6	12,5	0,064	1	-0,3250	-0,25
U-4	6	12,5	0,064	1	-0,3240	-0,20
U-5	6	12,5	0,064	1	-0,3200	-0,15

Tabelle 5.2: Profilparameter von komplexen Hypotrochoiden mit zwei zusätzlichen Exzentrizitäten (H-T02)

Bild 5.14 vergleicht die Profile M48 mit U-1, U-3 und U-5 in Form des Profilradius r (a)) und des Flankenwinkels β (b)) über dem Winkelbereich einer Mitnehmerhälfte. Deutlich erkennbar sind die Begrenzung des Flankenwinkels der U-Profile auf $\beta_{\max} = 28^\circ$ und die geringfügig abweichende Flankenform.

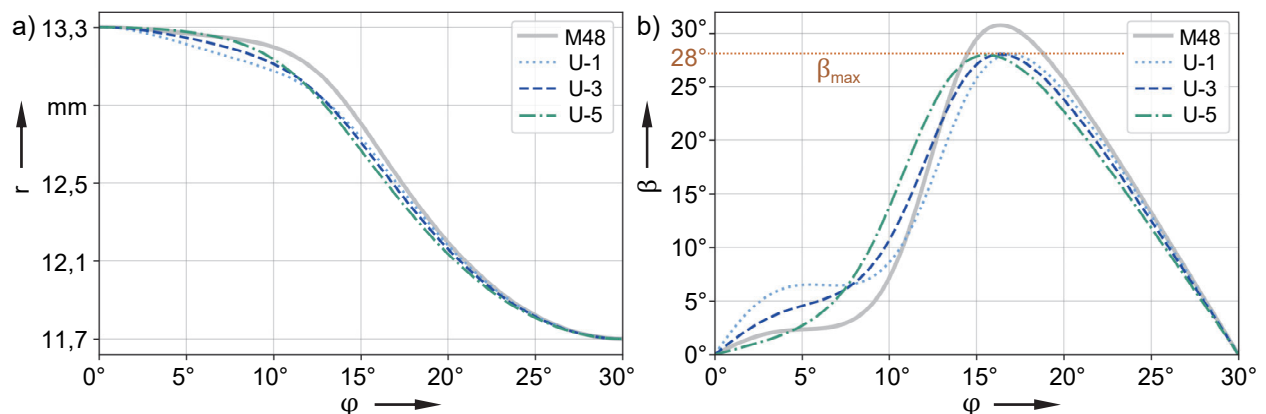


Bild 5.14: Vergleich der H-T02 Profile M48 und U-2: a) Profilradius r und b) Flankenwinkel β über dem Winkelbereich einer Mitnehmerhälfte

Um ein endgültiges Basisprofil über die minimale RDB auszuwählen, wurde eine Beanspruchungsanalyse der Verbindungsprofile mit dem Analysemodell aus Kap. 4 durchgeführt. Die ermittelten Maximalwerte verschiedener Beanspruchungsparameter bei einer schwelenden Torsionsbelastung von $M_{T,o} = 750 \text{ Nm}$, normiert auf die Ergebnisse des Profils M48, sind in Bild 5.15 dargestellt.

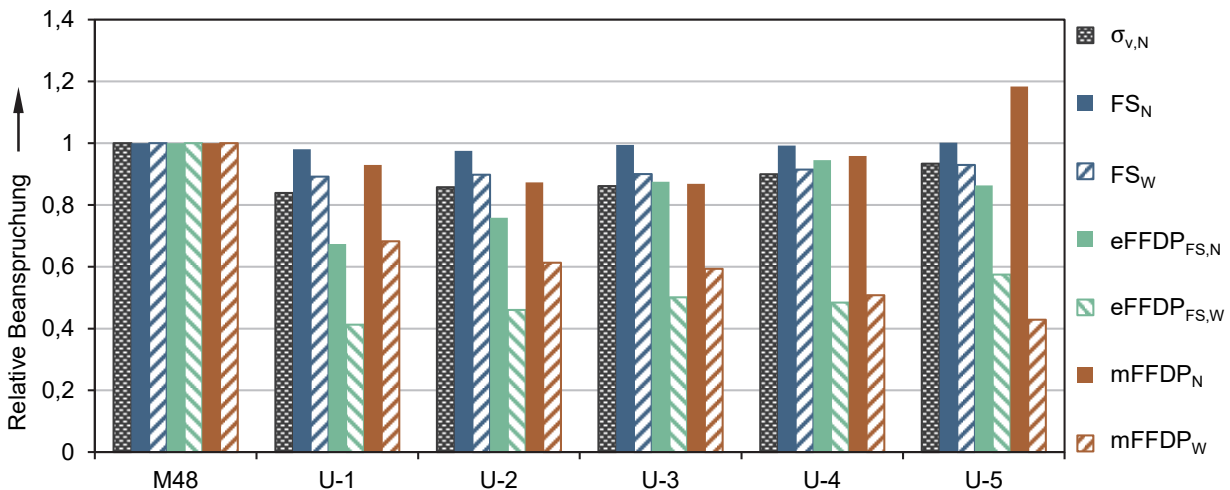


Bild 5.15: Vergleich der normierten Maximalwerte verschiedener RDB-Parameter bei schwelender Torsion mit $M_{T,o} = 750 \text{ Nm}$ an ausgewählten H-T02 Profilen

Berücksichtigt werden die Vergleichsspannung der Nabe unter Last sowie die RDB-Parameter FS, $eFFDP_{FS}$, und $mFFDP$ an Welle und Nabe. Das Profil U-2 zeigt den niedrigsten Wert des FS-Parameters aller Profile bei durchgängig niedrigeren Parameterwerten im Vergleich zum Profil M48. Im Folgenden wird das Profil U-2 als Basisprofil für die Gestaltoptimierung herangezogen, da es alle definierten Anforderungen erfüllt.

5.2.3 Festlegung umformtechnischer Prozessparameter

Die primären Parameter zur Beeinflussung des Umformergebnisses sind die *radiale Nabenvorspannung* und der *Stempelhub*. Anstatt die Parameterwerte direkt aus den Untersuchungen von Dörr und Funk [DÖRR16; FUNK17] zu übernehmen, werden diese in der vorliegenden Arbeit aufgrund der geänderten Nabenwanddicken und Profilformen als grobe Orientierungswerte betrachtet. Im Rahmen einer numerischen Parameterstudie werden sie vorab festgelegt, um die Herstellung möglichst hoch belastbarer Verbindungen unter der gegebenen Probengeometrie zu gewährleisten. Da sich die Nabenbeanspruchung bei rotationssymmetrischen und unrunder Fügeflächen grundsätzlich unterscheidet, ist eine gesonderte Betrachtung und Festlegung der Prozessparameter nötig. Das verbleibende Fugendruckniveau und die Nabenspannung in Q-WNV ist maßgeblich von der *radialen Vorspannung der Nabe* während des Fügevorgangs abhängig und kann

werkzeugseitig im Bereich von $h_v = 0 \dots 1$ mm axialem Vorspannweg eingestellt werden. Der Einsatz dickwandigerer Naben im Vergleich zu den Untersuchungen von Dörr und Funk [DÖRR16; FUNK17] führt aufgrund der höheren Bauteilfestigkeit zu einem höheren ertragbaren Fugendruck, der in der Nabe auch anteilig höhere Zugspannungen erzeugt. Diese können an den Kerbstellen unrunder Fügeprofile unzulässig hoch werden und sind deshalb durch eine entsprechend hohe radiale Vorspannung zu vermeiden, die im Folgenden ermittelt wird. Zunächst werden die qualitativen Auswirkungen einer geringen bzw. hohen Vorspannung betrachtet, die in Bild 5.16 für a) rotationssymmetrische und b) unrunde Fügeflächen dargestellt sind.

Im Gegensatz zu unrunder Profilen, bei denen die Nabenspannung in großen Bereichen über der Streckgrenze liegt, ist diese bei rotationssymmetrischen Fügeflächen im gefügten Zustand auch bei geringer Vorspannung von $h_v = 0,1$ mm unkritisch. Durch den gleichmäßigen Kontakt in Umfangsrichtung hat die elastische Rückfederung der Nabe jedoch einen wesentlich stärkeren Einfluss auf die Höhe des verbleibenden Fugendrucks als bei unrunder Profilen, bei denen der Wellenwerkstoff stärker gegen die Profiltiefpunkte gepresst wird. Dies führt bei hoher Vorspannung ($h_v = 0,9$ mm) dazu, dass im rotationssymmetrischen Fall kein Kontakt mehr zustande kommt, während bei unrunder Fügeflächen noch erhebliche Nabenspannungen vorhanden sind.

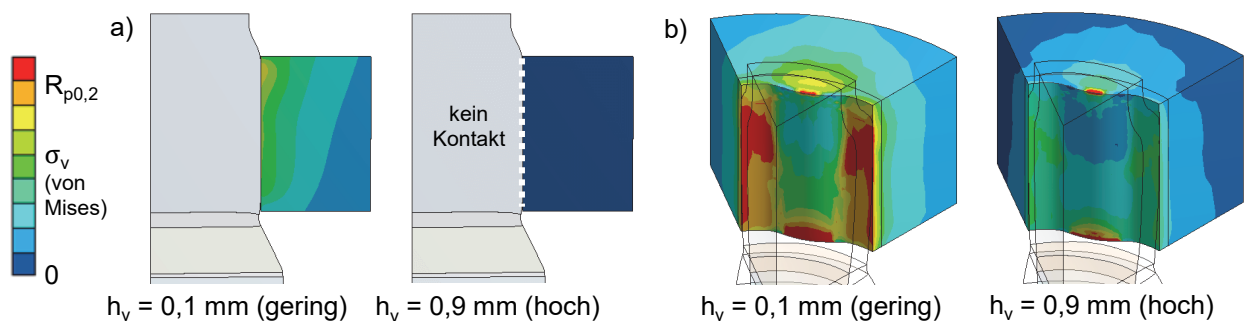


Bild 5.16: Qualitative Auswirkungen von geringer und hoher radialer Nabenvorspannung für a) rotationssymmetrische und b) unrunde Fügeprofile von Q-WNV

Um einen möglichst hohen Fugendruck und eine minimale Rückfederung der Nabe nach Entlastung des Umformwerkzeugs zu erreichen, wird für die rotationssymmetrische Q-WNV im Folgenden ein axialer Vorspannweg von $h_{v,r} = 0,1$ mm verwendet. Zur Gewährleistung der Nabenzentrierung im Umformwerkzeug ist eine geringere Vorspannung unter Berücksichtigung der Maßtoleranz des Nabenaußendurchmessers nicht ratsam. Für unrunde Q-WNV wird die optimale Höhe der *Nabenvorspannung* in einer numerischen Parameterstudie zusammen mit dem *Stempelhub* über eine minimale Nabenbeanspruchung bestimmt.

Vorab erfolgt eine theoretische und qualitative Betrachtung des Stempelhubs und dessen Auswirkungen auf das Umformergebnis. Die Höhe des Stempelhubs h_s bestimmt maßgeblich das eingepresste Volumen V_{ein} des Wellenwerkstoffs in die Nabenkavität

$$V_{\text{ein}} = h_s \cdot \frac{D_w^2}{4} \cdot \pi \tag{5.10}$$

und besitzt damit einen direkten Einfluss auf die Formfüllung und die Fugendruckverteilung der Q-WNV. Eine erste Abschätzung des Stempelhubs lässt sich aus einer volumetrischen Beziehung zum Hohlraumvolumen V_h zwischen Welle und Nabe ableiten (hier am Beispiel einer zylindrischen Q-WNV, siehe Bild 5.17 a)):

$$V_h = L \cdot \frac{d_F^2 - D_w^2}{4} \cdot \pi \tag{5.11}$$

Da es sich um einen asymmetrischen Pressvorgang handelt, wird ein gewisser Anteil des Wellenwerkstoffs unten aus der Verbindung herausgepresst, so dass ein größeres Einpressvolumen als das Hohlraumvolumen erforderlich ist. Zur Berücksichtigung wird das Einpressverhältnis $q_{\text{ein}} > 1$ eingeführt, das für die Herstellung einer funktionsgerechten Verbindung zweckmäßig gewählt werden muss.

$$q_{\text{ein}} = \frac{V_{\text{ein}}}{V_h} \tag{5.12}$$

$$h_s = q_{\text{ein}} \cdot L \cdot \frac{d_F^2 - D_w^2}{D_w^2} \tag{5.13}$$

Einerseits ist eine unzureichende Formfüllung zu vermeiden (siehe Bild 5.17 b)), andererseits führt ein zu hohes Einpressverhältnis zum *Aufstauchen* und *Durchschieben* des Wellenwerkstoffs an den Nabenkanten sowie zu einer hohen Nabenbeanspruchung.

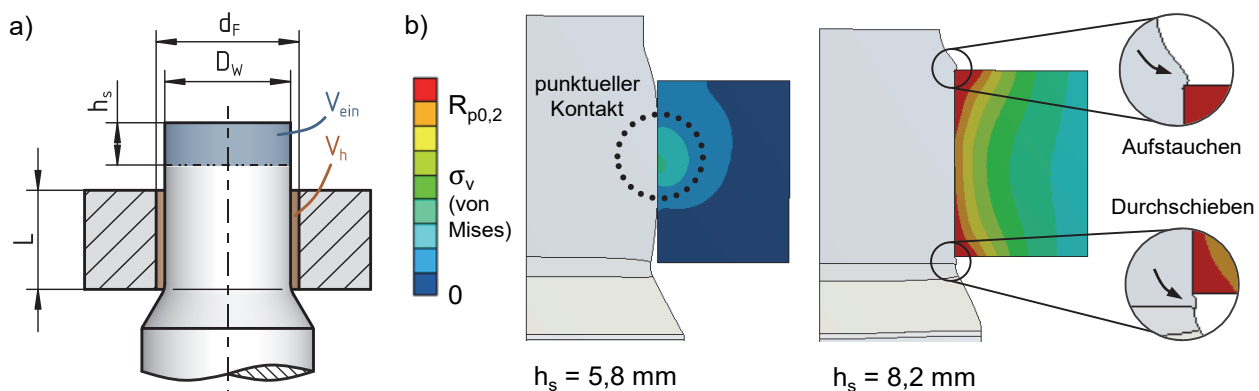


Bild 5.17: a) Volumenbetrachtung für die Festlegung des Stempelhubs;
 b) Qualitativer Effekt von geringem und hohem Stempelhub bei der Herstellung von Q-WNV mit zylindrischen Fügeflächen

Durch Rückrechnung aus den verwendeten Stempelhubwerten für zylindrische Fügeflächen von $h_{s,r} = 7,2 \dots 7,4$ mm im Rahmen der Untersuchungen von Dörr und Funk [DÖRR16; FUNK17] lässt sich ein Einpressverhältnis von $q_{\text{ein}} \approx 1,3$ ermitteln. Während der Wert des Stempelhubs $h_{s,r} = 7,2$ mm für die rotationssymmetrischen Verbindungen der vorliegenden Arbeit übernommen werden kann, ergibt sich für die unrunder Verbindungen mit abweichendem Hohlraumvolumen und identischem Wert für q_{ein} ein neuer Orientierungswert des Stempelhubs von $h_{s,u} = 7,7$ mm.

In einer numerischen Parameterstudie wurden simultan geeignete Werte für den Stempelhub und die Nabenvorspannung bei hypotrochoiden Fügeflächen bestimmt, um eine möglichst geringe Beanspruchung für ein angenommenes Grenztorsionsmoment von $M_{T,o} = 750$ Nm zu erhalten. Als Bemessungskriterien wurden die normierten Maximalwerte der Vergleichsspannung der Nabe sowie des FS-Parameters an Welle und Nabe herangezogen. Die Beanspruchungsergebnisse in den Parameterbereichen des Stempelhubs von $h_{s,u} = 7,5 \dots 7,9$ mm und des axialen Vorspannwegs von $h_{v,u} = 0,3 \dots 0,9$ mm sind für den Wellenwerkstoff 16MnCr5 in Bild 5.18 dargestellt.

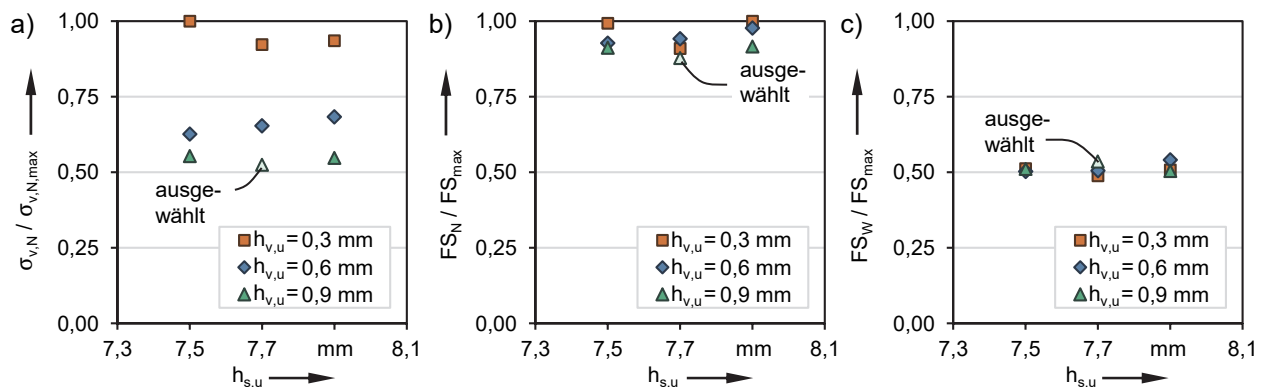


Bild 5.18: Einfluss von Stempelhub und Nabenvorspannung auf die Beanspruchung von Q-WNV mit H-T02 Profil U-2 unter schwellender Torsion, $M_{T,o} = 750$ Nm: Normierte Maximalwerte der a) Vergleichsspannung der Nabe, b) FS-Parameter der Nabe; c) FS-Parameter der Welle

Wie aus den Ergebnissen ersichtlich ist, tritt die geringste Nabenbeanspruchung bei der Parameterkombination von $h_{s,u} = 7,7$ mm und $h_{v,u} = 0,9$ mm auf. Diese Werte werden für die weiteren Untersuchungen der unrunder Q-WNV übernommen. Damit wird zwar nicht der minimale FS-Parameter an der Welle erreicht, insgesamt wird dieser Parameter allerdings minimiert.

Es ist zu erwähnen, dass der axiale Vorspannweg des Umformwerkzeugs geometrisch auf $h_{v,max} = 1,0$ mm begrenzt ist, so dass höhere Werte im Rahmen dieser Arbeit nicht

realisierbar sind. Zwar ist bei höherer Nabenvorspannung prinzipiell eine weitere Verbesserung der Ergebnisse denkbar, es besteht dabei jedoch eine hohe Wahrscheinlichkeit der Überbeanspruchung der Nabe durch zu hohe Vorspannkräfte. Darüber hinaus erzeugt der höherfeste Wellenwerkstoff 42CrMo4 grundsätzlich einen deutlich höheren Fugendruck in der Verbindung und bewirkt damit eine höhere Grundbeanspruchung der Nabe. Für einen direkten Vergleich der untersuchten Werkstoffvarianten, einschließlich des entstehenden Mittelspannungseinflusses, wird im Folgenden für beide Wellenwerkstoffe die identische Nabenvorspannung verwendet.

5.3 Fugendruckorientierte Gestaltoptimierung von 3D-Fügeflächen

Mit dem numerischen Analysemodell, der vorgestellten Methode zur Gestaltoptimierung sowie unter den festgelegten Randbedingungen aus den vorangegangenen Kapiteln stehen geeignete Werkzeuge zur Verfügung, um die Fügeflächen von Q-WNV im Hinblick auf vordefinierte Fugendruckverteilungen und eine minimale RDB zu optimieren. Die Gestaltoptimierung wird zunächst auf rotationssymmetrische Fügeflächen angewendet, um ihre Funktionalität zu demonstrieren und erste praktischen Erfahrungswerte zu generieren. Jeweils zwei Fügeflächenkonturen für beide Wellenwerkstoffe dienen einem experimentellen Abgleich (siehe Kap. 6.2, 6.3), um die Randbedingungen des Analysemodells für die Erzeugung unrunder 3D-Fügeflächen zu kalibrieren. Wie in der konkretisierten Vorgehensweise (Kap. 3.2) erläutert, erfolgt auch die Gestaltoptimierung unrunder 3D-Fügeflächen über vordefinierte Fugendruckverteilungen, anstatt RDB-Parameter als Zielgrößen heranzuziehen. Eine umfassende numerische Analyse der RDB (siehe Kap. 5.4) ermöglicht anschließend die endgültige Auswahl jeweils einer 3D-Fügefläche pro Wellenwerkstoff für die experimentellen Ermüdungsfestigkeitsversuche.

5.3.1 Rotationssymmetrische Fügeflächen mit definierter Fugendruckverteilung

Für rotationssymmetrische Q-WNV wird das Ziel einer homogenen Fugendruckverteilung verfolgt, deren Höhe in gewissen Grenzen variiert werden kann. Unter dem Gesichtspunkt einer möglichst hohen Lastübertragung ist allerdings ein größtmöglicher Fugendruck erstrebenswert. Im Folgenden wird der Einfluss des Zielfugendrucks auf die resultierende Kontur der Gestaltoptimierung gezeigt. Wie in der Darstellung der Konturen und der zugehörigen Fugendruckverteilungen in Bild 5.19 zu erkennen ist, führen höhere Zielfugendruckniveaus zu flacheren Konturen, die zunehmend von der Kontur einer frei umgeformten Welle abweichen, bis hin zu einem nahezu konischen Verlauf der Fügefläche über einen großen Teil der Nabelänge. Gleichzeitig wird der axiale Formschluss,

der bei niedrigeren Zielfugendruckniveaus noch relativ symmetrisch ausgeprägt ist, immer geringer und asymmetrischer. Die erzeugten Fugendruckverteilungen aus *ANSYS Workbench* bei $p_{\text{ziel}} = 200 \dots 400$ MPa werden sehr gleichmäßig über die gesamte Nabengänge erreicht (Bild 5.19 b)). Exemplarisch ist auch eine nicht konvergierte Kontur bei einem Zielfugendruck von $p_{\text{ziel}} = 550$ MPa dargestellt, welcher aufgrund einer geringeren Fließspannung des betrachteten Wellenwerkstoffs 16MnCr5 nicht durchgängig erreicht wird.

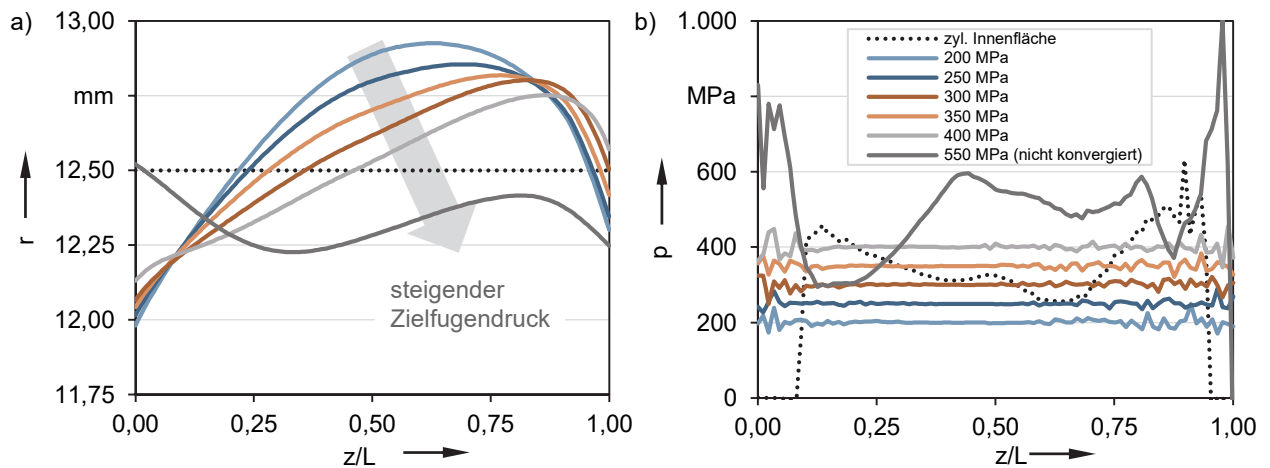


Bild 5.19: a) Nabenseitige Fügeflächenkonturen rotationssymmetrischer Q-WNV bei unterschiedlichen Fugendruckniveaus (Wellenwerkstoff 16MnCr5);
 b) dazugehörige Fugendruckverteilungen aus *ANSYS Workbench*

Für die experimentellen Untersuchungen dieser Arbeit wurden für die beiden Wellenwerkstoffe 16MnCr5 und 42CrMo4 (Im Folgenden: Kurzbezeichnung A und B) jeweils zwei Fügeflächenkonturen auf unterschiedlichen Fugendruckniveaus entwickelt (siehe Tabelle 5.3). Damit können die Einflüsse des Zielfugendrucks und der Festigkeit des Wellenwerkstoffs auf das Betriebsverhalten von Q-WNV analysiert und ein Vergleich zu zylindrischen Fügeflächen hergestellt werden.

Kontur	Wellenwerkstoff	Zielfugendruck [MPa]	Sicherheit gegen Fließen [-]
A-250	16MnCr5	250	1,8
A-350	16MnCr5	350	1,3
B-350	42CrMo4	350	1,7
B-450	42CrMo4	450	1,3

Tabelle 5.3: Entwickelte Fügeflächenkonturen für die experimentelle Untersuchung von rotationssymmetrischen Q-WNV

Das jeweils höhere Zielfugendruckniveau wurde bei einer maximalen Bauteilbelastung in Anlehnung an die Auslegung zylindrischer PV nach [DIN7190-1] und einem Sicherheitsfaktor gegen Fließen von ca. $S_f = 1,3$ festgelegt. Darüber hinaus wurde ein direkter

Vergleich der beiden Wellenwerkstoffe beim identischen Fugendruckniveau von 350 MPa sichergestellt.

Die Fügeflächenkonturen für die experimentellen Versuche (Bild 5.20) wurden aufgrund der Spezialisierung auf umformtechnische Anwendungsfälle mit dem FE-Berechnungssystem *DEFORM 2D* entwickelt. Auch hier ist die bereits beschriebene Abflachung der Konturen mit zunehmendem Zielfugendruckniveau zu erkennen. Der Einfluss der Festigkeit des Wellenwerkstoffs wird durch einen Vergleich der unterschiedlichen Konturen auf dem Fugendruckniveau 350 MPa ersichtlich. Hier führt der höherfeste Werkstoff 42CrMo4 zu einer balligeren Kontur B-350, die eine größere Ähnlichkeit zur Kontur A-250 bei 250 MPa aufweist als zur Kontur A-350 bei gleichem Fugendruckniveau.

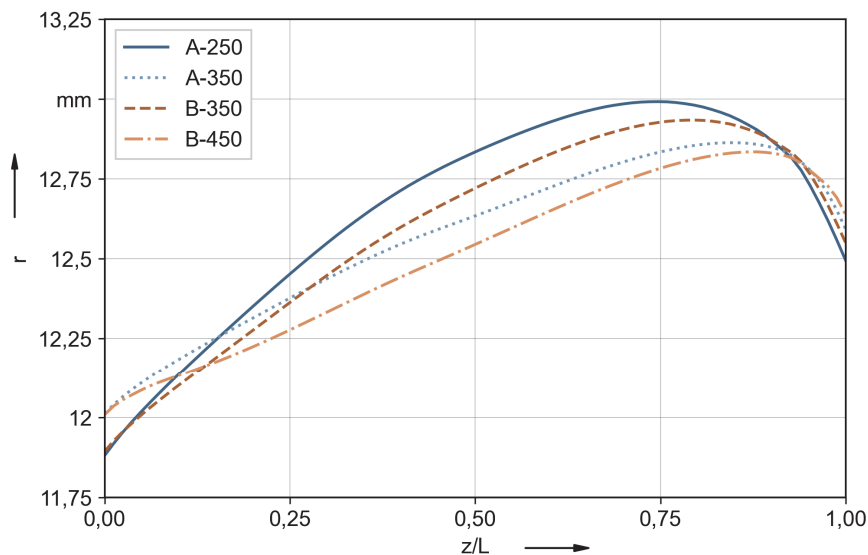


Bild 5.20: Fügeflächenkonturen für die experimentelle Untersuchung von rotationssymmetrischen Q-WNV mit Wellenwerkstoffen 16MnCr5 (A) und 42CrMo4 (B)

Die verschiedenen Konturen weisen insgesamt eine hohe Ähnlichkeit zueinander auf, was den grundsätzlichen Verlauf und die Position der Konturhochpunkte betrifft. Während die Radiusabweichung zwischen A-250 und B-450 mit ca. 0,3 mm in der Konturmitte insgesamt am höchsten ausfällt, ist die Differenz an den Nabenkanten und den Konturhochpunkten mit ca. 0,15 mm deutlich geringer, was für eine gute Vergleichbarkeit der verschiedenen Probenvarianten in den folgenden Untersuchungen spricht. Die Konturhochpunkte finden sich bei allen Konturen auf der wellenabgewandten Nabenseite, während die kleinsten Konturradien an der wellenzugewandten Nabenkante liegen, die auch den festigkeitskritischen Verbindungsquerschnitt darstellt. Dies ist dem Werkstofffluss der Welle geschuldet und ist aus Gründen der Vergleichbarkeit mit dem vorangegangenen Grundlagenprojekt [LIEWALD14; DÖRR16; FUNK17] unumgänglich. Eine Formanpassung

der Wellenrohlinge, die den kritischen Querschnitt vergrößert, birgt daher prinzipiell noch weitere Festigkeitspotenziale für Q-WNV.

5.3.2 Hypotrochoide Fügeflächen mit definierter Fugendruckverteilung

Die erweiterte Gestaltoptimierungsmethode ermöglicht es, vordefinierte Fugendruckverteilungen entlang der Profilsegmente am Hoch- und Tiefpunkt des hypotrochoiden Basisprofils U-2 zu erzeugen. Um die optimale Fugendruckverteilung zur Steigerung der Ermüdungsfestigkeit in Kap. 5.4 zu ermitteln, werden im vorliegenden Kapitel für beide Wellenwerkstoffe jeweils fünf 3D-Fügeflächen mit unterschiedlichen Zielfugendruckverteilungen entwickelt.

Wie in der Beschreibung der Optimierungsmethode (Kap. 5.1.2) erläutert, ist für einen funktionierenden Ablauf der Gestaltoptimierung eine vollständige Definition (Form und Höhe) des Zielfugendruckverlaufs $p_{1,\text{ziel}}(z)$ im Segment des Profilhochpunkts notwendig (siehe Bild 5.4), wo grundsätzlich der geringste Fugendruck bzw. größte Spalt innerhalb der Verbindung vorliegt. Das mittlere Zielfugendruckniveau $p_{1,\text{ziel},m}$ beeinflusst die Höhe des Fugendrucks in der gesamten Verbindung und damit die generelle Nabenbeanspruchung, weshalb dieser Wert anhand der maximal auftretenden Vergleichsspannung der Nabe begrenzt werden muss. Als Variationsmöglichkeiten stehen die Form der beiden axialen Fugendruckverteilungen $p_{1,\text{ziel}}(z)$ und $p_{2,\text{ziel}}(z)$ sowie die Höhe des mittleren Fugendruckniveaus $p_{1,\text{ziel},m}$ zur Verfügung, die zunächst auf der Grundlage verschiedener Vorüberlegungen und -simulationen ermittelt werden.

Erste Optimierungsläufe von 3D-Fügeflächen unter Variation des Zielfugendruckniveaus dienen als Grundlage für die Festlegung des Parameters $p_{1,\text{ziel},m}$, der für alle folgenden 3D-Fügeflächen unabhängig vom Wellenwerkstoff konstant gehalten wird. Ein Zielfugendruck von $p_{1,\text{ziel},m} = 80$ MPa wurde hierbei als höchster geeigneter Wert identifiziert, der für beide Wellenwerkstoffen zu einer akzeptablen Nabenbeanspruchung unterhalb der Streckgrenze führt, und wird daher für die weiteren Untersuchungen ausgewählt.

Aufgrund des hohen Rechenaufwands bei der iterativen Gestaltoptimierung von 3D-Fügeflächen (jeweils ca. fünf Tage Rechenzeit) ist die Anzahl der betrachteten Varianten im Rahmen dieser Arbeit stark begrenzt. Die Definition der Zielfugendruckverteilungen erfolgt daher unter sorgfältiger Berücksichtigung der bisher vorliegenden Erkenntnisse aus der Methodenentwicklung und der durchgeführten Beanspruchungssimulationen.

Bei der Festlegung der Zielfugendruckverteilungen standen zwei zentrale Überlegungen im Vordergrund. Zum einen zeigen die betrachteten RDB-Parameter bei der vorliegenden

Probengeometrie durchgängig starke Überhöhungen an der wellenzugewandten Nabenkante ($z = 0$), die bis zur Verbindungsmitte stark abnehmen (siehe z. B. Bild 4.20). In der wellenabgewandten Verbindungshälfte ist die Höhe der Schädigungsparameter deutlich geringer, so dass in diesem Bereich kein Bauteilversagen zu erwarten ist. Der stärkste Fokus der Optimierung wird daher auf die wellenzugewandte Nabenhälfte gelegt, insbesondere auf die unmittelbare Nähe der Nabenkante. Zum anderen weisen die RDB-Parameter starke Schwankungen in Umfangsrichtung auf, so dass es notwendig ist, die Fugendruckverteilung auch in Umfangsrichtung gezielt beeinflussen zu können. Hierbei stellt die Vorgabemöglichkeit eines konstanten Fugendruckniveaus entlang nur einer Mantellinie der Mitnehmer eine unbefriedigende Einschränkung dar.

Basierend auf diesen Überlegungen wird eine Zielfugendruckvorgabe mit variabler Verteilung in axialer Richtung gewählt, die eine Variation des Fugendruckniveaus an der Nabenkante ($z = 0$) unabhängig vom mittleren Zielfugendruckniveau ermöglicht. Dazu ist eine quadratische Änderung des Fugendrucks von der Verbindungsmitte in Richtung der wellenzugewandten Nabenkante vorgesehen (siehe Bild 5.21). Dieser Verlauf korreliert annähernd mit dem Anstieg der ausgewerteten RDB-Parameter und kann über die Vorgabe zweier Größen, des mittleren Fugendrucks

$$p_{\text{ziel,m}} = \frac{\int_0^L p_{\text{ziel}}(z) dz}{L} \quad (5.14)$$

und des Quotienten der Fugendruckwerte an den beiden Nabenkanten

$$q_{\text{p,ziel}} = \frac{p_{\text{ziel}}(0)}{p_{\text{ziel}}(L)} \quad (5.15)$$

vollständig definiert werden. Die Fugendruckvorgabe erfolgt getrennt für beide Profilsegmente am Hochpunkt (1) und Tiefpunkt (2), wobei nur am Profilhochpunkt das mittlere Fugendruckniveau $p_{1,\text{ziel,m}}$ definiert wird. Mit den beiden Quotienten $q_{\text{p},1,\text{ziel}}$ und $q_{\text{p},2,\text{ziel}}$ wird die Fugendruckhöhe an der Nabenkante im Bereich der Profilhoch- und Tiefpunkte beeinflusst, wodurch eine Variation in Umfangsrichtung möglich ist. Für beide untersuchten Wellenwerkstoffe werden jeweils fünf Kombinationen von Zielfugendruckverteilungen definiert, mit Fugendruckquotienten am Profiltiefpunkt im Bereich $q_{\text{p},2,\text{ziel}} = 0,75 \dots 1,25$ und am Profilhochpunkt im Bereich $q_{\text{p},1,\text{ziel}} = 1,0 \dots 2,0$.

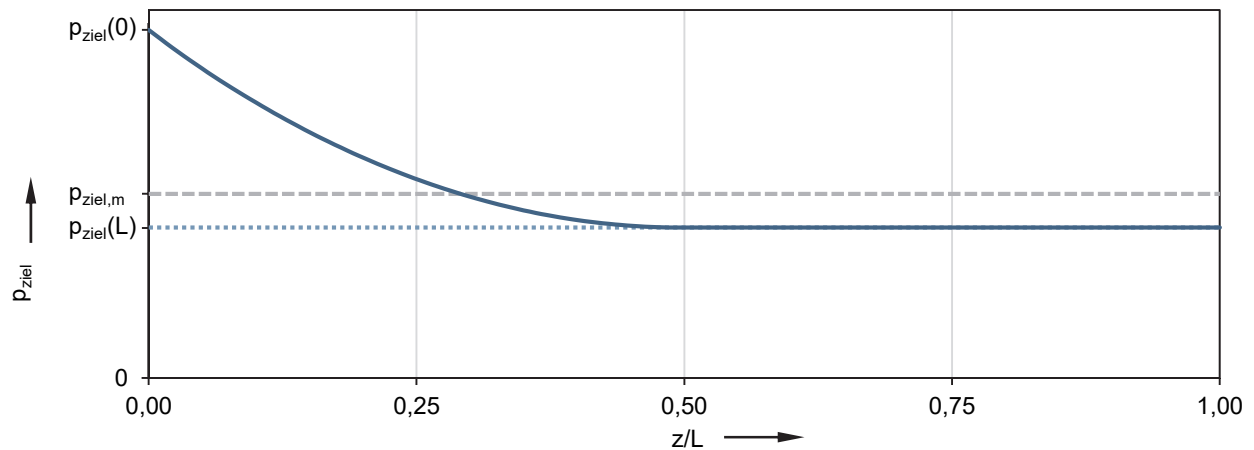


Bild 5.21: Schematischer Zielfugendruckverlauf über die Verbindungslänge L mit quadratischer Variation von der Verbindungsmitte in Richtung der wellenzugewandten Nabenkante bei $z = 0$

In Tabelle 5.4 sind jeweils fünf 3D-Fügeflächen für die Gestaltoptimierung mit der Kurzbezeichnung A-1...5 für Wellenwerkstoff 16MnCr5 sowie B-1...5 für 42CrMo4 aufgeführt.

Profiltyp	$p_{1,ziel,m}$ [MPa]	$q_{p,1,ziel}$ [-]	$q_{p,2,ziel}$ [-]
A-1, B-1	80,00	1,00	1,00
A-2, B-2	80,00	2,00	1,00
A-3, B-3	80,00	2,00	1,25
A-4, B-4	80,00	1,00	0,75
A-5, B-5	80,00	2,00	0,75

Tabelle 5.4: Zielfugendruckparameter für die Gestaltoptimierung von 3D-Fügeflächen

Die Fugendrucküberhöhung $q_{p,2,ziel}$ am Profiltiefpunkt wurde prinzipiell niedriger gewählt, da das Fugendruckniveau hier deutlich höher ausfällt und hohe Fugendruckwerte im Randbereich verstärkt zu unzulässigen Nabenbeanspruchungen führen. Der Einfluss einer Absenkung des Fugendrucks an der Nabenkante durch $q_{p,2,ziel} = 0,75$ ist in dieser Hinsicht sehr untersuchungswürdig. Aufgrund des geringen Fugendruckniveaus im Bereich des Profilhochpunkts wird bei der Definition von $q_{p,1,ziel}$ auf eine Absenkung des Verlaufs zur Nabenkante hin verzichtet und stattdessen eine stärkere Überhöhung im Vergleich zum Profiltiefpunkt betrachtet.

Zur Veranschaulichung der Ergebnisse der Gestaltoptimierung sind in Bild 5.22 exemplarisch die axialen Konturen zweier 3D-Fügeflächen mit den entsprechenden Fugendruckverteilungen dargestellt. Dabei wird eine hohe Variationsbreite der Ergebnisse durch die 16MnCr5-Variante A-4 mit abgesenktem Fugendruck an der Nabenkante ($z = 0$) und die 42CrMo4-Variante B-1 mit konstantem Zielfugendruck dargestellt. Hierbei ist deutlich das höhere Fugendruckniveau $p_2(z)$ des Profils B-1 zu erkennen, das durch den höherfesten Wellenwerkstoff 42CrMo4 verursacht wird.

An dieser Stelle ist zu erwähnen, dass die iterative Gestaltoptimierung aus Zeitgründen abgebrochen wurde, bevor eine vollständige Konvergenz des Fugendrucks an der wellenabgewandten Seite erreicht wurde (siehe Fugendruckabfall von $p_1(z)$ und Schwankung von $p_2(z)$ nahe $z = L$). Eine Konvergenz an dieser Stelle erfordert deutlich mehr Iterationen, die für diese Untersuchung keinen bedeutenden Mehrwert bieten.

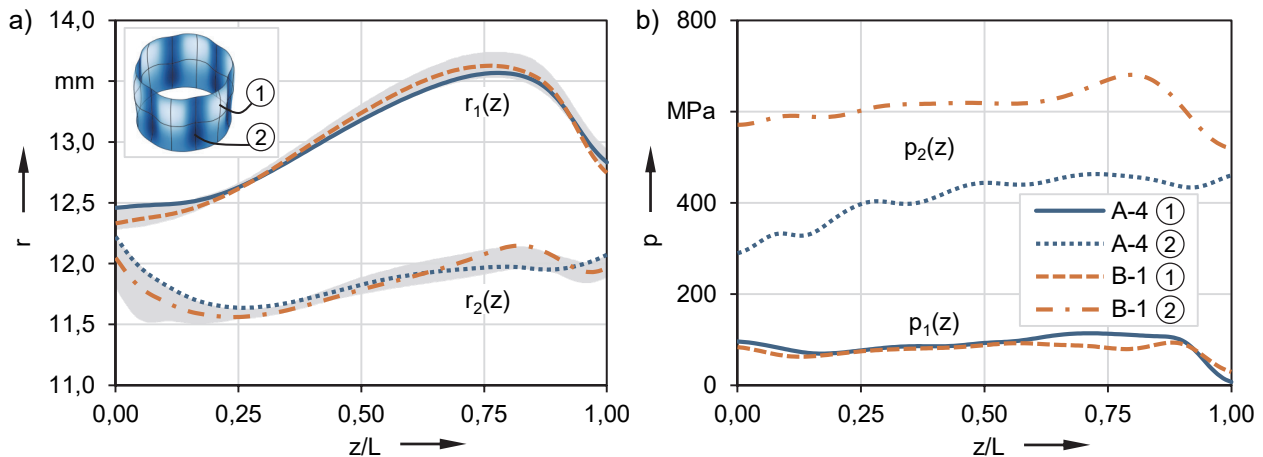


Bild 5.22: a) Axiale Konturen der 3D-Fügeflächen A-4 und B-1 sowie b) zugehörige Fugendruckverteilungen aus *ANSYS Workbench*

Einen schnellen Überblick über die Maßabweichungen zwischen den verschiedenen 3D-Fügeflächen liefert die Darstellung des eingeschlossenen Bereichs der Konturen $r_1(z)$ und $r_2(z)$ aller 3D-Profile als graue Hinterlegung in Bild 5.22 a). Eine vollständige Auflistung der erzeugten Konturpunkte ist in Anhang A.4 zu finden.

Wie die rotationssymmetrischen Fügeflächen weisen auch die unrunderen 3D-Fügeflächen eine hohe Ähnlichkeit der Konturverläufe auf, auch über verschiedene Fugendrucke und Wellenwerkstoffe hinweg. Während die Maßabweichung der Konturradien an der wellenzugewandten Nabenkante ($z = 0$) mit maximal ca. 0,4 mm höher als bei den rotationssymmetrischen Fügeflächen ausfällt (hier ca. 0,15 mm), sind die Abweichungen in der Verbindungsmitte und am Hochpunkt des 3D-Profils auf der Kontur $r_1(z)$ mit maximal ca. 0,2 mm geringer (im Vergleich zu ca. 0,3 mm). Die größere Variation der Konturen zur Nabenkante hin lässt sich gut mit den nichtlinearen Zielfugendruckverteilungen erklären, wohingegen die hohe Übereinstimmung der Konturen in der Verbindungsmitte und am Hochpunkt des 3D-Profils sehr bemerkenswert ist. Dies bildet eine gute Ausgangsbasis für möglichst allgemeingültige Gestaltungsregeln für 3D-Fügeflächen, wofür Kapitel 7 dieser Arbeit einen ersten Beitrag darstellt.

5.4 Ermittlung von 3D-Fügeflächen zur Steigerung der Ermüdungsfestigkeit

Nach der fugendruckorientierten Gestaltoptimierung im vorangegangenen Kapitel wird pro Wellenwerkstoff eine 3D-Fügefläche mit minimaler rechnerischer RDB für die Herstellung und experimentelle Untersuchung ermittelt. Beanspruchungssimulationen der erzeugten 3D-Fügeflächen in *ANSYS Workbench* und die Bewertung hinsichtlich verschiedener RDB-Parameter werden zunächst in Kap. 5.4.1 vorgestellt. Die anschließende Ermittlung von Zusammenhängen zwischen Zielfugendruck und Beanspruchungsparametern in Kap. 5.4.2 stellt einen wichtigen Übergang von der rein fugendruckorientierten Gestaltoptimierung zu einer beanspruchungsbasierten Ermittlung optimaler 3D-Fügeflächen für Q-WNV dar.

5.4.1 Beanspruchungsanalyse mit Hilfe der FEM

Zur Veranschaulichung des Einflusses der unterschiedlichen Fugendruckverteilungen auf die Bauteilbeanspruchung werden im Folgenden drei Übersichtsgrafiken gezeigt, die einen direkten Vergleich der Verteilung verschiedener Ergebnisgrößen aus der Beanspruchungssimulation ermöglichen. Drei ausgewählte 3D-Fügeflächen A-2, A-3 und A-4 werden mit dem Basisprofil U-2 als *extrudierte* 2,5D-Fügefläche verglichen, wobei die Reihenfolge von links nach rechts in Richtung einer zunehmenden Fugendrucküberhöhung am Profiltiefpunkt ($q_{p,2,ziel} = 0,75; 1,0; 1,25$) angeordnet ist. Ein Vergleich der Maximalwerte der Beanspruchungsparameter aller untersuchten 3D-Profile erfolgt nach der Darstellung ihrer Verteilung auf den Fügeflächen in Form von Säulendiagrammen.

Zunächst werden die tribologischen Kontaktergebnisse in Bild 5.23 auf je einem Mitnehmer der hypotrochoiden Profile dargestellt. Am stärksten fällt auf, dass die starken Fugendrucküberhöhungen an den Nabenkanten der 3D-Fügeflächen im Vergleich zum Basisprofil U-2 weitgehend eliminiert sind. Zudem lassen sich die unterschiedlichen Fugendruckniveaus im Bereich des Profiltiefpunkts ($z = 0, \varphi = 30^\circ$) gut erkennen, wenngleich die Unterschiede im Bereich des Profilhochpunkts ($z = 0, \varphi = 0^\circ$ bzw. 60°) in dieser Darstellung kaum hervortreten. Erwartungsgemäß nimmt die Höhe des Schlupfwegs, der sich hauptsächlich auf die Randbereiche der Verbindung konzentriert, mit zunehmendem Fugendruck ab. Die größte Relativbewegung ist zwar am Basisprofil U-2 zu beobachten, allerdings im Bereich ohne geschlossenem Bauteilkontakt ($\varphi = 0^\circ$ bzw. 60°). Durch gleichmäßigere Verteilung des Fugendrucks in Umfangsrichtung (3D-Profile A-2...4) tritt auch die Relativbewegung gleichmäßiger über den Umfang auf. Die flächenbezogene

Reibungsarbeit pro Lastwechsel konzentriert sich als Produkt aus Schlupfweg und Reibschubspannung ebenfalls auf den Randbereich, wobei ihre Höhe mit steigendem Fugendruck zunimmt, anstatt mit gleichzeitig sinkendem Schlupfweg abzunehmen. Dies deutet auf einen dominanten Einfluss des Fugendrucks auf die Höhe des tribologischen Anteils der RDB hin.

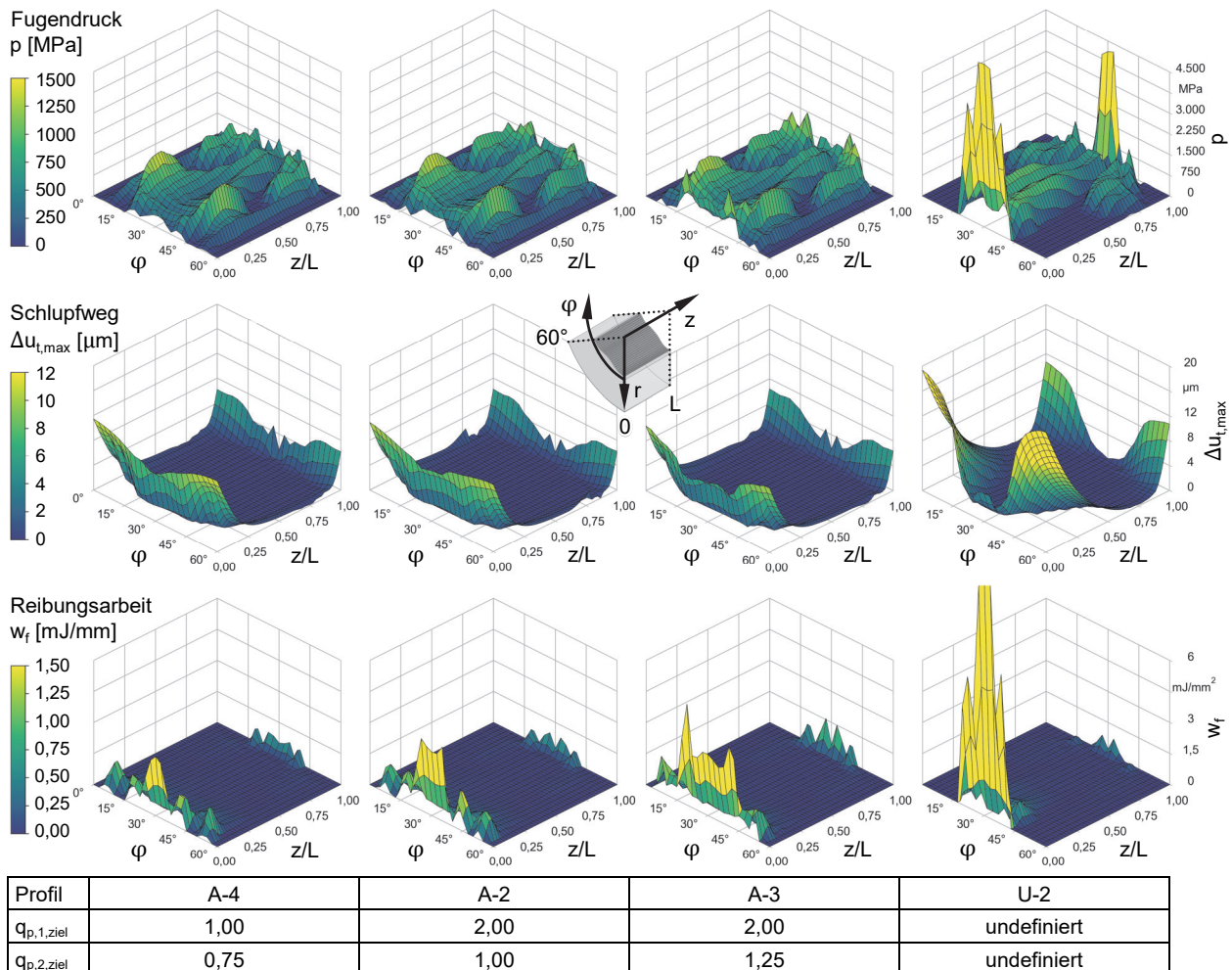


Bild 5.23: Kontaktergebnisse ($\varphi = 0\text{--}60^\circ$) der 3D-Fügeflächen A-4, A-2 und A-3 im Vergleich zum Basisprofil U-2 unter einer Torsionsbelastung von $M_{T,o} = 750 \text{ Nm}$

Eine Übersicht der Ergebnisse verschiedener RDB-Parameter ist in Bild 5.24 für die Nabe und Bild 5.25 für die Welle dargestellt. Neben den beiden Parametern der kritischen Schnittebene SWT und FS, wird der eFFDP jeweils in Kombination mit SWT und FS betrachtet. Auch die Verteilung des mFFDP wird als häufig verwendeter Parameter zur Bestimmung des Anrissorts bei WNV gezeigt. Ein besonderes Augenmerk bei der Auswertung wird auf den FS-Parameter gelegt, welcher bei der Voruntersuchung in Kap. 5.2.1 die beste Übereinstimmung mit dem experimentell ermittelten Versagensbild von Q-WNV mit dünnwandiger Nabe zeigte. Dennoch werden auch die übrigen RDB-

Parameter betrachtet, um einen finalen Abgleich mit experimentellen Schädigungsergebnissen in Kap. 6.4.2 zu ermöglichen.

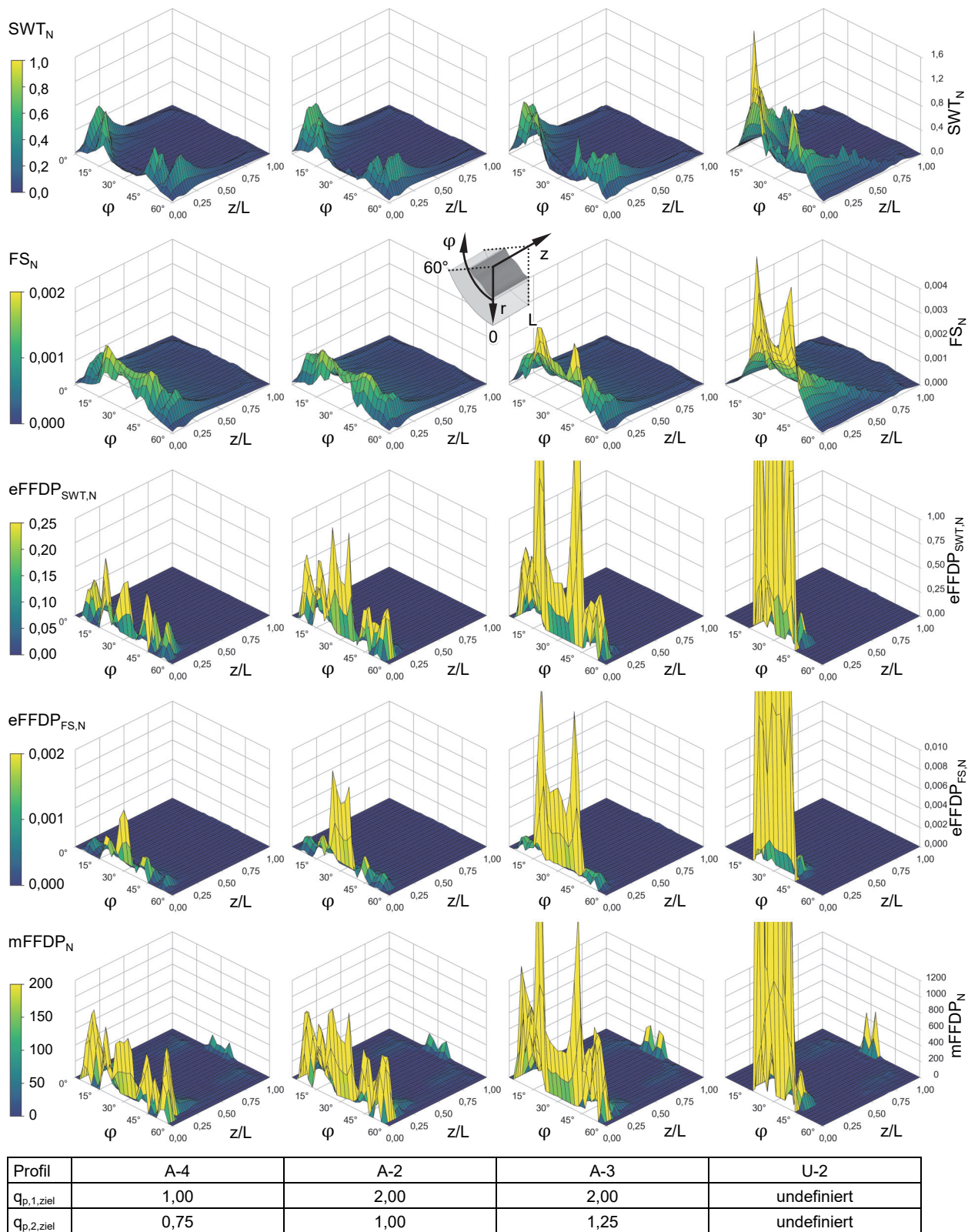


Bild 5.24: Nabenseitige RDB-Ergebnisse ($\varphi = 0\text{--}60^\circ$) der 3D-Fügeflächen A-4, A-2 und A-3 im Vergleich zum Basisprofil U-2 unter einer Torsionsbelastung von $M_{T,o} = 750 \text{ Nm}$

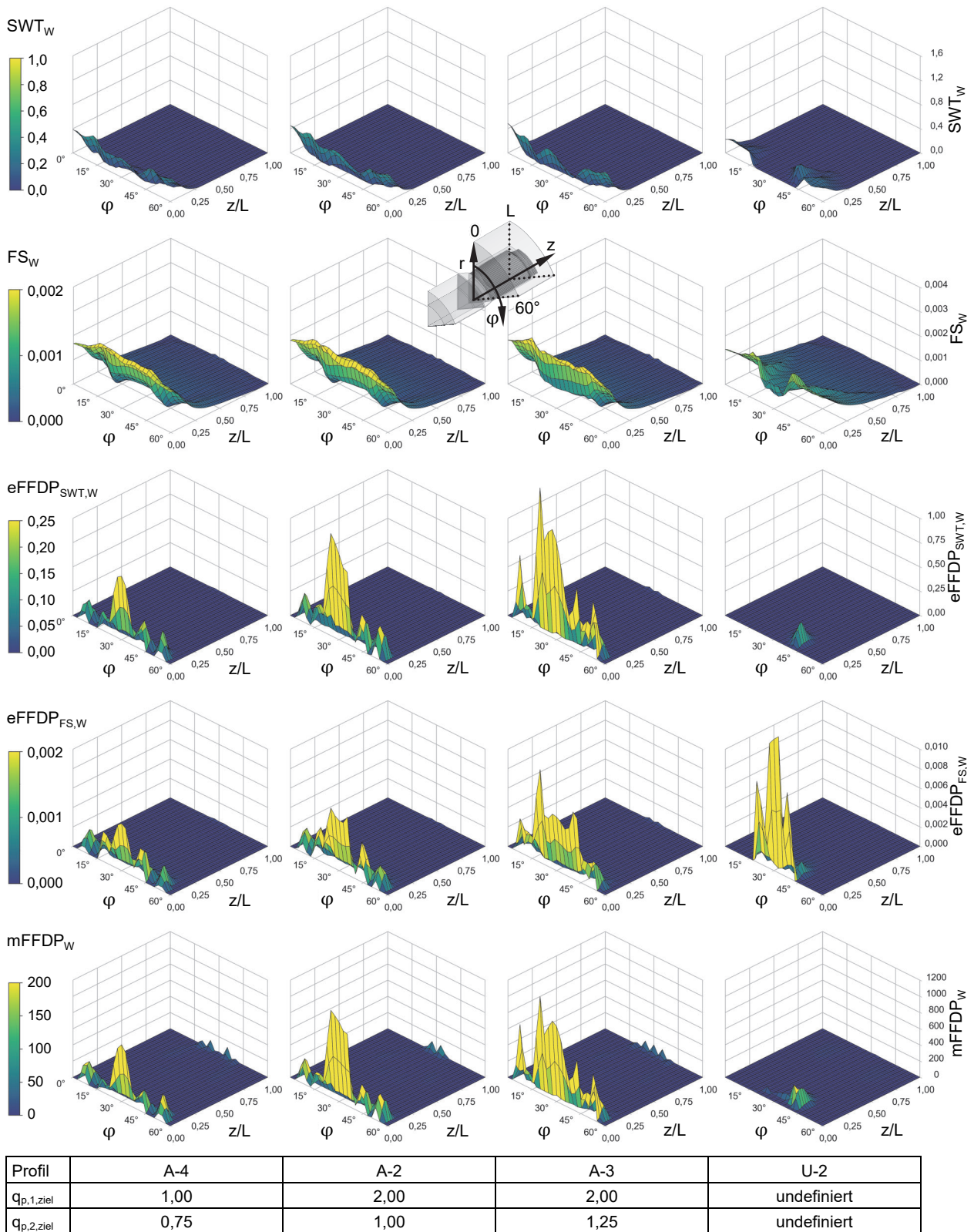


Bild 5.25: Wellenseitige RDB-Ergebnisse ($\varphi = 0-60^\circ$) der 3D-Fügeflächen A-4, A-2 und A-3 im Vergleich zum Basisprofil U-2 unter einer Torsionsbelastung von $M_{T,o} = 750 \text{ Nm}$

Bei gleichzeitiger Betrachtung der Wellen- und Nabenergebnisse zeigen sich signifikante Unterschiede zwischen der Naben- und Wellenbeanspruchung sowie dem jeweiligen Einfluss des Fugendrucks auf die Entwicklung bestimmter RDB-Parameter.

Während die FS-Verteilungen auf der Welle relativ gleichmäßig in Umfangsrichtung vorliegen, weist die Nabe wesentlich ungleichmäßigere Verteilungen mit hohen Spitzen auf, die sich im Bereich der Mitnehmerflanken befinden. Des Weiteren ist zu beobachten, dass sich die Änderung des FS-Parameters bei Erhöhung des Fugendrucks an Welle und Nabe unterschiedlich verhält. Steigt der Fugendruck an, fällt die Beanspruchung der Nabe zunächst leicht ab (minimaler Parameterwert bei A-2 mit konstantem Zielfugendruckverlauf am Profiltiefpunkt) und steigt bei $q_{p,2,ziel} > 1,0$ wieder stark an. Das Basisprofil U-2, mit dem höchsten Fugendruck an der Nabenkante, weist den größten Parameterwert auf. Bei der Welle hingegen ist bei steigendem Fugendruck ein leichter Anstieg des FS-Parameters zu beobachten, der beim Profil U-2 allerdings den geringsten Parameterwert im Vergleich zu den 3D-Profilen annimmt. Dieses Verhalten deutet auf einen Wechsel des kritischeren Beanspruchungsmechanismus vom Schubdehnungsanteil zum Normalspannungsanteil des FS-Parameters bei steigendem Fugendruck hin. Während ein hoher Fugendruck eine hohe Umfangsspannung in der Nabe bewirkt und dadurch den FS-Parameter ansteigen lässt, wird umgekehrt in der Welle eine hohe Druckspannung erzeugt, die zu einer Absenkung des FS-Parameters führt. Diese Beobachtung unterstreicht einmal mehr die hohe Komplexität der Beanspruchung von Q-WNV und die Notwendigkeit einer detaillierten numerischen Analyse.

Bei der Betrachtung des SWT-Parameters ist ein ähnliches Verhalten der Ergebnisse zu erkennen, das sich ebenfalls durch den dominierenden Einfluss der Normalspannung bzw. der Normaldehnung auf den Beanspruchungsparameter erklären lässt. Aus diesem Grund liegt die Wellenbeanspruchung, mit der vorherrschenden Druckspannung im Fügebereich, bei allen betrachteten Profilen unterhalb der Nabenbeanspruchung. Am deutlichsten ist der Unterschied zwischen Welle und Nabe am Basisprofil U-2, bei dem die höchste Fugendrucküberhöhung an der Nabenkante auftritt.

Die verschiedenen FFDP-Parameter zeigen aufgrund der berücksichtigten Reibungsarbeit eine sehr starke Konzentration der Beanspruchung an der wellenzugewandten Nabenkante und weisen gleichzeitig einen sehr inhomogenen Verlauf in Umfangsrichtung auf. Durch den Einfluss der spezifischen Reibungsarbeit führt eine Erhöhung des Fugendrucks bei allen 3D-Fügeflächen zu steigenden Parameterwerten sowohl an der Welle als auch an der Nabe. Ausnahmen sind die Parameter $eFFDP_{SWT}$ und $mFFDP$ an der

Welle mit Basisprofil U-2. Hier führt die starke Fugendrucküberhöhung an der Nabenkante trotz des hohen Anteils der Reibungsarbeit zu einer Absenkung der Parameterwerte. Dies macht den $eFFDP_{SWT}$ zum einzigen untersuchten RDB-Parameter an der Welle, der am Basisprofil U-2 einen höheren Wert als an den 3D-Profilen aufweist, während dies an der Nabe für alle RDB-Parameter zutrifft.

In Bild 5.26 sind die Ergebnisse der untersuchten Fügeflächen mit dem Wellenwerkstoff 16MnCr5 zusammengefasst, wobei die Ergebnisse der 3D-Profile auf die maximal auftretenden Parameterwerte (für alle Parameter: Nabenbeanspruchung U-2) normiert wurden. Auch hier sind die Ergebnisse wieder von links nach rechts nach ansteigender Fugendrucküberhöhung am Profiltiefpunkt sortiert. Bild 5.27 zeigt in analoger Weise die RDB-Ergebnisse der Fügeflächen mit dem härtesten Wellenwerkstoff 42CrMo4.

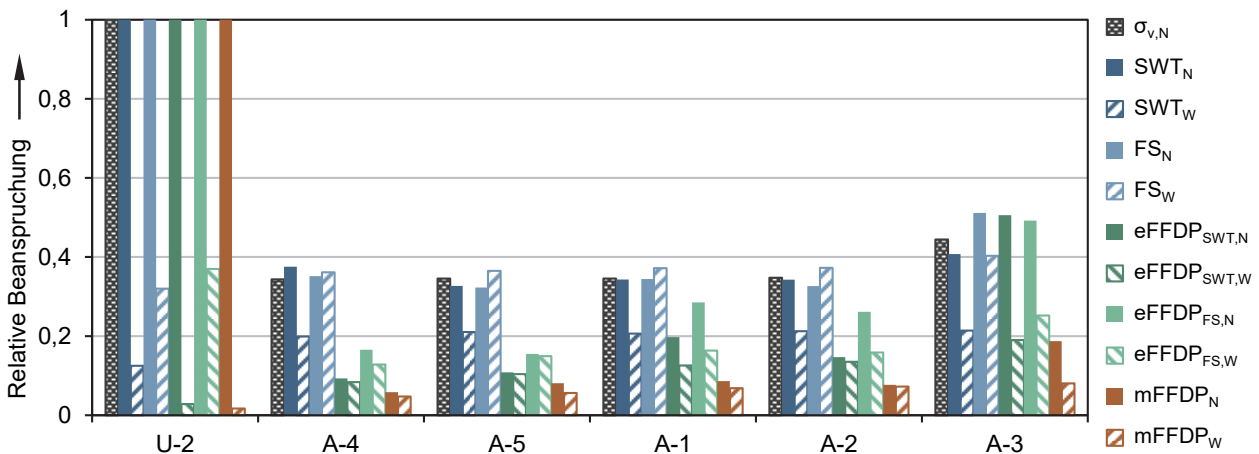


Bild 5.26: Normierte Maximalwerte verschiedener RDB-Parameter an Q-WNV mit 3D-Fügeflächen und Wellenwerkstoff 16MnCr5

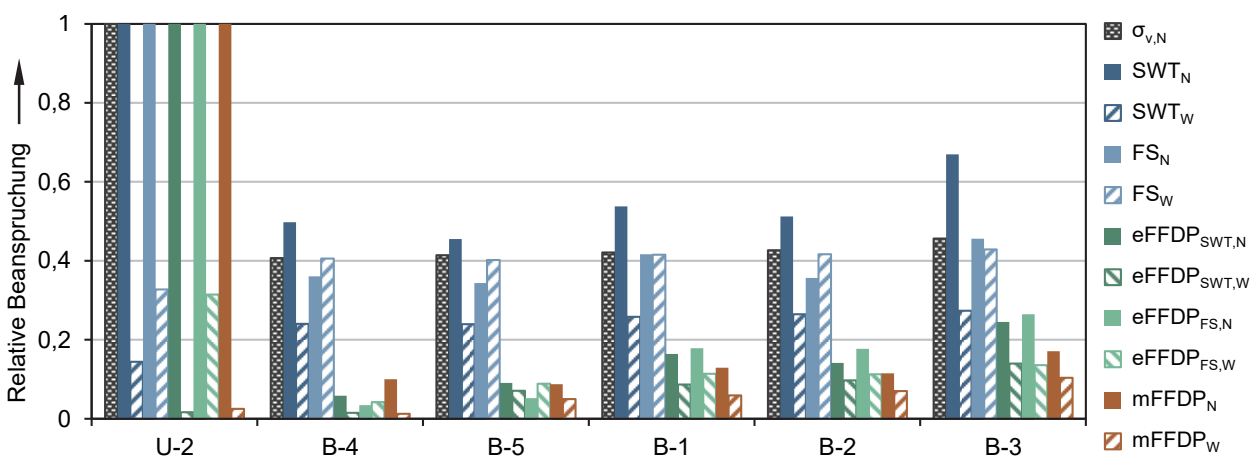


Bild 5.27: Normierte Maximalwerte verschiedener RDB-Parameter an Q-WNV mit 3D-Fügeflächen und Wellenwerkstoff 42CrMo4

Im nachfolgenden Kapitel werden die ermittelten Ergebnisse weiter in Beziehung zueinander gesetzt und als Grundlage für die Auswahl vorteilhafter 3D-Fügeflächen herangezogen. Die simulierten Verteilungen der RDB-Parameter bieten einen bisher beispiellosen Einblick in die Beanspruchung von Q-WNV und ermöglichen damit eine fundierte Interpretation der Schadensbilder aus experimentellen Dauerlaufversuchen in Kap. 6.4.1. Hierbei wird untersucht, inwieweit sich die getroffenen Annahmen unter realen Bedingungen bestätigen und welche Rückschlüsse aus experimentellen Schädigungsergebnissen auf die Auswahl geeigneter RDB-Parameter gezogen werden können.

5.4.2 Auswahl vorteilhafter 3D-Fügeflächen mit geringer rechnerischer RDB

Im Folgenden wird die Auswahl von vielversprechenden Fügeflächenvarianten zur Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit von Q-WNV beschrieben. Basierend auf den Voruntersuchungen in Kap. 5.2 wird die Auswahl anhand der Zielgrößen *Vergleichsspannung der Nabe* sowie *FS-Parameter an Nabe und Welle* getroffen. Die Maximalwerte der untersuchten Profilvarianten sind in Bild 5.28 in Abhängigkeit der Fugendrucküberhöhung am Profiltiefpunkt $q_{p,2,ziel}$ für beide untersuchten Wellenwerkstoffe dargestellt.

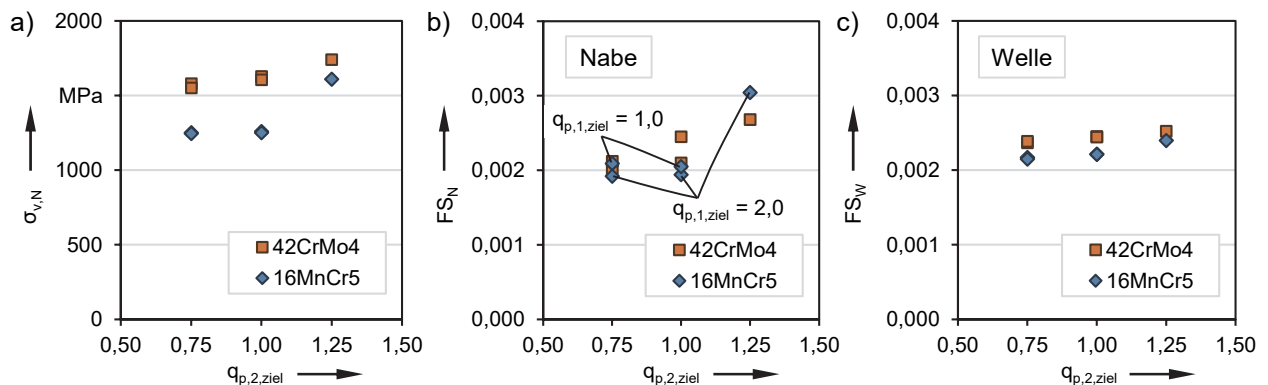


Bild 5.28: Maximale Beanspruchungswerte über der Fugendrucküberhöhung am Profiltiefpunkt für verschiedene Wellenwerkstoffe: a) Vergleichsspannung der Nabe; b) FS-Parameter der Nabe; c) FS-Parameter der Welle

Aus den Daten lässt sich ein Trend zur Abnahme der Nabenspannung und der FS-Parameter in Richtung niedrigerer Fugendruckniveaus erkennen. Eine Ausnahme bildet die Nabenspannung bei 16MnCr5 mit stagnierender Vergleichsspannung bzw. leicht ansteigendem FS-Parameter bei $q_{p,2,ziel} < 1,0$. Durch die geringe Abweichung der Beanspruchungen bei gleichem Wellenwerkstoff und $q_{p,2,ziel}$ lässt sich zudem erkennen, dass der Einfluss der Spannungsüberhöhung $q_{p,1,ziel}$ am Profilhochpunkt nahezu vernachlässigbar ist. Allerdings weisen die Profile mit einer Fugendrucküberhöhung von

$q_{p,1,ziel} = 2,0$ im Vergleich zu 1,0 durchweg niedrigere FS-Parameter an der Nabe auf (siehe Bild 5.28 b)).

Die folgenden Streudiagramme zeigen die Verteilung der Datenpunkte im Parameterfeld der FS-Ergebnisse an Nabe und Welle (Bild 5.29 a)) bzw. im Parameterfeld des FS-Parameters und der Vergleichsspannung der Nabe (Bild 5.29 b)). Das vorliegende Optimierungsproblem wird durch die Minimierung der FS-Werte an Welle und Nabe definiert, wobei auf ein ausgewogenes Verhältnis zwischen Wellen- und Nabenbeanspruchung geachtet wird. Dies kann als Minimierung einer Zielfunktion in Form der Maximumsnorm des FS-Parameters ausgedrückt werden. Als Nebenziel wird eine minimale Vergleichsspannung der Nabe definiert, wobei ein Überschreiten der Streckgrenze des Nabenwerkstoffs von $\sigma_{v,N,grenz} = R_{p0,2,N}$ als Ausschlusskriterium gilt. Die grafische Interpretation der Zielfunktionen als gestrichelte Linien sowie die ermittelten optimalen Profilvarianten sind jeweils in den Streudiagrammen hervorgehoben.

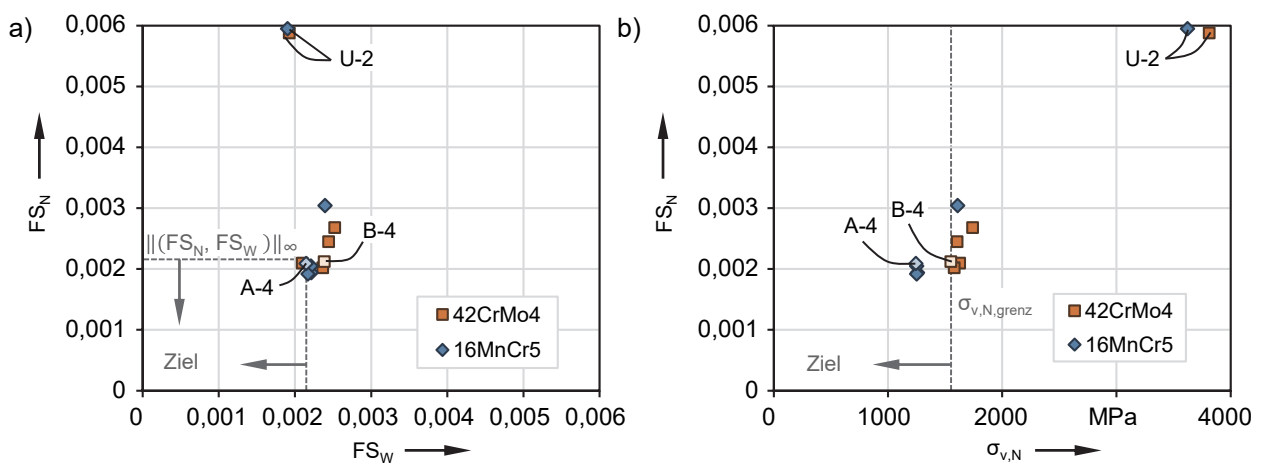


Bild 5.29: Streudiagramme der Beanspruchungswerte: a) FS-Parameter an der Nabe vs. Welle; b) FS-Parameter an der Nabe vs. Vergleichsspannung der Nabe

Die optimalen Fügeflächen unter Berücksichtigung der Zielfunktionen sind für beide Wellenwerkstoffe jeweils die Variante mit Überhöhungsfaktoren der Fugendruckverteilung $q_{p,1,ziel} = 1,0$ und $q_{p,2,ziel} = 0,75$, so dass die Profilvarianten A-4 und B-4 für die weiteren Untersuchungen ausgewählt werden. A-4 zeigt sowohl die geringste Gesamtbeanspruchung der FS-Parameter als auch die geringste Vergleichsspannung der Nabe, während B-4 als einzige Fügefläche der B-Reihe mit der Nabenspannung unterhalb der Streckgrenze liegt.

Insgesamt liegen die Ergebnisse aller optimierten 3D-Fügeflächen nahe beieinander und zeigen durchweg eine deutliche Verbesserung der rechnerischen RDB im Vergleich zum

Basisprofil U-2. Die Ergebnisse bestätigen die Zweckmäßigkeit der fugendruckorientierten Gestaltoptimierung und des gewählten Ansatzes zur Variation der Zielfugendruckverteilungen und lassen eine signifikante Steigerung der Ermüdungsfestigkeit unter zyklischer Torsion erwarten. Diese wird in Kap. 6.4 anhand der Torsionsdauerfestigkeit im Vergleich zum Basisprofil U-2 ermittelt. Ohne Berücksichtigung eines möglichen Werkstoffeinflusses lässt sich aus den Beanspruchungsergebnissen eine höhere Ermüdungsfestigkeit des Profils A-4 im Vergleich zu B-4 erwarten. Zum einen liegen für A-4 leicht bessere FS-Parameterwerte an Welle und Nabe vor und zum anderen liegt die maximale Vergleichsspannung der Nabe bereits sehr nahe an der Dehngrenze des Nabenwerkstoffs. In Bild 5.30 sind die 3D-Fügeflächen A-4, B-4 sowie das Basisprofil U-2 dargestellt.

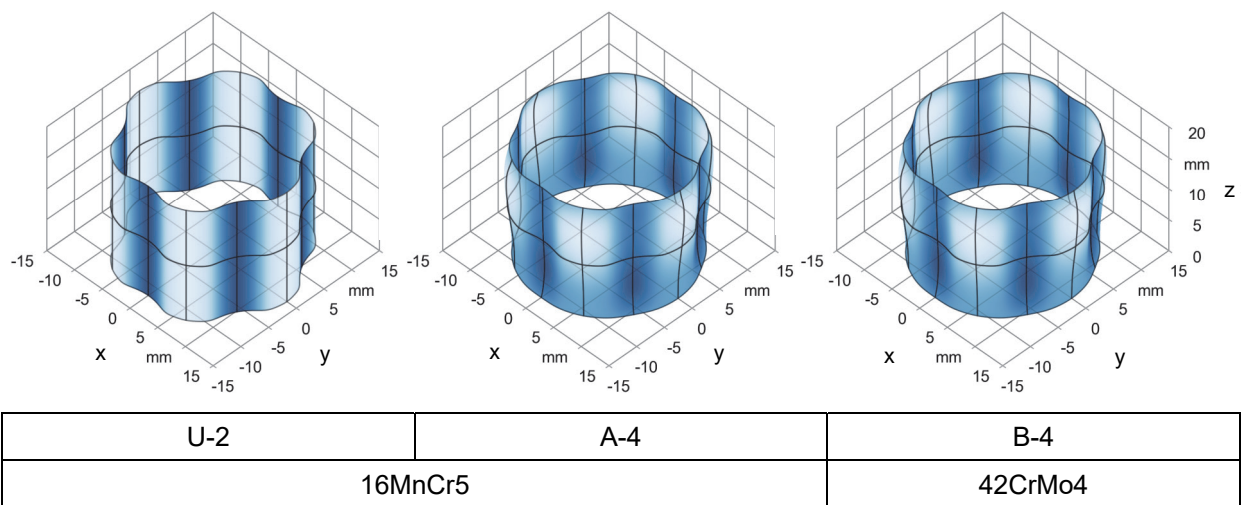


Bild 5.30: Ausgewählte Fügeflächenvarianten für die experimentelle Untersuchung von Q-WNV mit hypotrochoiden Fügeflächen (H-T02) mit zugeordneten Wellenwerkstoffen

6 Validierung des Analysemodells und Untersuchung des Betriebsverhaltens

Im Rahmen dieses Kapitels erfolgt erstmals die Übertragung der entwickelten Fügeflächen aus Kap. 5 in experimentelle Laborversuche. Das Hauptziel besteht darin, die numerischen Analysemodelle der Q-WNV zu validieren und eine Kalibrierung der Modellparameter durchzuführen. Dabei liegt der Schwerpunkt auf der Bestimmung der Bauteilverformung, des Fugendrucks im gefügten Zustand sowie der Reibwerte der Verbindung. Um die Gestaltoptimierung der 3D-Fügeflächen mit Hilfe eines kalibrierten Analysemodells zu ermöglichen, wurden zunächst die rotationssymmetrischen Fügeflächen hergestellt, gefügt und analysiert. Die aufgestellte Forschungshypothese wird abschließend anhand von Dauerlaufversuchen unter schwellender Torsion überprüft, um die erhöhte Dauerfestigkeit von Q-WNV mit 3D-Fügeflächen nachzuweisen. Ein zusätzlicher Schwerpunkt liegt auf dem Vergleich der auftretenden Schädigungsbilder mit den rechnerischen Bewertungsparametern der RDB.

6.1 Probenherstellung und -vermessung

Für die verschiedenen Untersuchungszwecke dieser Arbeit wurden zahlreiche Wellen- und Nabenrohlinge sowohl in der einfachen als auch in der erweiterten Variante hergestellt. Die Fügeflächen umfassen sowohl rotationssymmetrische als auch unrunde Profile, jeweils mit und ohne axialen Hinterschnitt. Die Geometriedaten im STEP-Format, die für die Fertigung verwendet wurden, basieren auf der Vorgehensweise aus Kap. 4.1.4. Eine Beschreibung der Probenfertigung und eine Übersicht der gefertigten Proben mit den zugeordneten Versuchen sind in Kapitel 6.1.1 zu finden, während die Messmethodik und Ergebnisse der Bauteilmessungen in den Kapiteln 6.1.2 – 6.1.4 präsentiert werden. Die eigentlichen Fügeversuche wurden an einer hydraulischen Presse mit maximaler Presskraft von $F_{\max} = 6.000 \text{ kN}$ am IFU durchgeführt, was jedoch nicht im Rahmen dieser Arbeit behandelt wird. Stattdessen wird auf die parallel entstandene Arbeit von Meißner [MEIßNER23] verwiesen, die eine detaillierte Beschreibung und Analyse des Fügeprozesses enthält. Gleichwohl werden die gefügten Probenkörper für die weiteren experimentellen Untersuchungen dieser Arbeit verwendet und umfassend analysiert.

6.1.1 Herstellung der Probenkörper

Zur Herstellung der Probenrohlinge werden ausschließlich CNC-Drehverfahren gewählt. Dies ermöglicht eine wirtschaftliche Produktion für zukünftige Anwendungsszenarien mit mittleren bis hohen Stückzahlen und schließt verfahrensbedingte Oberflächeneinflüsse zwischen verschiedenen Profilvarianten aus. Tabelle 6.1 bietet einen Überblick über die hergestellten Proben und ihre jeweiligen Untersuchungszwecke. Neben dem verwendeten Wellenwerkstoff (A: 16MnCr5, B: 42CrMo4) und der gefertigten Stückzahl wird auch die gemittelte Rautiefe R_z im Fügebereich angegeben. Eine detaillierte Auflistung aller untersuchten Proben mit eindeutigen Probenbezeichnungen befindet sich in Anhang A.5.

	Naben (rotationssymmetrische Fügeflächen)						Naben (unrunde Fügeflächen)				Wellen				
	Profilvariante) Referenz	Zyl.	A-250	A-350	B-350	B-450	PV*	U-2	A-4	B-4	ZV*	-		PV*	ZV*
	Für Wellenwerkstoff	A/B	A	A	B	B	A	A	A	B	A	A	B	A	A
Einfache Proben	Anzahl	14	6	5	6	7	-	7	10	9	-	34	30	-	-
	Rauheit R_z [μm]	6,4	5,6	5,7	5,4	5,8	-	6,9	9,1	7,9	-	9,9	8,4	-	-
	Untersuchungszweck	- Verformung, Fugendruck, Formfüllung (Kap. 6.2) - Axialkraft (Kap. 6.3) - Reibwert in Axialrichtung (Kap.6.3)						- Verformung, Fugendruck, Formfüllung (Kap. 6.2) - Axialkraft (Kap. 6.3)				siehe Naben			
Erweiterte Proben	Anzahl	5	5	3	5	3	5	16	15	18	12	42	28	5	12
	Rauheit R_z [μm]	5,1	5,1	5,0	5,8	4,4	1,3	7,4	6,2	6,8	11,3	13,2	13,4	1,4	3,3
	Untersuchungszweck	- Statische Torsion (Kap. 6.3) - Reibwert in Umfangsrichtung (Kap.6.3)						- Statische Torsion (Kap. 6.3) - Dauerfestigkeit Torsion (Kap. 6.4) - RDB (Kap 6.5)				siehe Naben			

Tabelle 6.1: Gefertigte Probenvarianten mit jeweiligen Untersuchungszwecken

Die Probenherstellung erfolgte größtenteils auf einem CNC-Drehbearbeitungszentrum der Institutswerkstatt des IFU, welches auch zur Herstellung der rotationssymmetrischen Fügeflächen mit axialem Hinterschnitt eingesetzt wurde. Die unrunder Fügeprofile, die auf komplexen Trochoiden basieren, wurden mit Hilfe des oszillierenden Unrunddrehverfahrens der *J.G. WEISSER SÖHNE GmbH & Co. KG* hergestellt. Dabei kommt ein radial oszillierendes Werkzeugsystem zum Einsatz, das eine synchrone Lageregelung zum drehenden Werkstück aufweist und komplexe zyklische Geometrien erzeugen kann.

Die Oberflächenmessungen nach [DIN21920-3] wurden am IKTD mit dem Rauheitsmessgerät *Hommel-Etamic T8000* durchgeführt. Für jede Fügeflächenvariante wurden zufällig drei Naben ausgewählt und an jeweils sechs über den Umfang verteilten Stellen

vermessen. Charakteristisches Messprotokolle der Fügeflächenvarianten sind in Anhang A.6 zu finden.

Um einen wirtschaftlichen Fertigungsablauf zu gewährleisten, wurden die Fügeflächen im weichgeglühten Zustand der Nabe vor der abschließenden Wärmebehandlung auf eine Härte von 52 +/-2 HRC fertigbearbeitet. Dadurch wird ein zeitaufwändiger Hartbearbeitungsschritt eingespart, insbesondere bei unrunder Fügeflächen, die eine präzise Winkelausrichtung erfordern. Der beobachtete Härteverzug im *vorangegangenen Grundlagenprojekt* bei der Wärmebehandlung dünnwandiger Naben (siehe [FUNK17, S. 133]) tritt bei den vorliegenden Nabenwanddicken innerhalb der Messgenauigkeit auf und wird deshalb vernachlässigt. Die folgenden Messungen der Fügeflächen beziehen sich daher auf den gehärteten Zustand.

Die Fügeflächen der Referenzverbindungen (Zahnwellenverbindung (ZV) für dynamische Torsion sowie thermisch gefügter Pressverband (PV) für statische Torsion) wurden abweichend von den Q-WNV nicht durch Drehbearbeitung, sondern mit geeigneteren Verfahren hergestellt. Während die Verzahnung aus wirtschaftlichen Gründen durch Wälzfräsen der Welle und Erodieren der Nabe gefertigt wurde, kam für die Pressverbände ein Rundschleifprozess zum Einsatz. Bei allen eingesetzten Fertigungsverfahren wurden praxisübliche Herstellbedingungen zugrunde gelegt, um eine bestmögliche Übertragbarkeit der Versuchsergebnisse auf reale Anwendungen zu gewährleisten.

6.1.2 Maßabweichung der Wellen und Naben

Die gefertigten Proben wurden am IKTD an einer taktilen Koordinatenmessmaschine (KMM) ZEISS PRISMO mit VAST-gold-Messkopf vermessen, die eine Antastgenauigkeit von weniger als 2 µm aufweist. Alle Wellen und Naben wurden einer Messung der Bauteilhöhen sowie der Durchmesser (Welle außen, Nabe außen und innen) auf jeweils vier Höhenlinien unterzogen. Dadurch können Toleranzeinflüsse bei den Fügeversuchen durch Bauteilpaarung weitgehend ausgeschlossen und die elastische Aufweitung der Nabe durch das Fügen bestimmt werden. Die Gesamtlänge L_w der Wellen wurde per Höhenmesstaster am IFU ermittelt.

Die Durchmesserermittlung der Wellen im Fügebereich bei $D_w = 22$ mm ist in Bild 6.1 a) skizziert. Bild 6.1 b) und c) zeigen die Auswertung der gemittelten Maßabweichung in Form von Box-Plots (ohne Darstellung von Ausreißern).

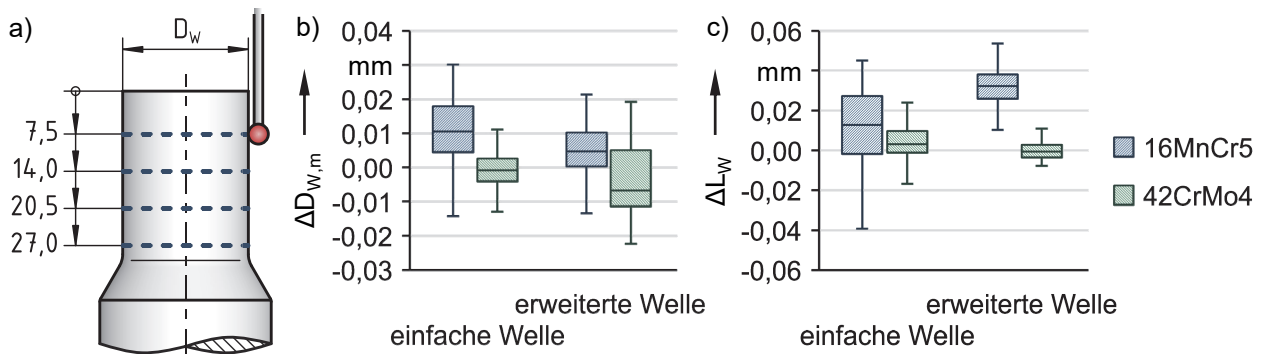


Bild 6.1: a) Durchmesserermittlung, b) mittlere Durchmesserabweichung im Fügebereich und c) Längenabweichung der Wellenrohlinge

Die Durchmesser der Nabenaußenflächen wurden im Fügebereich ($D_N = 50$ mm) an der KMM vermessen (siehe Bild 6.2 a)). Bild 6.2 b) zeigt die Auswertung der gemittelten Durchmesserabweichung aller hergestellten Naben.

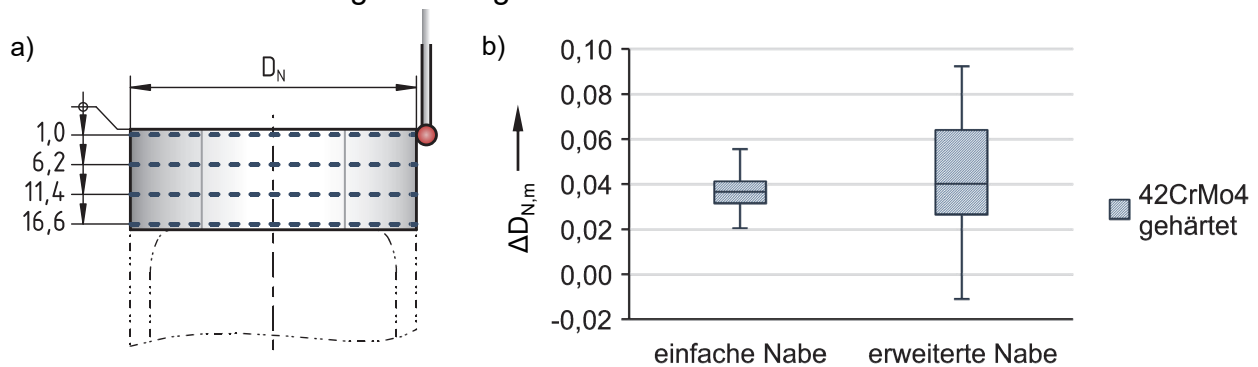


Bild 6.2: a) Durchmesserermittlung und b) mittlere Abweichung des Nabenaußendurchmessers im Fügebereich

Die Durchmesserabweichung der Wellen im Fügebereich liegt zwischen $-0,02$ mm und $+0,03$ mm für beide Wellenwerkstoffe, während die Längenabweichung zwischen $-0,04$ mm und $+0,05$ mm beträgt. Die Durchmesser der Nabenaußenflächen weisen Abweichungen von $+0,02$ mm bis $+0,06$ mm bei einfachen Naben und von $-0,01$ mm bis $+0,09$ mm bei erweiterten Naben auf.

Damit liegen die Maßabweichungen in der Größenordnung der ISO-Toleranzklassen IT8 – IT10 und entsprechen den üblichen Toleranzanforderungen für Funktionsflächen, die keine Passflächen darstellen.

6.1.3 Maß- und Formabweichung der rotationssymmetrischen Fügeflächen

Analog zu den Nabenaußenflächen wurden auch die Durchmesser der Fügeflächen an vier Höhenlinien entlang des Umfangs vermessen, um die Maßabweichung $\Delta d_{N,j}$ zu ermitteln (siehe Bild 6.3 a)). Bei den rotationssymmetrischen Fügeflächen mit axialem

Hinterschnitt (A- und B-Varianten) wird die Durchmesserabweichung $\Delta d_{N,j}$ einer Höhenlinie j als Abweichung der Messwerte vom Sollmaß $d_N(z_j)$ an der jeweiligen Position z_j bestimmt. Bild 6.3 b) zeigt die Auswertung der mittleren Maßabweichung $\Delta d_{N,m}$ (Mittelwert über alle Höhenlinien) der rotationssymmetrischen Fügeflächenvarianten.

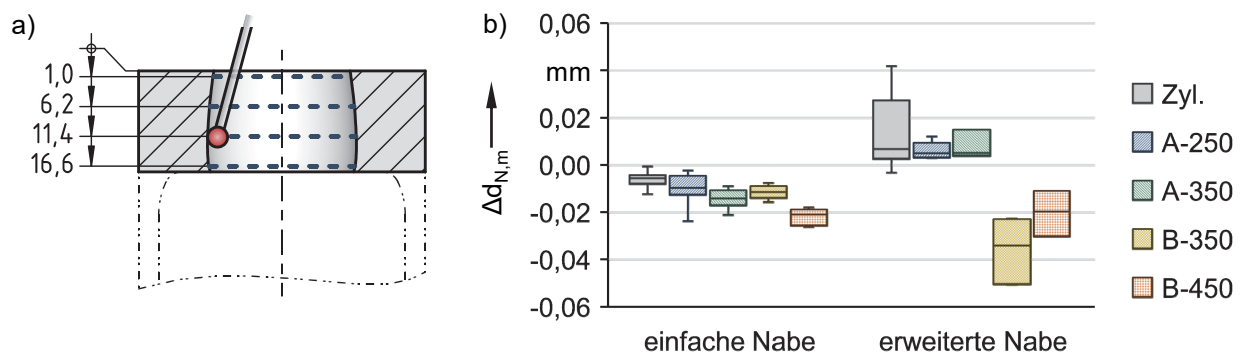


Bild 6.3: a) Durchmesserermittlung und b) mittlere Durchmesserabweichung der rotationssymmetrischen Fügeflächen

Die Durchmesser der rotationssymmetrischen Fügeflächen weisen an den einfachen Naben Abweichungen im Bereich von -0,03 mm bis ± 0 mm auf, während die Spannweite der einzelnen Varianten zwischen 0,01 mm und 0,02 mm liegt. Die erweiterten Naben zeigen hingegen höhere Abweichungen, mit Werten zwischen -0,05 mm und +0,04 mm, und die Spannweite der Fügeflächenvarianten beträgt jeweils zwischen 0,01 mm und 0,05 mm.

Die Ergebnisse der einfachen Naben zeigen, dass die Herstellung der konturierten Fügeflächen auf herkömmlichen CNC-Bearbeitungsmaschinen die Genauigkeit der ISO-Toleranzklassen IT6 – IT7 erreichen kann, die den Toleranzanforderungen für Passflächen entspricht. Die Abweichungen der erweiterten Naben befinden sich größtenteils innerhalb der Toleranzklassen IT8 – IT10, was für den vorliegenden Anwendungszweck eine ausreichende Genauigkeit darstellt.

Zur Analyse der Formabweichung und Generierung von Messdaten für die Geometrietrückführung in Kapitel 6.2.3 wurden einzelne Naben jeder Fügeflächenvariante einer umfangreichen Formmessung unterzogen. Die rotationssymmetrischen Fügeflächen wurden mittels KMM an 24 über den Umfang verteilten Mantellinien vermessen.

Für diese Messung wurde ein Tastsystem mit drei schräg angeordneten Kugeltastern in 120°-Teilung verwendet, um alle erforderlichen Messpunkte auf den balligen Fügeflächen kollisionsfrei abzutasten (siehe Bild 6.4 a)). In Bild 6.4 b) werden zwei exemplarische Konturabweichungen der Varianten A-250 und B-450 dargestellt, die den Mittelwert der radialen Abweichung aller gemessenen Mantellinien repräsentieren.

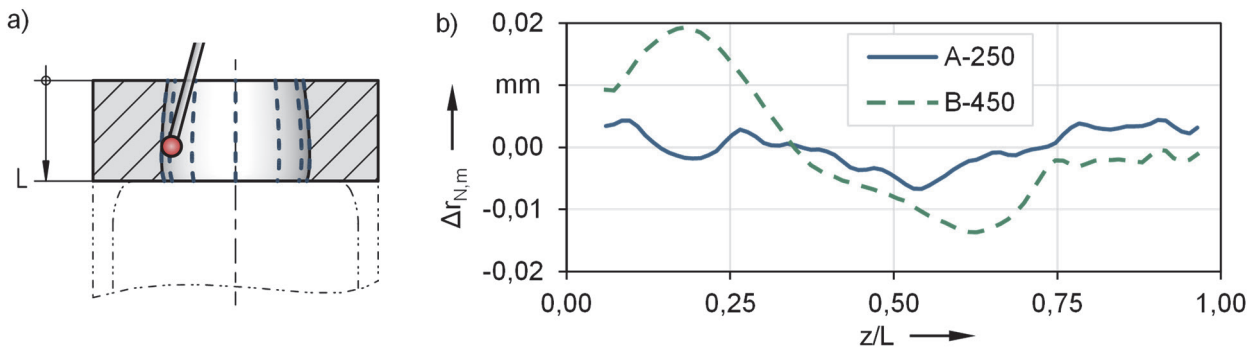


Bild 6.4: a) Messprinzip der Mantellinien; b) mittlere radiale Konturabweichung an den Fügeflächen der Naben 46 (A-250) und 55 (B-450)

Die Gesamtformabweichungen aller vermessenen Konturen liegen zwischen 0,01 mm und 0,04 mm und damit in der Größenordnung der beobachteten Maßabweichungen.

6.1.4 Maß- und Formabweichung der 3D-Fügeflächen

Die Maßabweichung der 3D-Fügeflächen wird ebenfalls durch die Vermessung von vier Höhenlinien entlang des Umfangs ermittelt (siehe Bild 6.5 a)). Um eine mittlere Durchmesserabweichung $\Delta d_{N,j}$ zu berechnen, wird an jedem Messpunkt einer Höhenlinie die lokale radiale Abweichung $\Delta r_{N,j,k}$ an der Messstelle (φ_k, z_j) ausgewertet und der arithmetische Mittelwert gebildet. Die Auswertung in Bild 6.5 b) zeigt die mittlere Maßabweichung aller hergestellten 3D-Fügeflächen, gemittelt über die vier Höhenlinien.

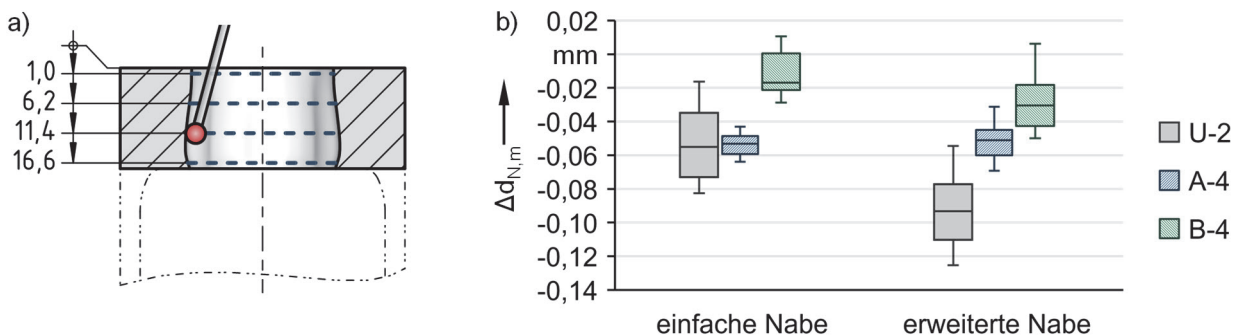


Bild 6.5: a) Messprinzip der Höhenlinien und b) mittlere Durchmesserabweichung der 3D-Fügeflächen

Die Durchmesser der 3D-Fügeflächen weisen an den einfachen Naben Abweichungen zwischen -0,08 mm und +0,01 mm auf, während die Spannweite der einzelnen Varianten zwischen 0,02 mm und 0,07 mm liegt. Die erweiterten Naben zeigen etwas höhere Maßabweichungen, mit Werten zwischen -0,12 mm und +0,01 mm, bei ähnlicher Spannweite. Die Maßabweichungen der unrunder Fügeflächen sind im Vergleich zu den rotations-symmetrischen Fügeflächen um ca. 50 % höher, entsprechen allerdings nach wie vor den

ISO-Toleranzklassen IT8 – IT10. Die höhere Abweichung ist auf den komplexeren Fertigungsprozess und die ungenauere Vermessung der 3D-Fügeflächen mit handelsüblichen Messmitteln bei der Herstellung der untersuchten Laborproben zurückzuführen, stellt aber im Rahmen dieser Arbeit aufgrund einer durchgeführten Paarung von Welle und Nabe keine Einschränkung dar. Um sicherzustellen, dass die Bauteile bei einer zukünftigen Serienfertigung der 3D-Fügeflächen eine höhere Maßhaltigkeit aufweisen, ist eine stichprobenartige Vermessung mittels KMM in Verbindung mit einer automatischen Auswertung der gemittelten Durchmesserabweichung zu empfehlen. Als Referenz kann z. B. eine einzelne vordefinierte Höhenlinie verwendet werden.

Aufgrund der hohen Beschleunigungswerte des oszillierenden Werkzeugsystems ist bei der Drehbearbeitung unrunder Profile in der Regel eine Profilkorrektur erforderlich, um eine hohe Formgenauigkeit zu erreichen. Bei der Herstellung konstanter Profilquerschnitte wird die auftretende Formabweichung minimiert, indem die ersten Versuchsteile mittels KMM vermessen und eine Korrekturkurve berechnet wird, die den ursprünglichen CNC-Daten überlagert wird. Bei 3D-Fügeflächen ist dagegen eine komplexe Korrekturfläche erforderlich, um die kontinuierliche Querschnittsänderung in axialer Richtung zu berücksichtigen. Dies bedeutet zwar eine zeitaufwändige Fertigungsvorbereitung, jedoch relativiert sich der einmalige Aufwand bei größeren Stückzahlen, die für Q-WNV ohnehin anzustreben sind. Im Folgenden wird die angewandte Profilkorrektur anhand von Formmessungen an der KMM dargestellt. Bild 6.6 zeigt die durchgeführten Schritte zur Erzeugung der Korrekturflächen für die 3D-Fügeflächen:

- 1) Vermessung der 3D-Fügefläche: Das CAD-Modell wird in das Messprogramm der KMM geladen und die Fläche mit dem Taster zeilenweise abgetastet. Wie bei den rotationssymmetrischen Fügeflächen ist für eine vollständige Vermessung der 3D-Fügeflächen ein komplexer Aufbau des Tastsystems erforderlich.
- 2) Auswertung der Messpunkte: Im Messprogramm werden die Messpunkte durch Minimierung der Fehlerquadrate an die Sollgeometrie angepasst. Dieser Schritt ist notwendig, da die exakte Winkelorientierung der Fügefläche zunächst unbekannt ist und nicht trivial bestimmt werden kann.
- 3) Berechnung der radialen Abweichung: Mit Hilfe eines *Python*-Skripts wird die radiale Abweichung von der Sollgeometrie berechnet und mit einer Schrittweite von 1° bzw. 0,1 mm auf das φ / z-Parameterfeld der Fügefläche interpoliert.

- 4) Generierung der Korrekturfläche: Für eine einheitliche Korrektur wird das arithmetische Mittel der Abweichungen aller gemessenen Mitnehmer einer Profilvariante berechnet und als negativer Korrekturbetrag auf das Parameterfeld eines Mitnehmers aufgetragen.

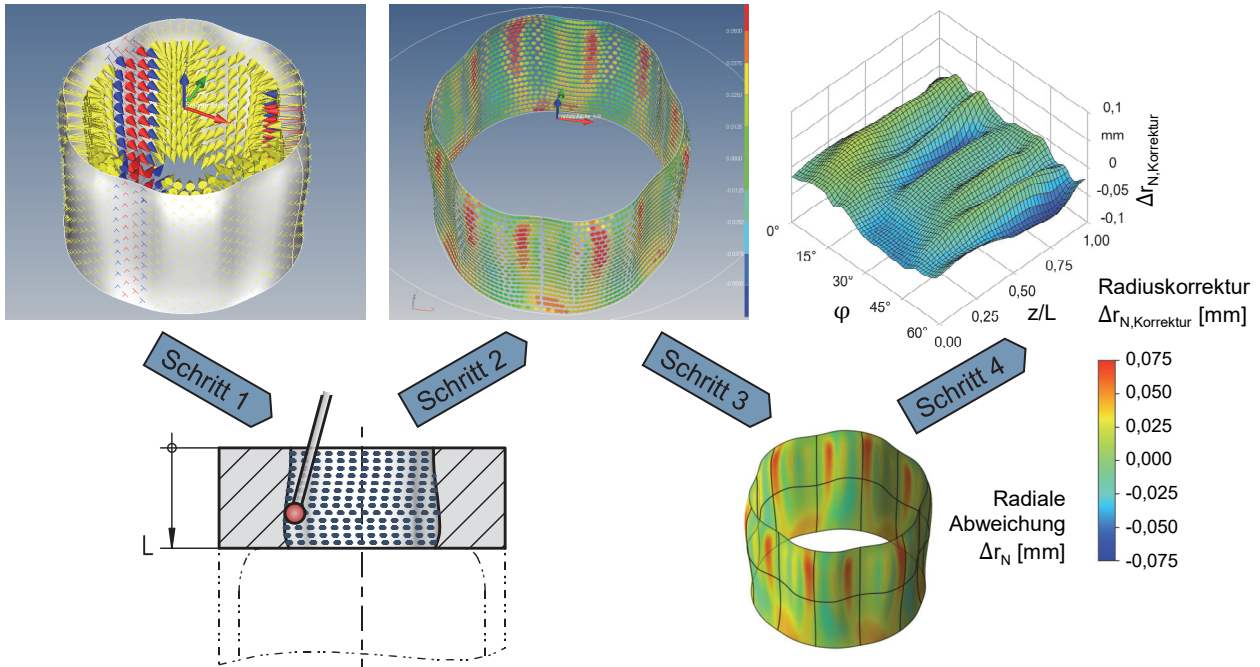


Bild 6.6: Ablauf der Erstellung einer Korrekturfläche als Grundlage zur Erhöhung der Fertigungsgenauigkeit von 3D-Fügeflächen am Beispiel der Variante A-4

Die Profilkorrektur erfolgt iterativ und beginnt mit der Fertigung auf Basis der ursprünglichen Geometriedaten. Für die CNC-Steuerung wird die CAD-Geometrie der Fügefläche zunächst in eine Punktwolke mit einer Schrittweite von 1° in Umfangsrichtung und 0,1 mm in axialer Richtung umgewandelt. In jeder weiteren Iteration werden die bisherigen Geometriedaten mit den erzeugten Korrekturflächen überlagert. Bild 6.7 zeigt die Entwicklung der gemittelten radialen Formabweichung $\Delta r_{N,m}$ eines Mitnehmers der Profilvariante A-4 innerhalb von zwei Korrekturläufen.

Während die ursprünglich gefertigte 3D-Fügefläche eine Gesamtabweichung von ca. 0,13 mm aufweist, reduziert sich diese nach zweimaliger Profilkorrektur auf ca. 0,08 mm. Die erste Korrektur führt bereits zu einer sichtbaren Veränderung der Formabweichung, jedoch noch nicht zu einer Verbesserung der Gesamtformabweichung.

Diese liegt bei den vermessenen Proben nach zwei Korrekturdurchläufen konstant bei ca. 0,08 mm, was etwa einer Verdoppelung der Gesamtformabweichung im Vergleich zu den rotationssymmetrischen Fügeflächen entspricht. Im festigkeitsrelevanten Randbereich an der Nabenkante bei $z = 0$ ist die Abweichung mit ca. 0,03 mm jedoch deutlich

geringer, so dass die Auswirkungen der Formabweichung auf das Füge- und Betriebsverhalten der Q-WNV als gering einzuschätzen sind.

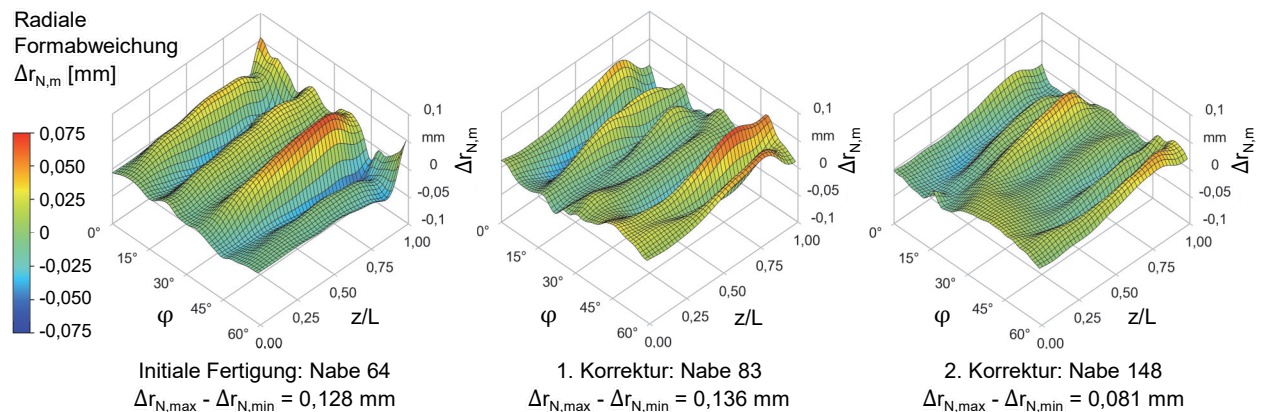


Bild 6.7: Formabweichung eines Mitnehmers der Profilvariante A-4 bei initialer Fertigung sowie nach einfacher und zweifacher Profilkorrektur.

6.2 Verformung und Fugendruck im gefügten Zustand

Mit den erzeugten rotationssymmetrischen Fügeflächen aus Kap. 5.3.1 erfolgten erste Fügeversuche, um das Analysemodell zu kalibrieren und gleichzeitig die optimalen Einstellungen des Umformwerkzeugs zu ermitteln. Die Kalibrierung basiert auf dem Vergleich der plastischen Verformung der Welle und der elastischen radialen Verformung der Nabe (Kap. 6.2.1).

Anschließend erfolgt die Modellvalidierung anhand der radialen elastischen Nabenaufweitung der gefügten Proben, die ein geeigneter Indikator für die Fugendruckverteilung in der Kontaktzone ist. Die experimentellen Ergebnisse werden mit den Simulationsergebnissen des kalibrierten FE-Modells verglichen, wobei die Modellparameter für alle Profilvarianten konstant gehalten werden (Kap. 6.2.2).

Zusätzlich wird der vorliegende Fugendruck mit einem indirekten Verfahren in Anlehnung an [FUNK17] validiert. Dabei werden die Nabeninnenflächen und die Fügeflächen der Welle im umgeformten Zustand mittels KMM vermessen und in ein FE-Modell rückgeführt, das eine Fugendruckanalyse ermöglicht. Zur Vermessung der Wellengeometrie im umgeformten Zustand wurden einzelne Naben nach dem Fügen aufgetrennt (Kap. 6.2.3).

6.2.1 Modellkalibrierung und Einstellung des Umformwerkzeugs

Die Einstellung des Umformwerkzeugs und die Kalibrierung des numerischen Umformmodells erfolgten parallel zu Beginn der experimentellen Untersuchungen, um die korrekten Randbedingungen des FE-Modells sowie das genaue Betriebsverhalten des

Umformwerkzeugs zu ermitteln. Eine große Herausforderung bei der Werkzeugeinstellung stellt die exakte Bestimmung der Positionen und Abstände verschiedener Werkzeugkomponenten relativ zueinander dar, die einen Einfluss auf das Umformergebnis besitzen, deren Position während des Fügeprozesses jedoch nicht direkt zugänglich ist. Die Ermittlung der vorhandenen Werkzeugeinstellungen und der notwendigen Anpassungen erfolgt daher indirekt durch Vermessung der gefügten Proben.

Betrachtet werden die bleibende Längenänderung der Welle, die relative Lage der Nabe zur Welle, die radiale Aufweitung der Nabenmantelfläche und die plastische Verformung des Wellenwerkstoffs. Während die Umformversuche am IFU durchgeführt wurden, fanden die Messungen an der KMM des IKTD statt. Die Einstellmöglichkeiten des Werkzeugs umfassen das Nachschleifen verschiedener Werkzeugkomponenten bzw. das Unterlegen von Blechzuschnitten ((1), (2), (3) in Bild 6.8 a)) sowie die Einstellung des Stempelhubs (4) in Schritten von 0,1 mm. Im FE-Modell können dagegen die Werkstückpositionen, die Höhe der Nabenvorspannung, die Reibwerte zwischen den Werkzeugkomponenten bzw. zwischen den Fügepartnern und die Temperatur des Wellenwerkstoffs eingestellt werden (siehe Kap. 4.2.1). Zusätzlich werden die mittleren Maßabweichungen von Welle und Nabe (siehe Kap. 6.1) im FE-Modell berücksichtigt.

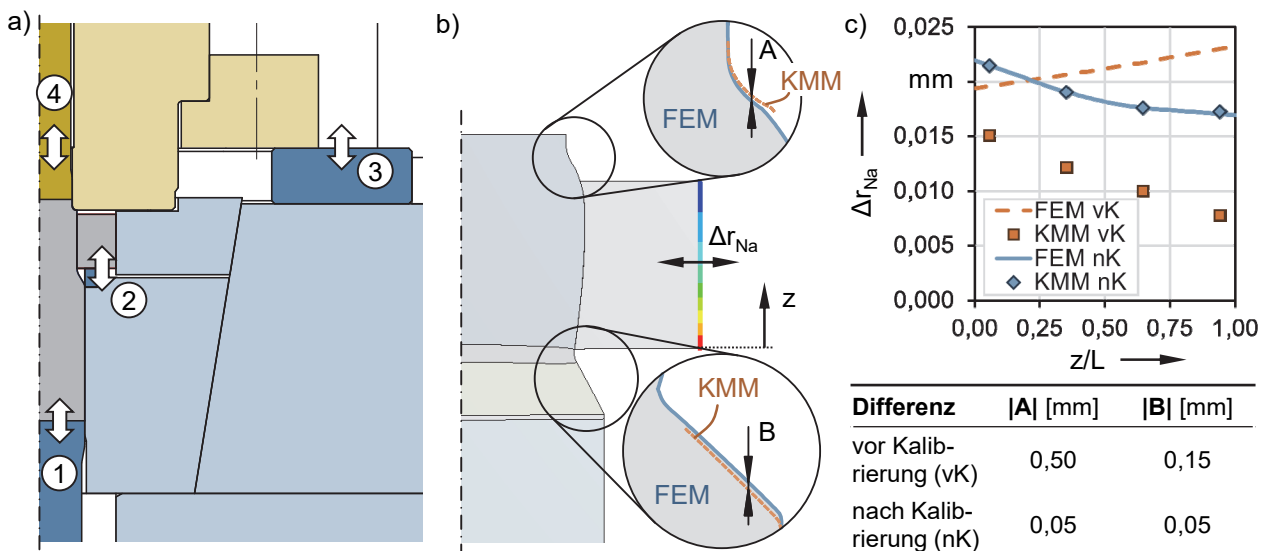


Bild 6.8: a) Einstellmöglichkeiten des Umformwerkzeugs; b) Auswertung der Bauteilverformung; c) Ergebnisse vor und nach der Kalibrierung (vK / nK)

Bild 6.8 b) bzw. c) zeigt einen Vergleich der Simulationsergebnisse in *ANSYS Workbench* mit Messungen an gefügten Proben mit der rotationssymmetrischen Fügeflächenvariante A-350 vor bzw. nach der vollständigen Werkzeugeinrichtung und Kalibrierung des Um-

formmodells. Betrachtet wird sowohl die radiale Nabenverformung Δr_{Na} (siehe Vorgehensweise in Kap. 6.2.2) als auch die plastische Wellenverformung in Form der axialen Differenz der Wellenabschnitte direkt oberhalb und unterhalb der Nabenkanten (Maße A, B in Bild 6.8 b)). Durch den Vergleich der Wellenverformung mit den Simulationsergebnissen wird sichergestellt, dass die Nabenverformung in Simulation und Experiment auf eine vergleichbare Weise zustande kommt und nicht nur zufällig übereinstimmt.

Die Nabenverformung zeigt nach der Kalibrierung eine sehr hohe Übereinstimmung, während vorher noch hohe Abweichungen im Verlauf zwischen FEM und Messung zu beobachten waren. Die Verbesserung der Ergebnisgenauigkeit spiegelt sich auch in der Wellenverformung wider, wo nach der Kalibrierung nur noch geringe Geometrieabweichungen von 0,05 mm festgestellt werden können. An dieser Stelle sei erwähnt, dass die Kalibrierung der FE-Modelle für alle Konturen gleichzeitig durchgeführt wurde und den besten Kompromiss über verschiedene Profil- und Modellvarianten hinweg, bei konstanten Modellparametern und Werkzeugeinstellungen darstellt. In den folgenden Kapiteln 6.2.2 und 6.2.3 wird das Umformmodell umfassend validiert, indem die gemessenen radialen Nabenverformungen aller Profilvarianten mit den Simulationsergebnissen verglichen und die Fugendruckverteilung im Kontakt durch Geometrierückführung ermittelt wird.

6.2.2 Modellvalidierung mittels radialer Nabenverformung

Die Messung des Nabenaußendurchmessers vor und nach dem Fügevorgang stellt einen wichtigen Schritt bei der Analyse der inneren Kontaktverhältnisse der Verbindung dar und ermöglicht eine fundierte Abschätzung der vorliegenden Fugendruckverteilung. Daher kann die ermittelte radiale Aufweitung, die sich im Bereich weniger hundertstel Millimeter bewegt, als zuverlässiger Indikator für die Validität der FE-Simulationen im Kontext dieser Arbeit angesehen werden. Eine gute Übereinstimmung der Aufweitung, insbesondere bei der Betrachtung ganzer Fertigungschargen, weist in Verbindung mit der übereinstimmenden Wellenverformung (siehe Kap. 6.2.1) auf eine hohe Güte des numerischen Modells des Umformprozesses hin.

Bild 6.9 a) skizziert die Messung der Nabe im gefügten Zustand (nF) an der KMM des IKTD auf den vier identischen Höhenlinien der Messung im ungefügten Zustand (vF). Exemplarisch ist in Bild 6.9 b) die ermittelte radiale Verformung $\Delta r_{Na} = r_{Na,nF} - r_{Na,vF}$ der erweiterten Nabe 58 (Kontur A-250) als Differenz der Messwerte vor und nach dem Fügen ($r_{Na,vF}$ bzw. $r_{Na,nF}$) entlang der vier Höhenlinien dargestellt.

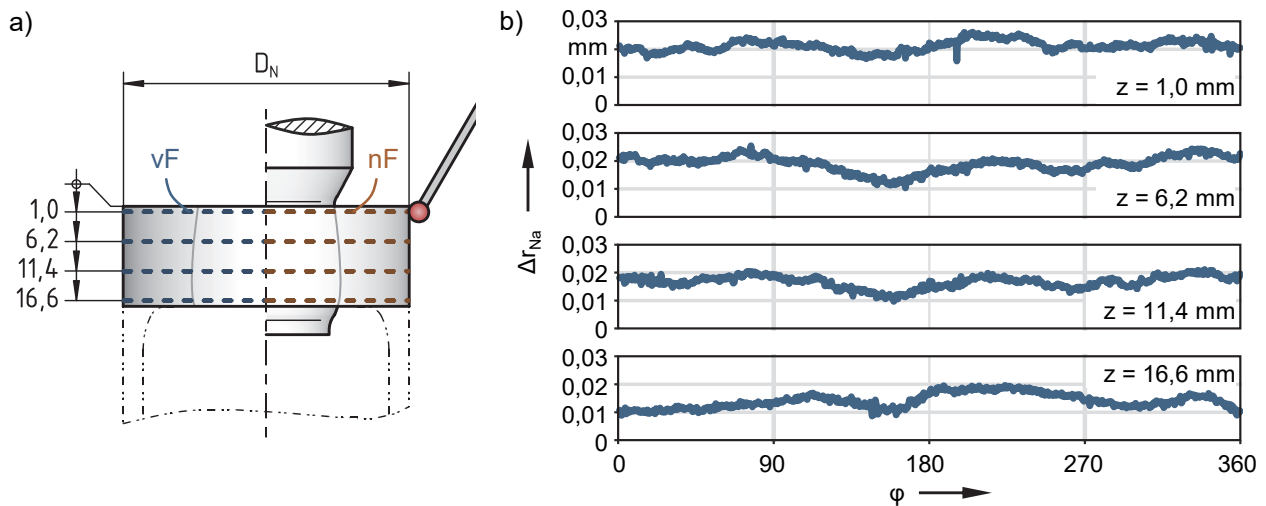


Bild 6.9: a) Messprinzip der radialen Nabenverformung auf der Außenseite; b) radiale Verformung der erweiterten Nabe 58 auf vier Höhenlinien (Kontur A-250)

Zur Validierung des umformtechnischen FE-Modells in *ANSYS Workbench* wird exemplarisch für die einfache Probenvariante in Bild 6.10 die radiale Nabenverformung aller gefertigten Q-WNV entlang der axialen Richtung mit den entsprechenden Simulationsergebnissen verglichen. Sowohl die mittlere Nabenverformung als auch die Streuung der Messwerte innerhalb der rotationssymmetrischen und der unrunder Fügeflächenvariante sind hierbei ersichtlich. Die Abweichung der mittleren radialen Nabenverformung liegt bei allen Varianten im Bereich weniger Mikrometer, wobei die 3D-Fügeflächen erwartungsgemäß eine höhere Abweichung von bis zu 6 μm aufweisen.

Die Abweichungen können sowohl auf Werkzeugeinstellungen als auch auf Modellabweichungen zurückgeführt werden. Dabei ist zu berücksichtigen, dass die Kalibrierung des FE-Modells anhand der rotationssymmetrischen Konturen kalibriert wurde und die Einstellungen für die 3D-Fügeflächen übernommen wurden. Vergleicht man deren Abweichungen mit den ursprünglichen Ergebnissen der rotationssymmetrischen Fügeflächen vor der Kalibrierung in Bild 6.8 c), so ist dennoch eine deutliche Verbesserung der Modellgenauigkeit zu erkennen. Vor diesem Hintergrund ist die Abweichung der 3D-Fügeflächen als gut zu bewerten, insbesondere da sich das Umformverhalten deutlich von den rotationssymmetrischen Fügeflächen unterscheidet.

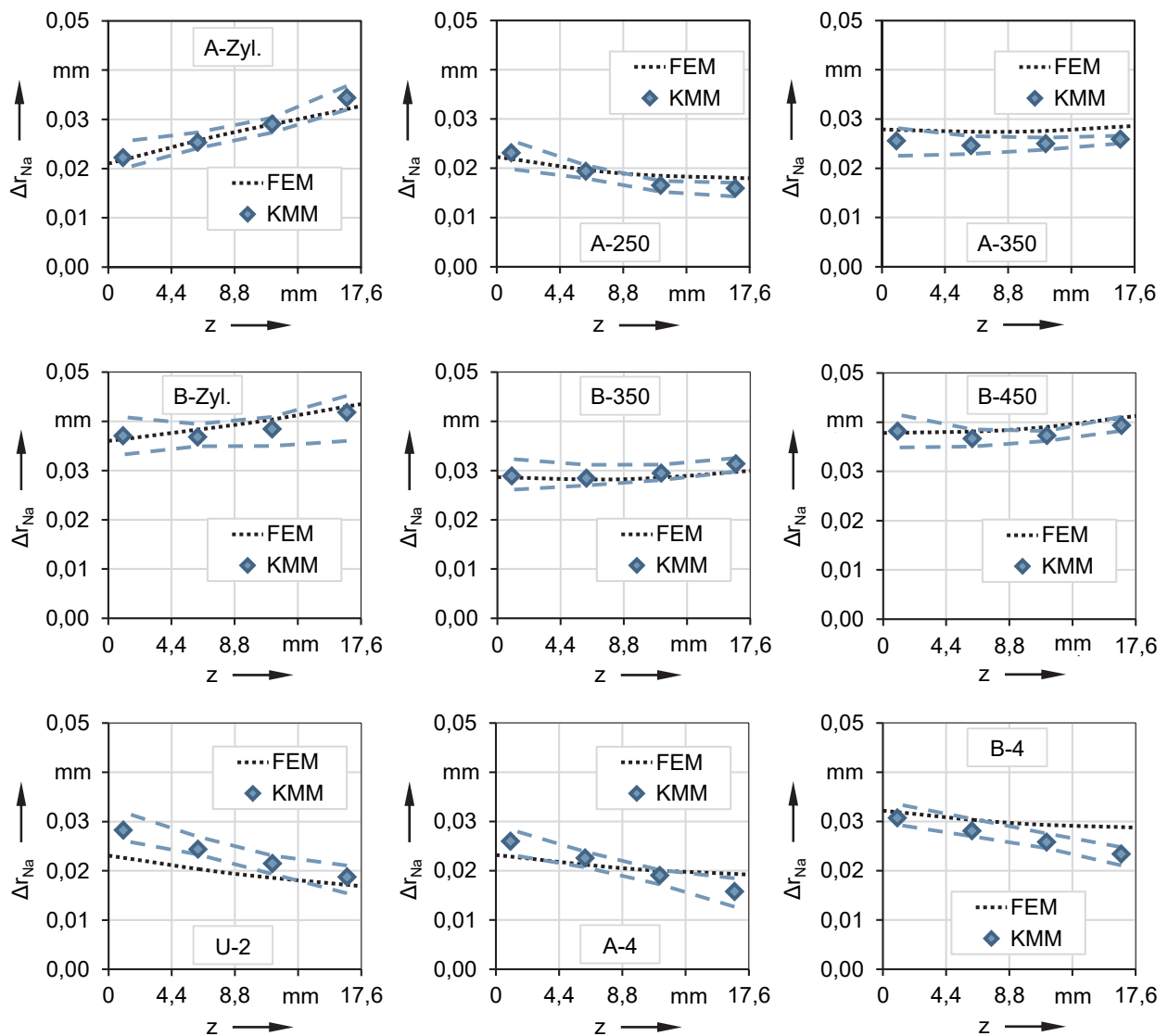


Bild 6.10: Modellvalidierung durch Vergleich der radialen Nabenverformung der gefertigten Proben (Außenseite) mit FE-Ergebnissen am Beispiel der einfachen Probenvariante

Die Ergebnisse zeigen, dass die Kalibrierung der umformtechnischen FE-Modelle für Q-WNV mit 3D-Fügeflächen anhand der rotationssymmetrischen Konturen mit zufriedenstellender Genauigkeit möglich ist. Dies spricht für eine hohe Qualität des entwickelten Analysemodells und ermöglicht ein hohes Vertrauen in die Untersuchung der Bauteilbeanspruchung in *ANSYS Workbench*.

6.2.3 Analyse der Fugendruckverteilung und der Formfüllung

Die Analyse der Nabenaufweitung gibt nur indirekt Aufschluss über die vorliegende Fugendruckverteilung in der Q-WNV. Da eine direkte Messung des Fugendrucks bisher nicht möglich ist, wird in dieser Arbeit auf ein bewährtes Verfahren zurückgegriffen, das

aus einer Rückführung der Geometrie von gefertigten Proben in ein CAD-Modell mit anschließender FE-Simulation besteht. Dieses Verfahren wurde bereits in den Untersuchungen von Funk [FUNK17] zur Ermittlung von Verformungen und Spannungen in Q-WNV erfolgreich eingesetzt. Zusätzlich wird die Formfüllung analysiert, indem die simulierten Spaltbreite mit CT-Scans von gefügten Verbindungen verglichen wird. Es sei darauf hingewiesen, dass eine wesentlich umfassendere Analyse der Formfüllung bereits in der Arbeit von Meißner [MEIßNER23] durchgeführt wurde. Die Vorgehensweise zur Analyse der Fugendruckverteilung ist in Bild 6.11 dargestellt.

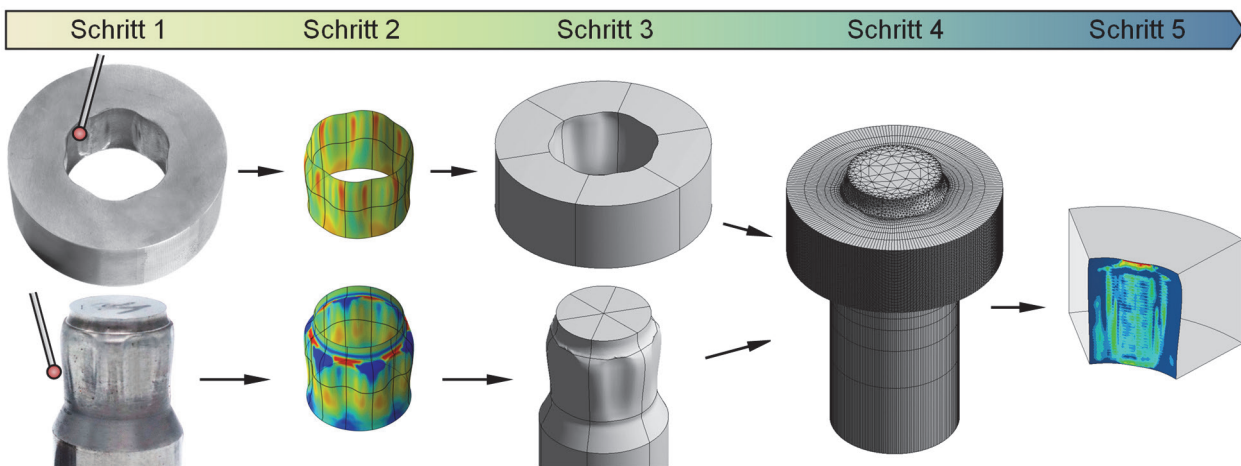


Bild 6.11: Schema für die Rückführung der Geometrie von Welle und Nabe einer gefertigten Q-WNV in ein FE-Modell zur Analyse des Fugendrucks

Hierbei werden die Nabeninnenfläche (vor dem Fügen) und die umgeformte Wellengeometrie (nach dem Fügen) an je einer Probe pro untersuchter Fügeflächenvariante mittels KMM vermessen (1), ausgewertet (2) und durch Reverse-Engineering in ein CAD-Modell umgewandelt (3). Zur Vermessung der umgeformten Welle wird die Nabe nach dem Fügen durch zwei gegenüberliegende radiale Schnitten an den Profilhochpunkten mechanisch aufgetrennt, wobei auf eine intakte Fügefläche der Welle zu achten ist. Anschließend erfolgt eine FE-Simulation in *ANSYS Workbench* (4), in der aus der geometrischen Durchdringung von Welle und Nabe die wirkende Fugendruckverteilung im gefügten Zustand ermittelt wird (5). Diese Vorgehensweise wird im Folgenden als *Geometrierückführung* bezeichnet und ist, obwohl die Ergebnisse letztlich in einer FE-Simulation ermittelt werden, von der reinen FE-Simulation der Beanspruchung mit dem numerischen Analysemodell nach Kap. 4 zu unterscheiden.

Zur Veranschaulichung der Ergebnisse sind in Bild 6.12 a) die radialen Nabenverformungen aus dem FE-Modell, der KMM-Messung und der *Geometrierückführung* für rotations-symmetrische und unrunde Fügeflächen dargestellt. Als Beispiele dienen die Proben

(Nabe / Welle) 59 / B11 (Kontur B-450) und 151 / A94 (3D-Profil A-4). In Bild 6.12 b) wird die Fugendruckverteilung bzw. Radialspannung aus dem kalibrierten FE-Modell mit der *Geometrierückführung* verglichen, während Bild 6.12 c) die mittleren Fugendruckniveaus in der Kontaktfuge zeigt.

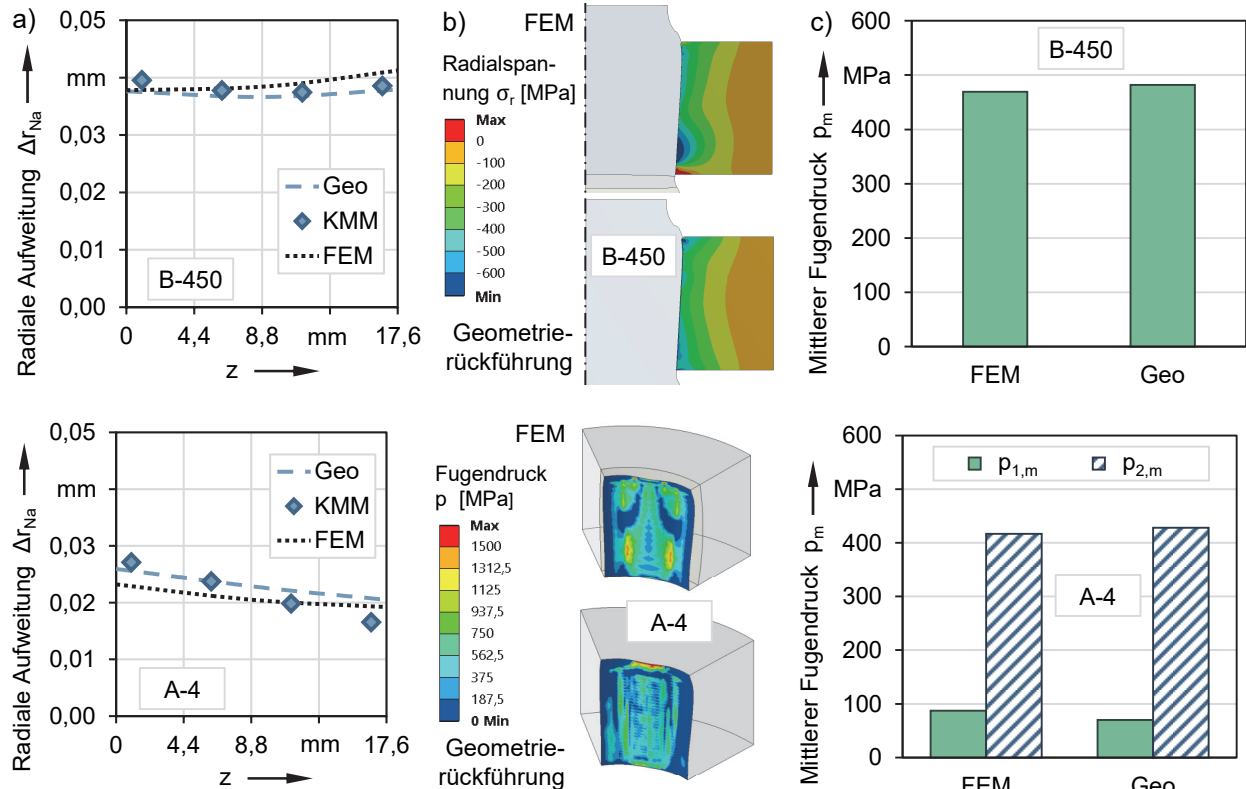


Bild 6.12: Vergleich der FE-Ergebnisse zwischen kalibriertem FE-Modell und *Geometrierückführung*: a) radiale Nabenaufweitung, b) Radialspannung und c) mittleres Fugendruckniveau – oben: Probe 59 / B11 (Kontur B-450); unten: Probe 151 / A94 (3D-Fügefläche A-4)

Die FE-Ergebnisse der rückgeführten Geometrie zeigen sowohl für die rotationssymmetrische (B-450) als auch für die unrunder Variante (A-4) eine gute Übereinstimmung der radialen Nabenaufweitung. Die maximale Abweichung beträgt ca. 2 μm für die Kontur B-450 und 4 μm für das 3D-Profil A-4 im Vergleich zu den Ergebnissen des kalibrierten FE-Modells und der KMM-Messung.

Die Analyse des Fugendrucks der rotationssymmetrischen Verbindung ergibt ebenfalls eine gute Übereinstimmung des mittleren Niveaus mit einem leicht höheren Wert von +13 MPa (+3 %) im Vergleich zum kalibrierten FE-Modell. Hier ist zu beachten, dass die Fugendruckverteilung im kalibrierten FE-Modell von der konstanten Zielfugendruckverteilung $p_{\text{ziel}} = 450 \text{ MPa}$ der Gestaltoptimierung abweicht (sichtbar an der inhomogenen

Verteilung der Radialspannung), während das rückgeführte Modell sogar eine homogenere Verteilung des Fugendrucks in axialer Richtung aufweist.

Ein ähnliches Bild ergibt sich für die 3D-Fügefläche A-4. Hier zeigt das mittlere Fugendruckniveau $p_{2,m}$ im Auswertebereich von $\pm 7,5^\circ$ um den Profiltiefpunkt eine Abweichung von +11 MPa (+3 %), während sich am Profilhochpunkt bei deutlich geringerem Fugendruckniveau $p_{1,m,FEM} = 87$ MPa eine größere Abweichung von -17 MPa (-20 %) ergibt. Beim Vergleich der Fugendruckverteilung ergeben sich deutliche Unterschiede zum ursprünglichen FE-Modell vor allem im Bereich der oberen Nabenkante, wo ein verstärktes Kantentragen zu beobachten ist, und in den Übergangsradien vom Profilhochpunkt zu den Mitnehmerflanken, wo eine gleichmäßigere Verteilung vorliegt.

Ein zusätzlicher CT-Scan der gefügten Proben ermöglicht die Verifizierung der vorliegenden Formfüllung. In Bild 6.13 a) ist die Auswertung des CT-Scans der Probe 143 / A80 (3D-Profil A-4) im abgewinkelten Längsschnitt entlang des Profilhochpunkts (rechts) und des Profiltiefpunkts (links) dargestellt. Die Spaltmaße an der oberen Nabenkante sind in Bild 6.13 b) den entsprechenden Ergebnissen aus dem rückgeführten FE-Modell gegenübergestellt.

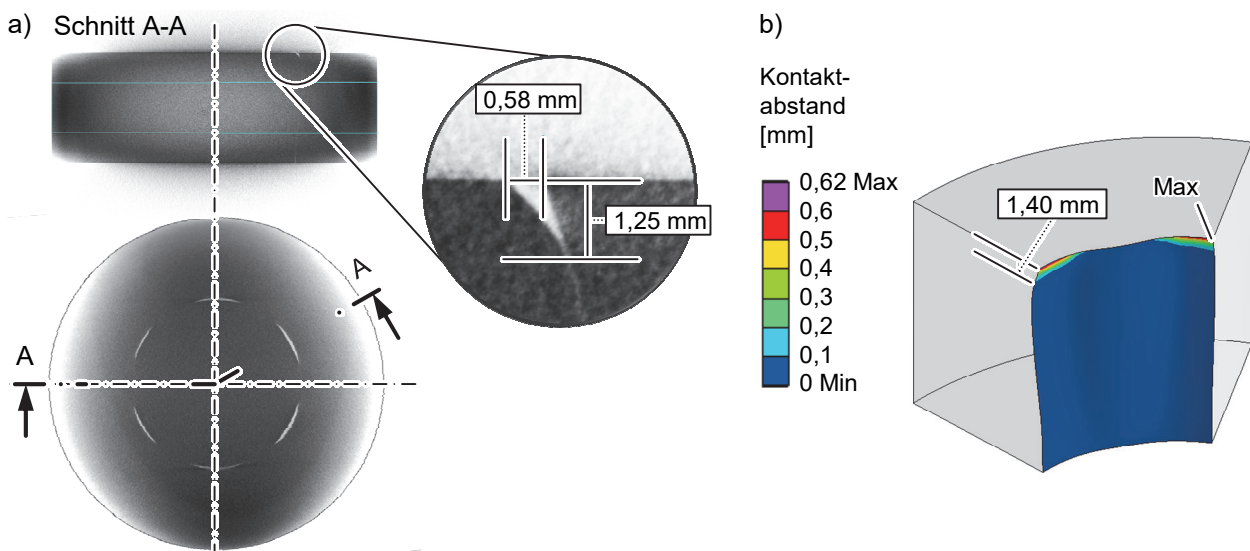


Bild 6.13: a) Auswertung der CT-Untersuchung der Probe 143 / A80 (3D-Profil A-4);
b) Spaltergebnisse der *Geometrierückführung* in *ANSYS Workbench*

Hierbei kann sowohl der vorhandene Kontakt über die gesamte Flügelänge am Profiltiefpunkt als auch der Spalt im oberen Bereich am Profilhochpunkt der 3D-Fügeflächen nachgewiesen werden. Letzterer wird durch den in Kap. 5.3.2 beschriebenen vorzeitigen Abbruch der Gestaltoptimierung verursacht. Die ermittelte Spaltbreite aus der CT-Untersuchung stimmt sehr gut mit dem Wert aus der *Geometrierückführung* überein.

Die vorliegenden Ergebnisse bestätigen eine gute Übereinstimmung sowohl hinsichtlich der Formfüllung als auch des mittleren Fugendruckniveaus der Q-WNV. Es zeigen sich jedoch größere Abweichungen in der Fugendruckverteilung auf, die auf Unsicherheiten und Ungenauigkeiten bei der Messung und Nachmodellierung zurückzuführen sind. Insbesondere die Nabenkanten und der Bereich niedriger Fugendruckwerte am Profilhochpunkt erweisen sich als besonders empfindlich gegenüber Geometrieabweichungen. Wie bereits von Funk [FUNK14, S. 209 f.] festgestellt wurde, ist diese Art der Modellierung daher für die Analyse lokaler Beanspruchungen in der Kontaktzone nicht geeignet. Dennoch bestätigt die gute Übereinstimmung der mittleren Fugendruckniveaus und der Formfüllung die Validität der verwendeten FE-Modelle. Somit kann für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen von einer hohen Ergebnisqualität hinsichtlich der vorliegenden Kontakteigenschaften in Q-WNV ausgegangen werden.

6.3 Statische Festigkeit und Reibwerte im Kontakt

Im Rahmen dieser Arbeit werden die Reibwerte in Form der elementaren *Coulomb-Reibungszahl* μ als Verhältnis der Tangentialkraft F_t zur Normalkraft F_n betrachtet.

$$\mu = \frac{F_t}{F_n} \quad (6.1)$$

In der Simulation wird für jeden Kontakt ein globaler Reibwert ohne Unterscheidung zwischen Haft- und Gleitreibwert verwendet. Zur Ermittlung des globalen Reibwerts in der Verbindung und zum direkten Vergleich der statischen Übertragungsfähigkeit von Q-WNV mit Referenzverbindungen (thermisch gefügte PV) wurden am IKTD quasistatische Belastungsversuche unter Torsion und Axialkraft bis zum Bauteilversagen bzw. Durchrutschen durchgeführt. Untersucht wurden beide Wellenwerkstoffe und alle Profilvarianten (siehe Übersicht in Tabelle 6.1). Die Reibwerte in Umfangs- und Axialrichtung wurden mit den rotationssymmetrischen Varianten der Q-WNV ermittelt. Die Vorgehensweise und die Ergebnisse werden in Kap. 6.3.2 und 6.3.3 dargestellt und mit den FE-Ergebnissen der Analysemodelle verglichen. Abschließend wird in Kap. 6.3.4 der dynamische Reibwert in Umfangsrichtung unter zyklischer Torsion ermittelt. Eine Untersuchung des Einflusses der plastischen Wellenverformung auf die statische Festigkeit wurde zudem in der Arbeit von Meißner [MEIßNER23] durchgeführt.

6.3.1 Prüfvorrichtungen

Der Torsionsprüfstand mit hydraulischem Schwenkzylinder (4) am IKTD (Bild 6.14 a)) ermöglicht sowohl quasistatische als auch dynamische Torsionsversuche mit einem Drehmoment von bis zu $M_{T,max} = 4.000 \text{ Nm}$ und einer Prüffrequenz von bis zu $f_T = 100 \text{ Hz}$. Die Drehmomentübertragung auf die Probe (2) erfolgt gleichmäßig über einen zylindrischen Spannsatz auf den großen Wellenabsatz und ist zusätzlich über einen Zweiflach gegen Verdrehen gesichert. Durch die biegeelastische Kupplung (3) und die vertikale Ausrichtung der beiden identischen Antriebsstränge wird eine Entkopplung von Querkrafteinflüssen erreicht. Mit den verwendeten Drehmoment- (1) und Drehwinkel- (5) aufnehmern (5) können sowohl drehmoment- als auch weggeregelte Versuche mit hoher Genauigkeit durchgeführt werden.

Die axiale Abziehvorrichtung mit hydraulischem Hubzylinder am IKTD (Bild 6.14 b)) ermöglicht die Bestimmung der maximal übertragbaren Axiallast an der einfachen Probenvariante bis zu einer Kraft von $F_{max} = 250 \text{ kN}$. Die Zylinderkraft wird mit zwei Säulen über eine bewegliche Brücke (1) in den Zugstrang eingeleitet, der auf einer festen Brücke (9) montiert ist. Eine biegemomentfreie Krafteinleitung in die Probe (4) wird durch die Lagerung der beiden Vorrichtungshälften (3, 6) über Gelenklager (2, 7) erreicht. Die gleichzeitige Messung von Kraft und Weg mittels Kraftmessdose (8) und Lasersensor (5) erlaubt die Aufnahme präziser Kraft-Weg-Diagramme des axialen Abziehvorgangs.

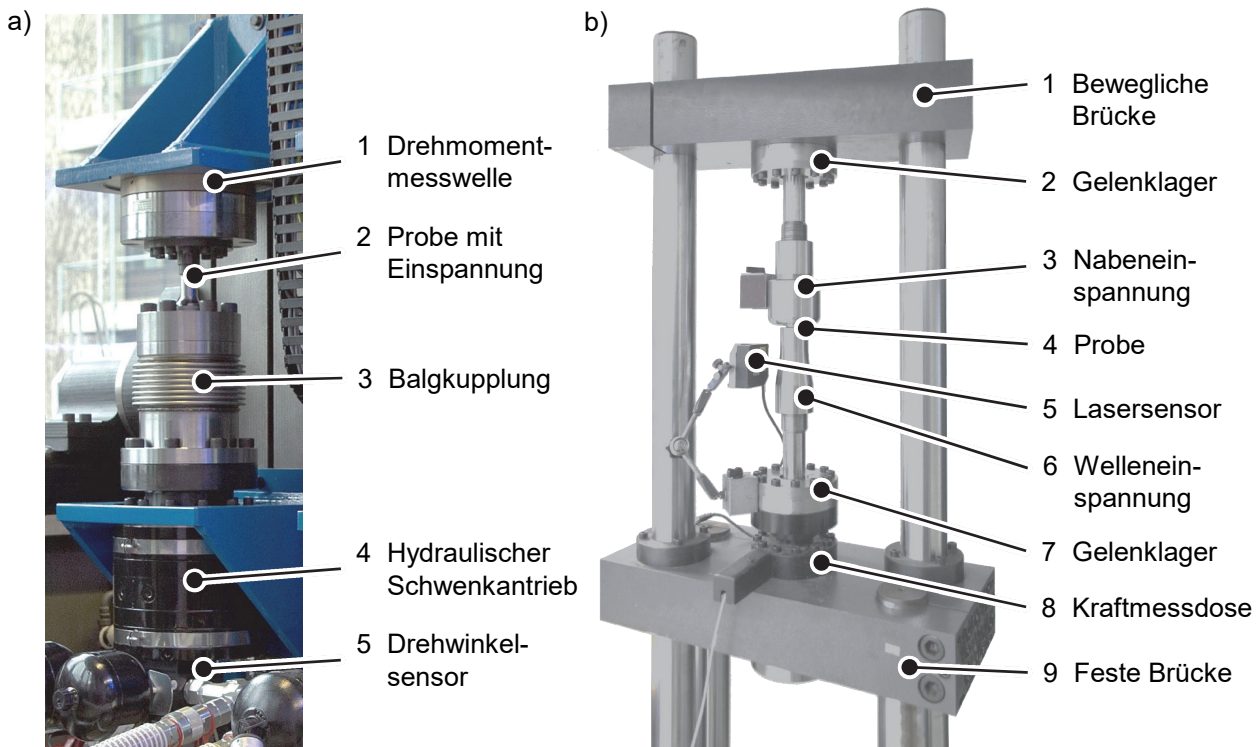


Bild 6.14: a) Hydraulischer Torsionsprüfstand und b) axiale Abziehvorrichtung am IKTD

6.3.2 Statische Torsionsfestigkeit und Reibwert in Umfangsrichtung

Der globale Reibwert in Umfangsrichtung (tangential) wurde durch die Untersuchung des statisch maximal übertragbaren Torsionsmoments der rotationssymmetrischen Q-WNV und einer näherungsweisen Berechnung des mittleren Fugendrucks über die radiale Nabenaufweitung ermittelt.

Zunächst werden die Torsionsergebnisse aller untersuchten Profilvarianten einschließlich der unrunder Fügeprofile dargestellt. Die Torsionsversuche wurden auf dem hydraulischen Torsionsprüfstand des IKTD mit einer konstanten Torsionsgeschwindigkeit von $0,05^\circ/\text{s}$ durchgeführt. Dabei kam die erweiterte Probenvariante zum Einsatz, die neben den Fügebereichen auch die Anbindungselemente (Flansch und zylindrischer Wellenab-satz) für den Prüfstand umfasst. In den Versuchen wurden das Grenztorsionsmoment $M_{T,\text{max}}$ sowie das elastisch übertragbare Torsionsmoment $M_{T0,1}$ bei $0,1^\circ$ irreversibler Verdrehung in Anlehnung an das standardisierte Verfahren nach [GRÄFENSTEINER15] ermittelt (siehe Bild 6.15).

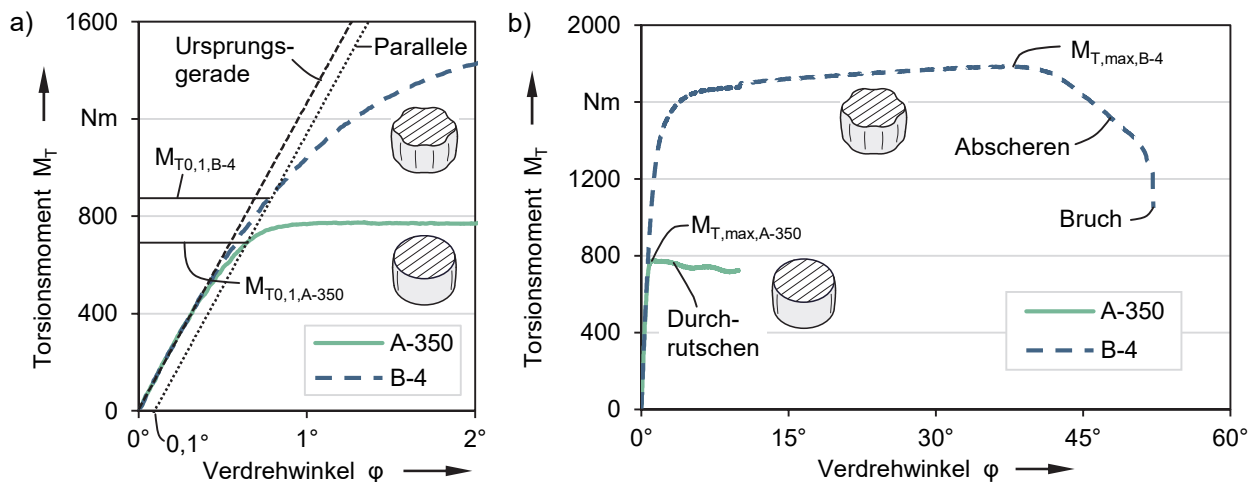


Bild 6.15: Prinzipielle Darstellungen zur Bestimmung des übertragbaren Torsionsmoments: a) bei $0,1^\circ$ irreversibler Verdrehung; b) Maximalwert bei Versagen durch Durchrutschen bzw. Bruch

Das Diagramm zeigt beispielhaft Verläufe des Torsionsmoments bei fortschreitender Verdrehung sowohl für rotationssymmetrische als auch für unrunder Fügeflächen. Bild 6.15 a) stellt den Übergang vom elastischen in den nichtlinearen Bereich dar (Gleiten bei A-350, Verformung bei B-4). Bei der rotationssymmetrischen Fügefläche A-350 flacht die Kurve schnell ab und verläuft im Bereich bis 2° Verdrehung relativ konstant. Im Gegensatz dazu steigt die Kurve der unrunder Verbindung B-4 aufgrund der ausgeprägten plastischen Verformung und der damit verbundenen Kaltverfestigung des Wellenwerkstoffs

deutlich stärker an. Das elastisch übertragbare Torsionsmoment wird jeweils im Schnittpunkt der Kurve mit der Parallelen zur Ursprungsgeraden im Abstand von $0,1^\circ$ ermittelt. In Bild 6.15 b) sind die vollständigen Verläufe bis zum Versagen dargestellt. Das Torsionsmoment der unrunder Verbindung B-4 steigt bis zu einem Verdrehwinkel von ca. 40° an und fällt mit Einsetzen der Abscherung bis zum Bruch kontinuierlich ab. Bei der rotationssymmetrischen Verbindung (Versagen durch Durchrutschen) ist dagegen nach Erreichen des maximalen Torsionsmoments nur ein leichter Abfall der Kurve zu beobachten.

Bild 6.16 fasst die Ergebnisse aller untersuchten Varianten im Vergleich zu gängigen antriebstechnischen Referenzverbindungen (PV für rotationssymmetrische, ZV für unrunde Q-WNV) zusammen. Anhang A.7 enthält das vollständige Versuchsprotokoll für die statischen Torsionsversuche. Die PV nach [DIN7190-1] mit Nenndurchmesser $D_{PV} = 25$ mm und Verbindungslänge $L_{PV} = 17,6$ mm wurden mit dem maximalen Übermaß für thermisches Fügen bei einer Temperaturdifferenz von 250 °K und feingeschliffenen Fügeflächen (bezogenes Übermaß $\xi = 2,4$ ‰) ausgelegt, um ein Wiederanlassen der gehärteten Naben zu verhindern. Das in der Praxis selten angewandte Abkühlen der Welle wurde dabei nicht berücksichtigt. Die gewählte ZV nach [DIN5480-1] in der Ausführung $27 \times 1,75 \times 14 \times 8H$ 7f weist ein flankenzentriertes Profil mit einem Zahnspiel von H / f für einen einfachen Fügevorgang auf. Das Profil besitzt bei einer Mitnehmerzahl von 14 vergleichbare Profilabmessungen wie das hypotrochoide Basisprofil U-2, insbesondere am Kopfkreisdurchmesser der Welle und am Fußkreisdurchmesser der Nabe, um eine hohe Vergleichbarkeit zu gewährleisten (siehe Abmessungen in Tabelle 6.2).

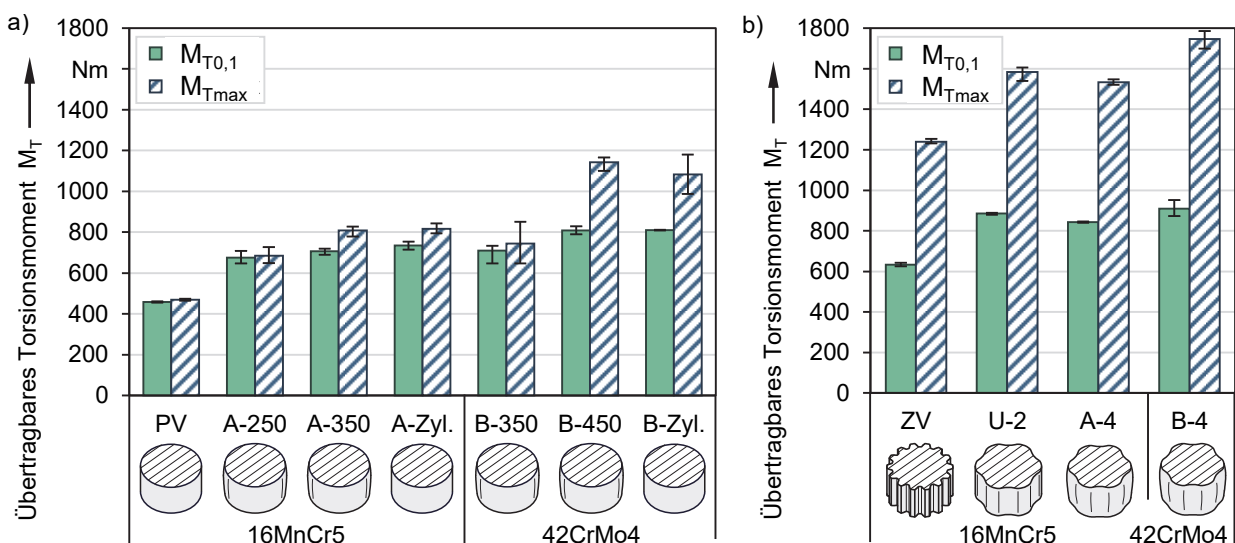


Bild 6.16: Übertragbares Torsionsmoment bei quasistatischer Belastung: a) rotationssymmetrische Fügeflächen; b) unrunde Fügeflächen

Die Q-WNV weisen bei statischer Torsion durchweg signifikant höhere übertragbare Momente als die entsprechenden Referenzverbindungen auf, wobei die optimierten Fügeflächen keine nennenswerte Festigkeitssteigerung gegenüber den Fügeflächen mit konstantem Querschnitt zeigen. Bei den rotationssymmetrischen Verbindungen in Bild 6.16 a) wird im Vergleich zur PV mit $M_{T0,1,PV} = 458 \text{ Nm}$ bei gleichem Wellenwerkstoff 16MnCr5 eine maximale Steigerung des elastischen Grenzmoments von 60 % bei der zylindrischen Q-WNV A-Zyl mit $M_{T0,1,A-Zyl} = 734 \text{ Nm}$ erreicht. Diese wird wiederum mit $M_{T0,1,B-Zyl} = 810 \text{ Nm}$ von der zylindrischen Verbindung B-Zyl mit dem höherfesten Wellenwerkstoff 42CrMo4 nur um 10 % übertroffen.

Obwohl die rotationssymmetrischen Fügeflächen mit dem unkalibrierten FE-Modell optimiert wurden, konnte durch die nachträgliche Kalibrierung und Werkzeugeinstellung eine erkennbare Korrelation des übertragbaren Torsionsmoments mit dem Soll-Fugendruck erreicht werden. So ist eine Zunahme von A-250 zu A-350 und von B-350 zu B-450 festzustellen, wenn auch nicht proportional zur Steigerung des Zielfugendrucks (+40 % für A-Konturen bzw. +29 % für B-Konturen). Die relativ große Differenz zwischen dem elastisch übertragbaren und dem maximalen Torsionsmoment der Varianten B-450 und B-Zyl, die bei den übrigen rotationssymmetrischen Q-WNV deutlich geringer ausfällt, deutet darauf hin, dass bei den dort vorliegenden hohen Fugendrücken bereits eine signifikante plastische Wellenverformung auftritt, die ansonsten durch das Gleiten der Verbindung verhindert wird.

Die unrunderen Q-WNV in Bild 6.16 b) zeigen im Vergleich zur definierten Referenz-ZV mit $M_{T0,1,ZV} = 633 \text{ Nm}$ eine Steigerung des elastisch übertragbaren Torsionsmoments bei gleichem Wellenwerkstoff 16MnCr5 von maximal 40 % bei der Variante U-2 mit konstantem Querschnitt und $M_{T0,1,U-2} = 885 \text{ Nm}$. Während das 3D-Profil A-4 geringfügig niedrigere Werte aufweist, führt der höherfeste Wellenwerkstoff bei der Variante B-4 zu einer weiteren leichten Steigerung um ca. 3 % auf $M_{T0,1,B-Zyl} = 908 \text{ Nm}$. Durch die formschlüssige Kraftübertragung der unrunderen WNV ergibt sich bei allen untersuchten unrunderen Varianten eine hohe Steigerung des maximal übertragbaren Torsionsmoments von 79 – 96 % gegenüber dem elastischen Grenztorsionsmoment, die durchweg deutlich über den rotationssymmetrischen Verbindungen liegt.

Bild 6.17 zeigt beispielhaft abgescherte und gebrochene Proben der Varianten B-4 (a) und ZV (b) nach dem statischen Torsionsversuch, welche die starke plastische Verformung der unrunderen Verbindungsvarianten vor dem Bruch verdeutlichen.

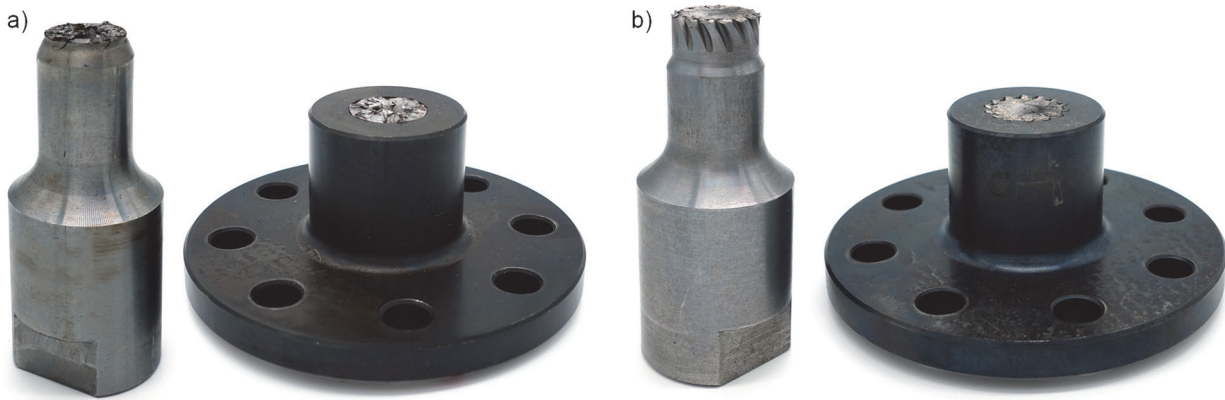


Bild 6.17: Abgescherte Probenkörper mit formschlüssigen Fügeprofilen nach dem statischen Torsionsversuch unter hoher plastischer Verformung: a) Q-WNV mit 3D-Profil B-4; b) Zahnwellenverbindung (ZV)

Der statische Reibwert μ_t in Umfangsrichtung (tangential) wird aus dem maximalen Torsionsmoment M_{Tmax} der rotationssymmetrischen Proben und einer näherungsweisen Berechnung des mittleren Fugendrucks p_m über die radiale Aufweitung des Nabenaußenradius r_{Na} (siehe Kap. 6.2.2) ermittelt:

$$\mu_t = \frac{M_{Tmax}}{p_m \cdot 2 \cdot \pi \cdot r_F^2 \cdot L} \quad (6.2)$$

Die Umrechnung der Nabenaufweitung $\Delta r_{Na,j}$ in den vorliegenden Fugendruck p_j an einer Höhenlinie j erfolgt dabei über die analytische Beziehung in Gl. (6.3) mit dem Elastizitätsmodul der Nabe E_N und dem Radius der Fügefläche $r_{F,j}$. Diese Beziehung basiert auf den analytischen Berechnungsgleichungen für zylindrische Pressverbände nach *Lamé* und wurde bereits von Dörr [DÖRR16, S. 117 ff.] zur Berechnung des Fugendrucks in Q-WNV mit dünnwandiger Nabe herangezogen.

$$p_j = \frac{\Delta r_{Na,j} \cdot E_N \cdot (r_{Na,j}^2 - r_{F,j}^2)}{2 \cdot r_{Na,j} \cdot r_{F,j}^2} \quad (6.3)$$

Der mittlere globale Fugendruck p_m einer Verbindung wird als gewichteter Mittelwert der Fugendruckwerte an den einzelnen Höhenlinien mit den zugeordneten Längenabschnitten L_j berechnet, wobei $\sum_j L_j = L$ gilt:

$$p_m = \frac{\sum_{j=1}^4 L_j \cdot p_j}{4 \cdot L} \quad (6.4)$$

Bild 6.18 a) zeigt die Fugendruckwerte p_m aller untersuchten rotationssymmetrischen Q-WNV, während Bild 6.18 b) eine Übersicht der ermittelten Reibwerte μ_t in Umfangsrichtung darstellt.

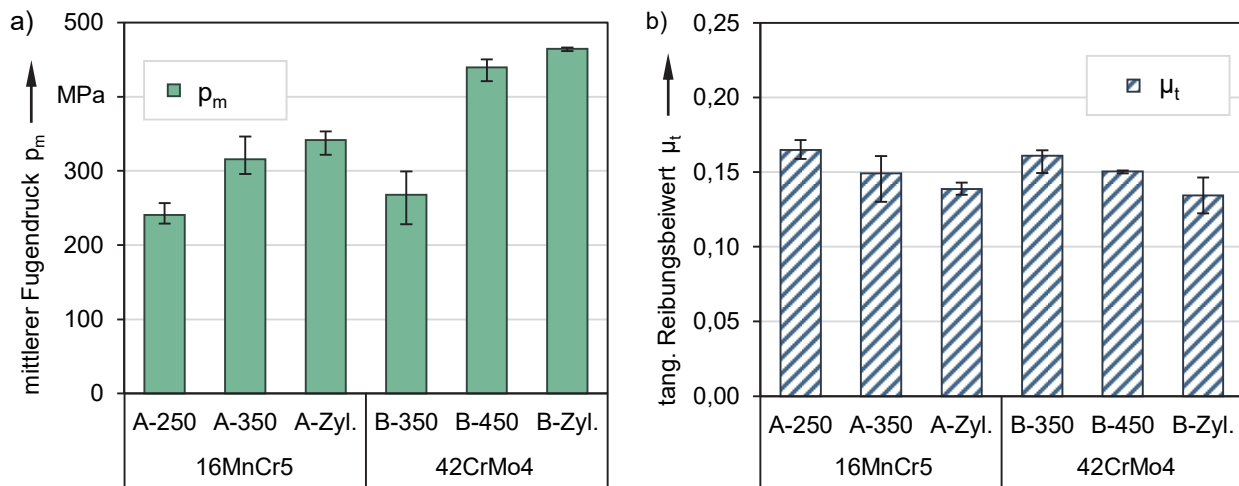


Bild 6.18: a) Mittlerer Fugendruck aus der Nabenaufweitung und b) ermittelte Reibwerte in Umfangsrichtung (tangential) für rotationssymmetrische Q-WNV

Die mittleren Fugendruckergebnisse in Bild 6.18 a) lassen eine starke Korrelation zu den maximalen Torsionsmomenten in Bild 6.16 a) erkennen. Die Variante B-350 weicht hierbei deutlich vom Zielfugendruck von 350 MPa ab, während die übrigen optimierten Konturen wesentlich näher an den Sollwerten liegen. Die ermittelten Reibwerte liegen sowohl für den Wellenwerkstoff 16MnCr5 als auch für 42CrMo4 im Mittel bei ca. $\mu_t = 0,15$ und weisen eine vergleichsweise geringe Schwankung auf. Der experimentell ermittelte Reibwert in Umfangsrichtung liegt um ca. 25 % unter dem verwendeten Wert $\mu_{FEM} = 0,2$ des FE-Modells der Umformsimulation. Dabei ist zu beachten, dass sich die Reibwerte in Umfangsrichtung und Axialrichtung in der Regel deutlich unterscheiden. Der folgende Abschnitt geht daher auf die Ermittlung des Reibwerts in axialer Richtung ein.

6.3.3 Statische Tragfähigkeit und Reibwert in Axialrichtung

Die Reibwerte in Axialrichtung werden analog zur Umfangsrichtung aus der statischen Lösekraft der rotationssymmetrischen Q-WNV in Kombination mit dem näherungsweise berechneten mittleren Fugendruck ermittelt. Vorab werden die übertragbaren Axialkräfte aller untersuchten Profilvarianten einschließlich der unrunder Fügeprofile dargestellt.

Die axialen Abziehversuche wurden auf der hydraulischen Vorrichtung des IKTD bei einer Abziehggeschwindigkeit von ca. 1 mm/s durchgeführt. Hierbei wurde die einfache Probenvariante mit zusätzlich angebrachtem Feingewinde am Wellenabsatz verwendet. In den Versuchen wurden die maximal übertragbare Axialkraft $F_{ax,max}$ sowie die elastisch übertragbare Grenzkraft $F_{ax0,2}$ ermittelt. In Anlehnung an die elastische Dehngrenze $R_{p0,2}$ bei 0,2 % plastischer Dehnung wird die elastische Grenzkraft bei einer irreversiblen Ver-

schiebung der Nabe um 0,2 % der FÜgelänge $L = 17,6 \text{ mm}$ definiert, was einer Verschiebung von 0,035 mm entspricht. Exemplarische Kraft-Weg-Verläufe der verschiedenen Profilvarianten sind in Bild 6.19 aufgetragen.

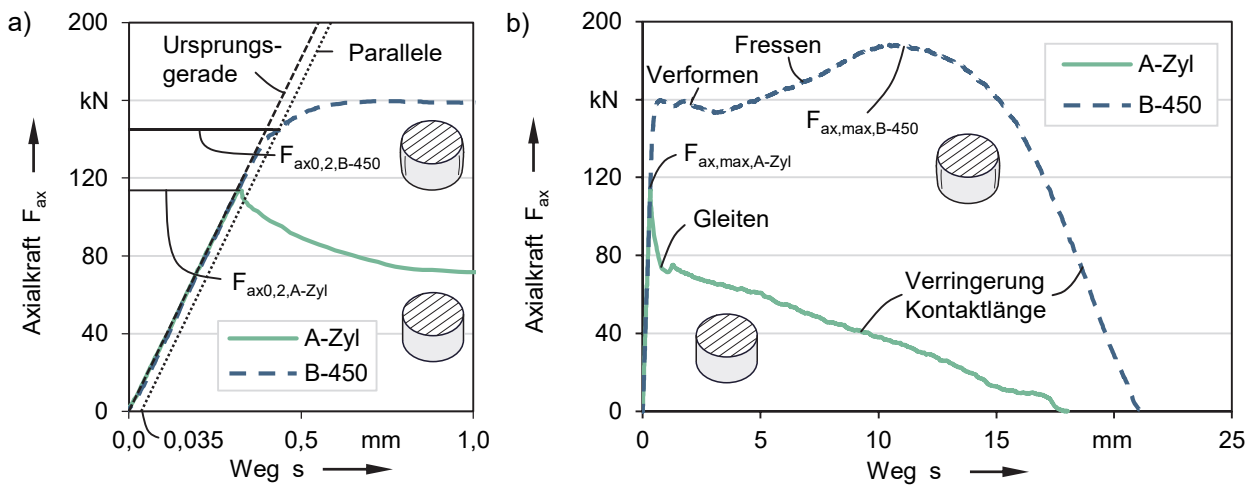


Bild 6.19: Prinzipielle Darstellungen zur Bestimmung der übertragbaren Axialkraft:
 a) bei Erreichen der Elastizitätsgrenze (0,2 % irreversible Verschiebung);
 b) Maximalwert bei Versagen durch Gleiten oder Verformung

Bild 6.19 a) zeigt den Übergang vom elastischen in den nichtlinearen Bereich (Losreißen bei A-Zyl, Verformen bei B-450), wobei ein deutlicher Unterschied zwischen der zylindrischen und der balligen Fügefläche erkennbar ist. Bei der zylindrischen Fügefläche tritt ein spontanes Losreißen mit anschließender starker Reduzierung der Axialkraft auf, während bei der balligen Fügefläche ein fließender Übergang in den Bereich der irreversiblen Verschiebung mit einer horizontalen Abflachung der Kurve erfolgt. Die elastisch übertragbare Axialkraft wird jeweils als Maximalwert der Kurve bis zum Schnittpunkt mit der Parallelen zur Ursprungsgeraden im Abstand von 0,035 mm ermittelt.

In Bild 6.19 b) sind die gesamten Verläufe bis zur vollständigen Trennung dargestellt. Bei der zylindrischen Verbindung ist nach dem Erreichen der maximalen Axialkraft zunächst ein rascher Abfall beim Übergang vom Haften zum Gleiten zu beobachten, gefolgt von einem langsameren linearen Abklingen, das direkt mit der Verkürzung der Kontaktlänge korreliert. Die Kurve der balligen Verbindung B-450 steigt nach der anfänglichen Verformung bei annähernd konstanter Axialkraft ab ca. 5 mm wieder an und fällt ab ca. 11 mm kontinuierlich ab, wobei die Kraft erst bei einer Verschiebung von über 20 mm auf Null sinkt.

In Bild 6.20 sind die Ergebnisse der übertragbaren Axialkraft für rotationssymmetrische und unrunde Q-WNV zusammengefasst. Es ist zu erkennen, dass die ballige Optimierung

der Fügeflächen aufgrund des zusätzlichen Formschlusses zu höheren maximal übertragbaren Kräften führt, während die elastisch übertragbaren Kräfte nicht wesentlich zunehmen bzw. teilweise sogar abnehmen. Das vollständige Versuchsprotokoll der Abziehversuche befindet sich in Anhang A.8.

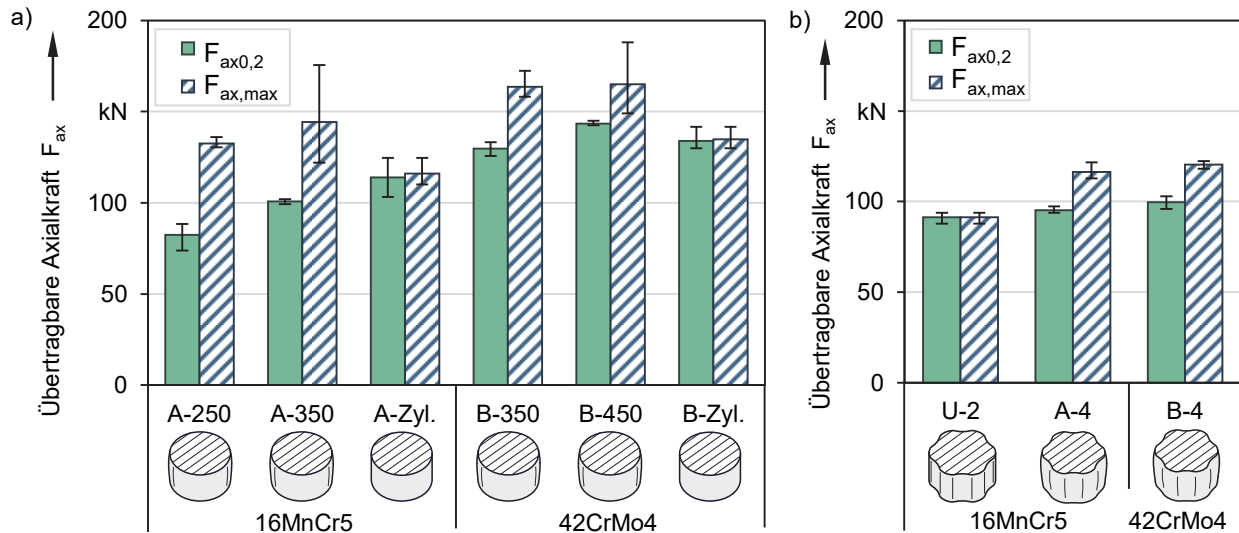


Bild 6.20: Übertragbare Axialkraft bei quasistatischer Belastung: a) rotationssymmetrische Fügeflächen; b) unrunde Fügeflächen

Bei den rotationssymmetrischen Verbindungen in Bild 6.20 a) zeigt sich die höchste prozentuale Steigerung der Maximalkraft mit gleichem Wellenwerkstoff von 24 % bei der Variante A-350 mit $F_{ax,max,A-350} = 144$ kN im Vergleich zur zylindrischen Fügefläche A-Zyl mit $F_{ax,max,A-Zyl} = 116$ kN. Die höchste übertragbare Axialkraft tritt mit $F_{ax,max,B-450} = 165$ kN bei der Variante B-450 mit Wellenwerkstoff 42CrMo4 auf. Die unrunderen 3D-Fügeflächen A-4 und B-4 in Bild 6.20 b) weisen im Vergleich zum Basisprofil U-2 mit konstantem Querschnitt sowohl eine geringfügig höhere elastisch übertragbare Axialkraft als auch eine signifikant höhere Maximalkraft auf. Mit $F_{ax,max,A-4} = 116$ kN ergibt sich für den Wellenwerkstoff 16MnCr5 zwar eine Steigerung von 27 % durch den zusätzlichen axialen Formschluss, jedoch liegen die unrunderen Verbindungen für beide Wellenwerkstoffe durchweg deutlich unterhalb der jeweils vorteilhaftesten rotationssymmetrischen Q-WNV.

Die optische Beurteilung der balligen Proben nach dem Abziehen in Bild 6.21 zeigt teilweise eine unregelmäßig verformte Wellengeometrie, die mit lokalen Fressspuren an der Kontaktfläche einhergeht. Diese Beobachtung stimmt mit dem Anstieg der Kraft-Weg-Kurve B-450 in Bild 6.19 b) während der plastischen Verformung der Welle überein. Die Wellen der zylindrischen Proben weisen dagegen in den meisten Fällen keine Fressspuren und somit eine gleichmäßige Oberflächenbeschaffenheit auf.



Bild 6.21: Getrennte Proben nach dem Abziehversuch: a) konturierte Fügefläche B-450; b) 3D-Fügefläche B-4; c) zylindrische Fügefläche A-Zyl.

Die Reibwerte in Axialrichtung werden für beide Wellenwerkstoffe mit den zylindrischen Q-WNV ermittelt. Die Berechnung erfolgt mit der elastisch übertragbaren Axialkraft $F_{ax0,2}$, die gleichzeitig die Lösekraft der zylindrischen Verbindung darstellt (siehe Bild 6.19). Analog zu den Reibwerten in Umfangsrichtung wird mit dem ermittelten Fugendruck und der Größe der Kontaktfläche ein globaler Reibwert nach *Coulomb* berechnet. Bild 6.22 a) zeigt die näherungsweise berechneten Fugendruckwerte p_m der rotationssymmetrischen Q-WNV, während Bild 6.22 b) einen Überblick über die ermittelten Reibwerte μ_{ax} in Axialrichtung gibt.

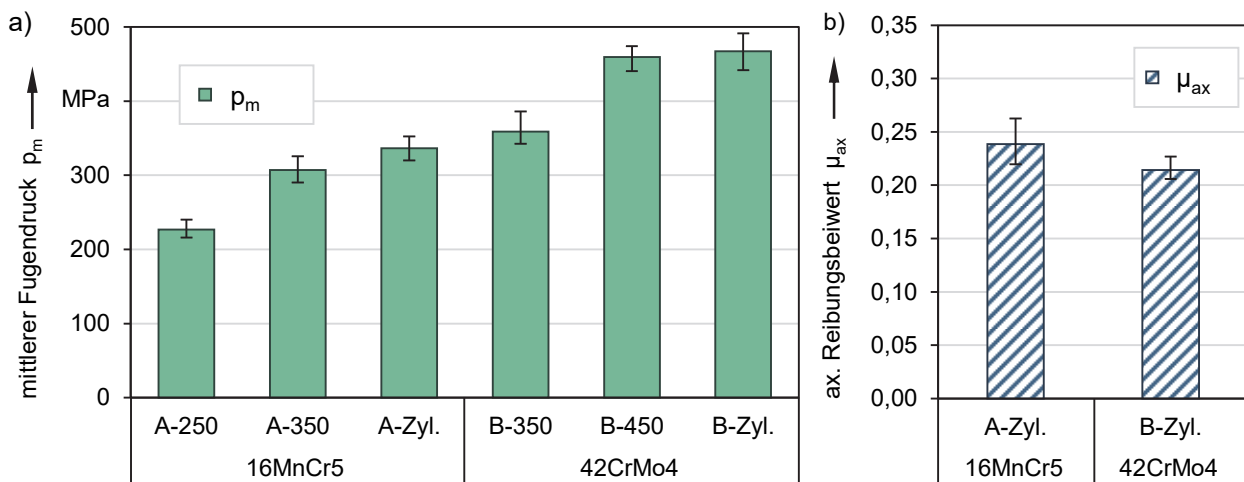


Bild 6.22: a) Mittlerer Fugendruck aus Nabenaufweitung bei rotationssymmetrischen Q-WNV; b) ermittelte Haftbeiwerte in Axialrichtung bei zylindrischen Q-WNV

Die Fugendruckergebnisse lassen mit Ausnahme der Variante B-Zyl eine hohe Korrelation zu den elastisch übertragbaren Axialkräften in Bild 6.20 a) erkennen. Ähnlich wie in Umfangsrichtung weisen auch die Reibwerte in Axialrichtung eine geringe Variation auf, wobei ein geringfügiger Unterschied zwischen beiden Wellenwerkstoffen festzustellen ist. Die mittleren Reibwerte liegen für 16MnCr5 bei $\mu_{ax,A} = 0,239$ und für 42CrMo4 bei

$\mu_{\text{ax,B}} = 0,214$. Die experimentell ermittelten Reibwerte in axialer Richtung übersteigen den verwendeten Wert $\mu_{\text{FEM}} = 0,2$ des FE-Modells der Umformsimulation um ca. 7 – 19 %. Somit liegt μ_{FEM} zwischen den Reibwerten in Umfangs- und Axialrichtung, was die Gültigkeit des gewählten Werts für die numerische Untersuchung des umformtechnischen Herstellprozesses in dieser Arbeit bestätigt.

6.3.4 Schlupf und Reibwert unter dynamischer Torsionsbelastung

Zyklisch beanspruchte WNV zeigen erfahrungsgemäß einen *Trainiereffekt* zu Beginn der Belastung, bei dem der Reibwert im Kontakt gegenüber dem unbelasteten Zustand erhöht wird. Über zyklische Relativbewegungen führen lokale tribologische Effekte zu einer Steigerung des Reibwerts und potenziell auch des Übertragungsvermögens der Verbindung (siehe z. B. [GROPP97, S. 108 ff.]). Versuche zum Trainierverhalten von Q-WNV haben gezeigt, dass die Schlupfamplitude während der ersten ca. 500 Lastwechsel stark abnimmt und danach annähernd konstant bleibt [FUNK17, S. 150 ff.].

Im Rahmen dieser Arbeit wird die dynamische Beanspruchung mit Hilfe von FE-Simulationen nicht mit dem statischen Reibwert, sondern einem erhöhten dynamischen Reibwert bestimmt. Dieser wird näherungsweise als globaler Wert in der gesamten Verbindung angenommen. Untersuchungen haben gezeigt, dass die Annahme eines konstanten Reibwerts bei der numerischen Berechnung der RDB keine signifikanten Unterschiede im Vergleich zu einer lokalen Anpassung verursacht [NABOULSI03; VADIVUCHEZHIAN11]. Für die vorliegenden FE-Untersuchungen der dynamischen Beanspruchung wird ein globaler dynamischer Reibwert von 0,35 in der Kontaktfuge angenommen, der im weiteren Verlauf anhand von dynamischen Schlupfmessungen validiert wird.

Die Schlupfmessungen wurden auf dem vorgestellten Torsionsprüfstand (siehe Kap. 6.3.1) mit präzisen analogen Drehgebern durchgeführt. Da die Verdrehungsmessung neben der Relativverschiebung im Kontakt auch die elastische Verdrehung des gesamten Antriebsstrangs beinhaltet, ist für die Schlupfbetrachtung eine rechnerische Eliminierung des elastischen Anteils erforderlich. Die Höhe der Gesamtsteifigkeit des Antriebsstrangs wurde bereits in experimentellen Untersuchungen von Funk mit Hilfe eines an der Nabenkante verschweißten Dummy-Probenkörpers ermittelt [FUNK17, S. 79 ff.]. Dabei wurde die experimentell ermittelte Verdrehung mittels optischer Bildkorrelationsmessung

verifiziert, wobei eine zyklische plastische Verformung der Bauteile ausgeschlossen werden konnte. Aufbauend auf diesen Ergebnissen wird eine Analyse der Relativbewegung für die vorhandene Probengeometrie durchgeführt.

In Bild 6.23 sind die minimale und maximale relative Winkelverschiebung $\delta_{s,\min}$ bzw. $\delta_{s,\max}$ an der Nabenkante des 3D-Profiles A-4 bei einem schwellenden Torsionsmoment von $M_{T,o} = 558 \text{ Nm}$ dargestellt.

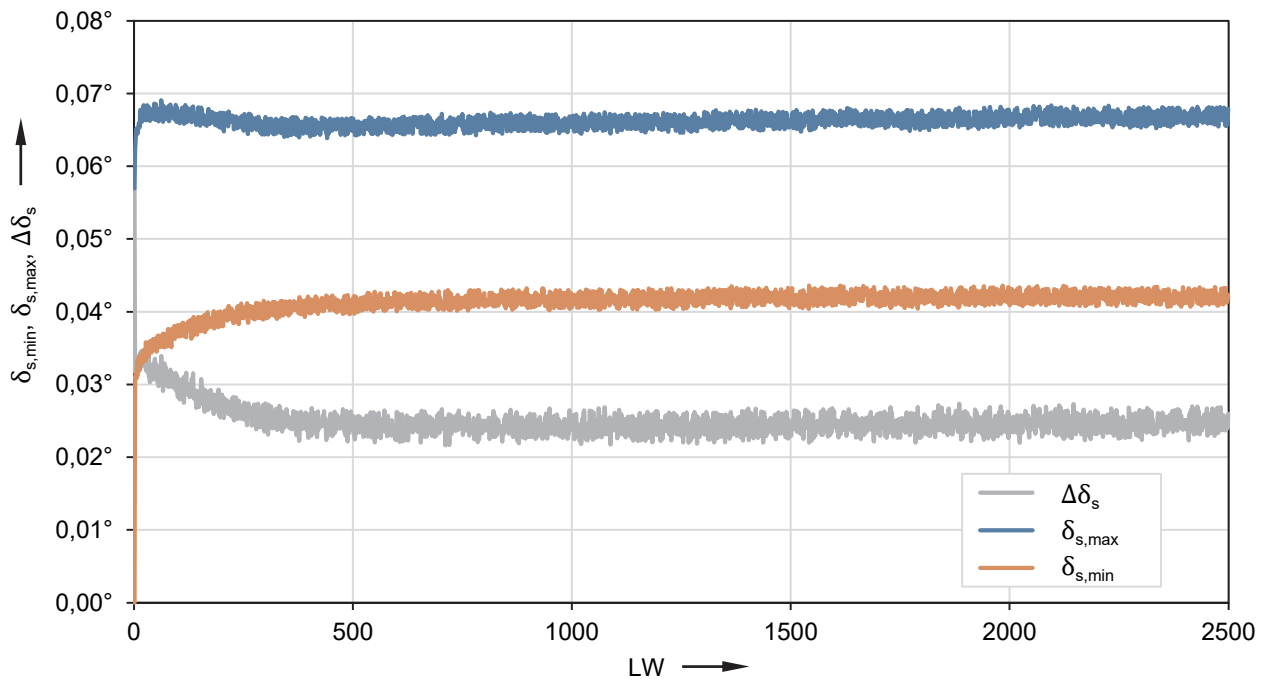


Bild 6.23: Relative Winkelverschiebung der Probe 101 / A43 mit 3D-Profil A-4 innerhalb der ersten 2500 Lastwechsel bei schwellender Torsion mit $M_{T,o} = 558 \text{ Nm}$

Die Kurven stellen die Ergebnisse der ersten 2.500 Lastwechsel nach Eliminierung des elastischen Verdrehungsanteils dar. Die dargestellte Verschiebungsdifferenz $\Delta\delta_s = \delta_{s,\max} - \delta_{s,\min}$ entspricht dabei dem maximalen Schlupfbetrag an der Nabenkante in Umfangsrichtung. Der *Trainiereffekt* ist in den ersten 500 LW durch eine Abnahme von $\Delta\delta_s$ deutlich zu erkennen, während der Verlauf danach annähernd konstant bleibt.

Die dynamische Belastung erfolgte während der ersten 2.500 LW sinusförmig mit einer Frequenz von 5 Hz, während das Torsionsmoment und der Verdrehwinkel kontinuierlich aufgezeichnet wurden. Ein Vergleich der aufgezeichneten Hystereseschleifen mit der numerisch ermittelten Relativverschiebung ist in Bild 6.24 dargestellt. Die in Bild 6.23 gezeigte Verschiebungsdifferenz $\Delta\delta_s$ entspricht der Gesamtbreite der dargestellten Hystereseschleifen für ausgewählte Lastwechsel. Die Lastwechsel 1 – 3 repräsentieren den untrainierten Ausgangszustand der Verbindung, während LW 2.000 repräsentativ für den trainierten Zustand ist. Neben einer deutlichen Formänderung der Hysteresekurve

ist auch eine irreversible Winkelverschiebung im Kontakt erkennbar, die im trainierten Zustand einen Maximalwert von $0,04^\circ$ (bei $M_T = 0$) annimmt. Die Hystereseschleifen sind jeweils mit den numerisch ermittelten Ergebnissen für den angenommenen statischen Reibwert von $\mu_{FEM,stat} = 0,2$ sowie für den dynamischen Reibwert von $\mu_{FEM,dyn} = 0,35$ überlagert.

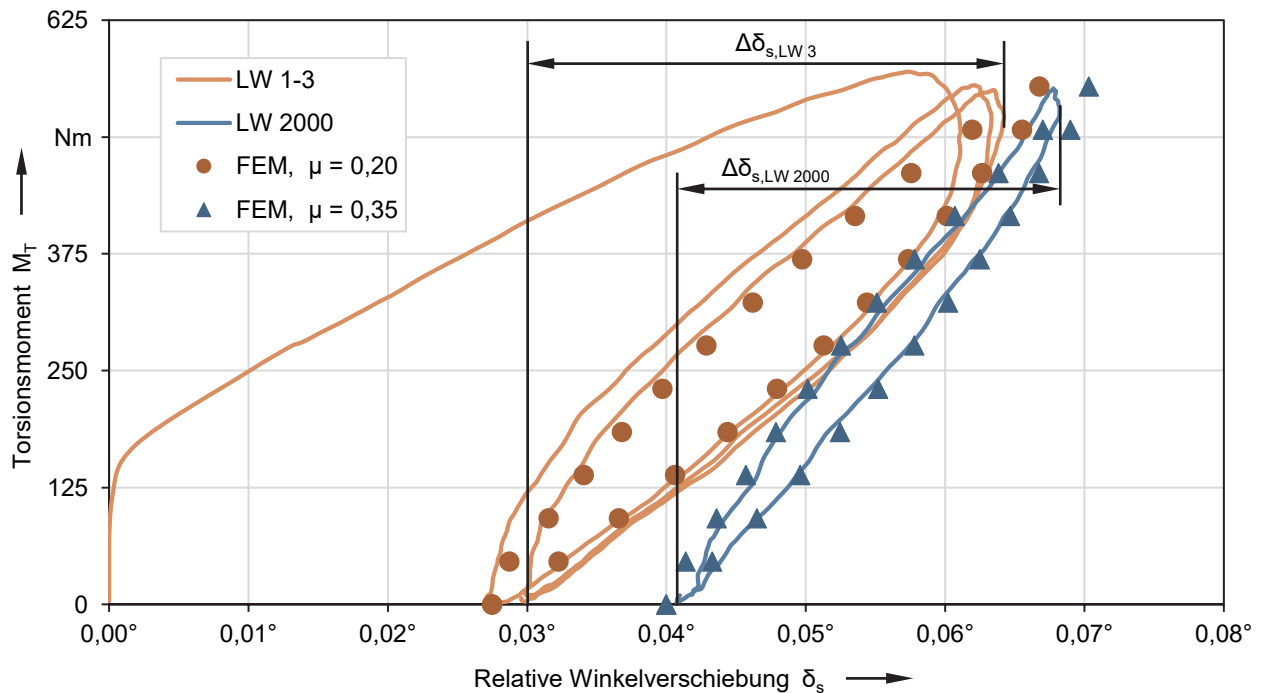


Bild 6.24: Hystereseschleifen der Probe 101 / A43 mit 3D-Profil A-4 unter schwelliger Torsion ($M_{T,o} = 558 \text{ Nm}$) sowie überlagerte FE-Ergebnisse der relativen Winkelverschiebung an der Nabenkante

In beiden Fällen ist eine gute Übereinstimmung der numerischen mit den experimentellen Ergebnissen sowohl in der Gesamtbreite als auch in der Form der Hystereseschleifen zu erkennen. Die Abweichung des maximalen Schlupfbetrags der FE-Simulation zum Messergebnis während eines Lastwechsels beträgt +13 % für LW 3 und +12 % für LW 2000. Mit den vorliegenden Ergebnissen werden die in der FE-Simulation verwendeten Reibwerte mit $\mu_{FEM,stat} = 0,2$ sowohl im statischen (untrainierten) Fall als auch mit $\mu_{FEM,dyn} = 0,35$ im dynamischen (trainierten) Fall erfolgreich validiert. Damit wird eine hohe Aussagekraft der verwendeten Analysemodelle für die Untersuchung des Umformprozesses und für die Analyse der dynamischen Beanspruchung bestätigt.

6.4 Ermüdungsfestigkeit unter Torsion

Im Rahmen der Ermüdungsfestigkeitsuntersuchungen wurden die 3D-Fügeflächen A-4 und B-4 unter schwelliger Torsionsbelastung gegenüber dem querschnittskonstanten

Basisprofil U-2 untersucht. In Dauerlaufversuchen auf dem servohydraulischen Torsionprüfstand des IKTD wurde die statistisch abgesicherte Dauerfestigkeitsgrenze ermittelt (siehe Kap. 6.4.1) und das Schädigungsverhalten der Q-WNV unter RDB analysiert (siehe Kap. 6.4.2). Ziel ist es, die erhöhte Ermüdungsfestigkeit durch die Gestaltoptimierung nachzuweisen und Rückschlüsse auf geeignete Bewertungsparameter für die zukünftige Auslegung von Q-WNV zu ziehen.

6.4.1 Ermittlung der Dauerfestigkeit

Die Dauerlaufversuche wurden bei vorgegebenen, logarithmisch abgestuften Lastniveaus mit einer Belastungsfrequenz von 60 Hz bis zu einer Grenzlastwechselzahl von $2 \cdot 10^7$ bzw. bis zum Probenversagen durchgeführt. Dabei wurde das *Treppenstufenverfahren* nach Dixon und Mood [DIXON48] angewendet, bei dem das Lastniveau der untersuchten Probe vom Versagen der vorhergehenden Probe abhängt. Versagt eine Probe vor Erreichen der Grenzlastwechselzahl, wird das nächstniedrigere Lastniveau gewählt, ansonsten das nächsthöhere. Dadurch ergibt sich eine zusammenhängende Folge von Durchläufern (Versuchsabbruch bei Erreichen der Grenzlastwechselzahl) und gebrochenen Proben (Versuchsabbruch bei Anstieg des Verdrehwinkels um 25 %), die mit dem statistischen Auswerteverfahren nach Hück [HÜCK83] hinsichtlich Mittelwert und Standardabweichung der Dauerfestigkeit ausgewertet werden kann.

Die untersuchten Probentypen sind in Tabelle 6.2 zusammengestellt. Neben den Q-WNV mit konstantem Profilquerschnitt U-2 und den 3D-Profilen A-4 und B-4 wurde als Referenz die bereits in Kap. 6.3.2 vorgestellte Zahnwellenverbindung DIN 5480 – 27 x 1,75 x 14 x 8H 7f untersucht. Zur besseren Vergleichbarkeit der Ergebnisse sind in Tabelle 6.2 zusätzlich die Ersatzdurchmesser d_e mit gleichem Flächenträgheitsmoment im Querschnitt der wellenzugewandten Nabenkante sowie die Pferchkreis- und Hüllkreisdurchmesser d_{min} und d_{max} des jeweiligen Profils gegenübergestellt.





Probentyp	Zahnwellenverb.	Q-WNV 2,5D-Profil	Q-WNV 3D-Profil	Q-WNV 3D-Profil
				
Bezeichnung	ZV	U-2	A-4	B-4
Wellenwerkstoff	16MnCr5	16MnCr5	16MnCr5	42CrMo4
d_e ; d_{min} ; d_{max} [mm]	24,93 23,15 27,00	25,26 23,40 26,60	24,74 23,28 27,14	24,72 23,26 27,04
Anzahl Versuche	9	13	13	13

Tabelle 6.2: Probenvarianten für Dauerlaufversuche unter schwellender Torsion

Das Ergebnis des Treppenstufenversuchs ist in Tabelle 6.3 exemplarisch für das 3D-Profil A-4 dargestellt. Bei allen Varianten liegen die ausgewerteten Versuche auf jeweils drei bzw. vier Lastniveaus, so dass der gewählte Stufensprung von 1,12 eine geeignete Abstufung für Q-WNV darstellt. Die vollständige Auswertung aller untersuchten Probenvarianten ist in Anhang A.9 zusammengefasst. Unter Anwendung des Auswerteverfahrens nach Hück und der Annahme einer logarithmischen Normalverteilung der Ergebnisse werden die dauerhaft ertragbaren Torsionsmomente für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\dot{u}} = 50\%$ ermittelt und in Bild 6.25 dargestellt.

$M_{T,o}$ [Nm]	Schwellende Torsion - 3D-Profil A-4													
695														
621	X							X		X				
554		X		X		X		O		O		X		F
494			O		O		O						O	
440														
Nr.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
	X - Bruch				O - Durchläufer				F - Fiktiv (Eingefärbte Zellen: Probe doppelt verwendet)					

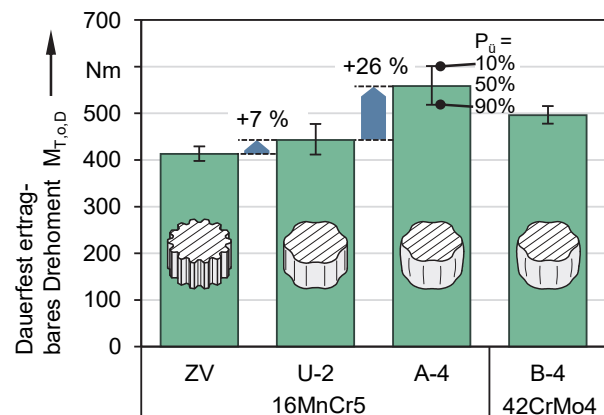


Tabelle 6.3: Ergebnisse der Dauerlaufversuche: 3D-Profil A-4

Bild 6.25: Dauerfest ertragbares Torsionsmoment bei rein schwellender zyklischer Belastung

Es ist zu beachten, dass der Mittelwert der Dauerfestigkeit genauer bestimmt wird als die Standardabweichung, so dass die zusätzlichen Ergebnisse für $P_{\dot{u}} = 10\%$ und 90% aufgrund der relativ geringen Probenanzahl mit einer größeren Unsicherheit behaftet sind und nur als Abschätzung dienen können.

Die Ergebnisse zeigen, dass Q-WNV bei gleichen geometrischen und werkstofflichen Randbedingungen die Dauerfestigkeit klassischer Zahnwellenverbindungen unter dynamischer Torsion übertreffen können. Die Variante U-2 mit konstantem Querschnitt weist mit $M_{T,o,D,U-2} = 443$ Nm eine Steigerung von 7 % gegenüber der Zahnwellenverbindung (ZV) mit $M_{T,o,D,U-2} = 413$ Nm auf. Insbesondere wird eine Steigerung der Dauerfestigkeit der Q-WNV durch die fugendruckorientierte Gestaltoptimierung in Höhe von 26 % im Vergleich zum Basisprofil U-2 nachgewiesen. Das dauerhaft ertragbare Torsionsmoment des 3D-Profils A-4 beträgt bei identischem Werkstoff 16MnCr5 $M_{T,o,D,A-4} = 558$ Nm. Demgegenüber ist ein negativer Einfluss des höherfesten Wellen-

werkstoffs 42CrMo4 auf die Dauerfestigkeit festzustellen. Die Steigerung der 3D-Fügefläche B-4 mit $M_{T,o,D,B-4} = 496 \text{ Nm}$ zum Basisprofil U-2 mit dem Wellenwerkstoff 16MnCr5 beträgt nur 12 % und liegt damit deutlich unter dem Profil A-4.

6.4.2 Analyse der Schädigung durch Reibdauerbeanspruchung

Die Mehrzahl der gebrochenen Proben versagte durch einen Anriss im Fügebereich der Welle in unmittelbarer Nähe der Nabenkante. Nabenversagen trat nur vereinzelt bei der Variante B-4 im Wechsel mit Wellenversagen auf und kann mit der erhöhten Zugbeanspruchung der Nabe durch den härtesten Wellenwerkstoff 42CrMo4 erklärt werden, die hier aufgrund des höheren Fugendrucklevels vorliegt. Alle Anrisse traten in Bereichen hoher Reibdauerbeanspruchung auf, mit Ausnahme der Zahnwellenverbindung mit dem Rissbeginn im Zahnfußradius der Welle. In Bild 6.26 sind die Wellen von gebrochenen Proben aller untersuchten Varianten mit repräsentativen Schädigungsbildern dargestellt. Zur Analyse der Fügeflächen wurden die Naben von jeweils zwei Proben nach dem Dauerlaufversuch mechanisch aufgetrennt und entfernt.

Bei allen Varianten einschließlich der Referenzverbindung treten deutlich sichtbare Bereiche mit Reibkorrosion auf, die auf eine signifikante Reibdauerbeanspruchung hindeuten. Bei der ZV ist die RDB an den Zahnflanken vor allem in der Nähe der Nabenkante zu beobachten und setzt sich am Kontaktrand auch weit in die Verbindungslänge hinein fort. Bei Q-WNV ist die RDB ebenfalls in der Nähe der Nabenkante konzentriert, wobei das Basisprofil U-2 eine unregelmäßige Verteilung in Umfangsrichtung aufweist, die aus dem unvollständigen Kontakt an dieser Stelle resultiert. Bei den 3D-Fügeflächen A-4 und B-4 ist der RDB-Schadensbereich sehr ähnlich und relativ gleichmäßig entlang des Umfangs in einem ca. 3 mm breiten Streifen an der Nabenkante verteilt.

Die Anrissposition liegt bei der ZV im Zahnfußradius, wobei sich der Riss in einem Winkel von ca. 45° entlang der Zahnflanke und des Fußdurchmessers fortsetzt, was charakteristisch für das Versagen von Zahnwellenverbindungen und eine Rissausbreitung unter dominierender Torsionsbelastung ist. Bei den Q-WNV geht der Riss durchgehend von der unmittelbaren Umgebung der Nabenkante aus und setzt sich vor allem außerhalb der Fügefläche in einem Winkel von ca. 45° fort, bevor der Riss in der Kerbe mit dem kleinsten Wellendurchmesser senkrecht zur Achsrichtung weiterläuft. Die Risse in der Kerbe außerhalb der Fügefläche treten ausschließlich bei Proben mit eindeutigem Anriss an der Nabenkante auf, so dass ein Versagen der Q-WNV außerhalb der Fügefläche ausge-

geschlossen werden kann. In Umfangsrichtung sind die Anrisspositionen sowohl beim Basisprofil U-2 als auch bei den 3D-Fügeflächen A-4 und B-4 relativ konstant und treten bei insgesamt sieben vermessenen Anrissen in einem Winkelbereich von $\varphi = 21^\circ - 24^\circ$ auf, wodurch sie im Winkel von $6^\circ - 9^\circ$ außerhalb des Profiltiefpunkts auf der formschlüssig kraftübertragenden Mitnehmerflanke liegen. Wie der Rissabdruck an der Welle B-4 zeigt, liegt der Anriss bei Nabenbruch ebenfalls in der Nähe der unteren Nabenkante in einem Winkel von ca. 3° außerhalb des Profilhochpunkts.

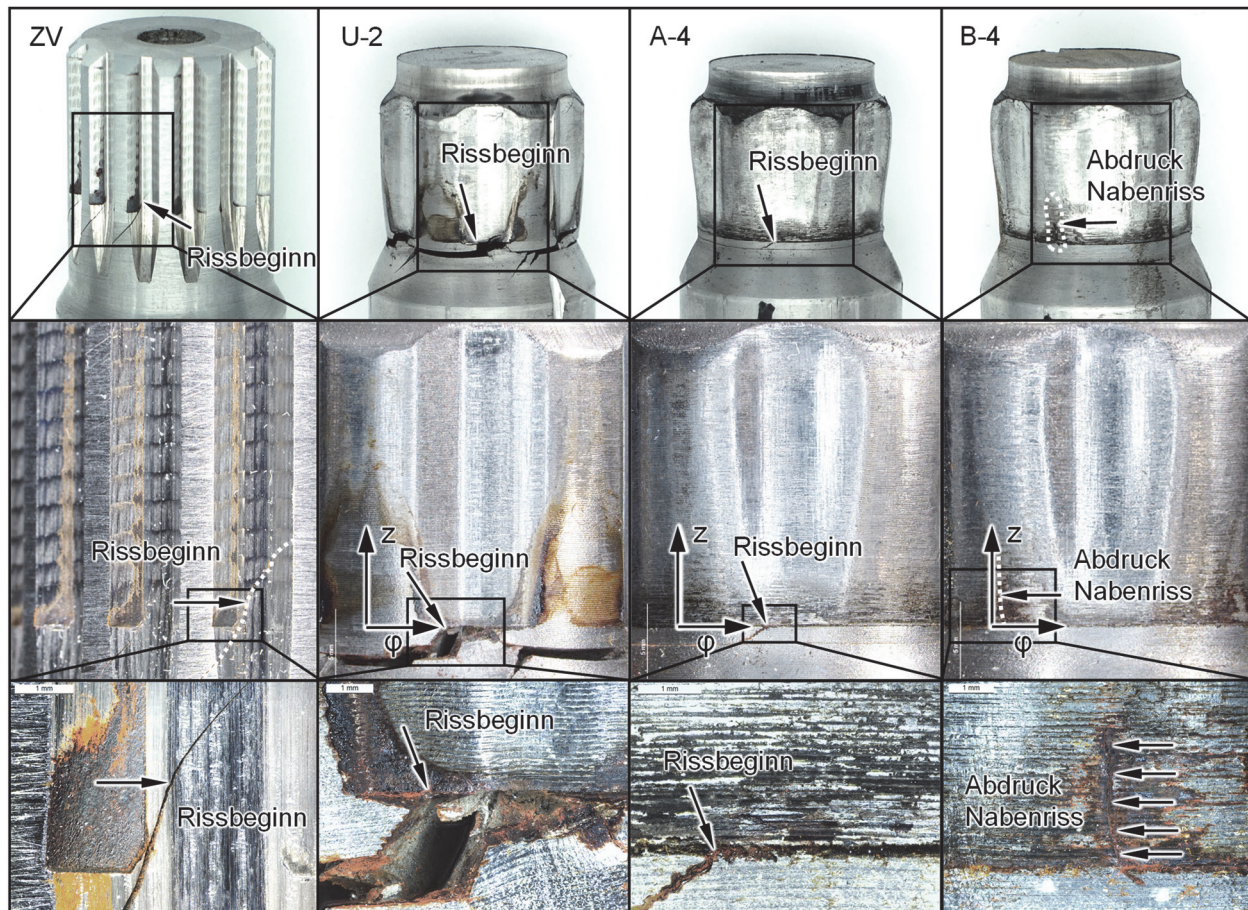


Bild 6.26: Reibkorrosion und Anrissorte an den Wellen gebrochener Dauerlaufproben

Um einen direkten Vergleich der Schädigungsbilder mit den rechnerisch ermittelten Bewertungsparametern der RDB zu ermöglichen, wurden für die drei untersuchten Q-WNV mit Hilfe des Analysemodells erneut Beanspruchungsanalysen bei der jeweiligen dauerfest ertragbaren Torsionsbelastung durchgeführt. In Bild 6.27 a) sind die normierten Maximalwerte verschiedener RDB-Parameter an der Fügefläche der Welle dargestellt, um die jeweilige Vorhersagegüte der beobachteten Schädigungshöhe zu bewerten. Bei idealer Schädigungsvorhersage nimmt ein Parameter für alle Varianten den Wert 1,0 an, da die simulierte Belastung jeweils der empirisch ermittelten Belastung bei vollständiger

Auslastung entspricht. Neben den Parametern der kritischen Schnittenebene FS und SWT werden die kombinierten RDB-Parameter $eFFDP_{FS}$, $eFFDP_{SWT}$ und $mFFDP$ dargestellt.

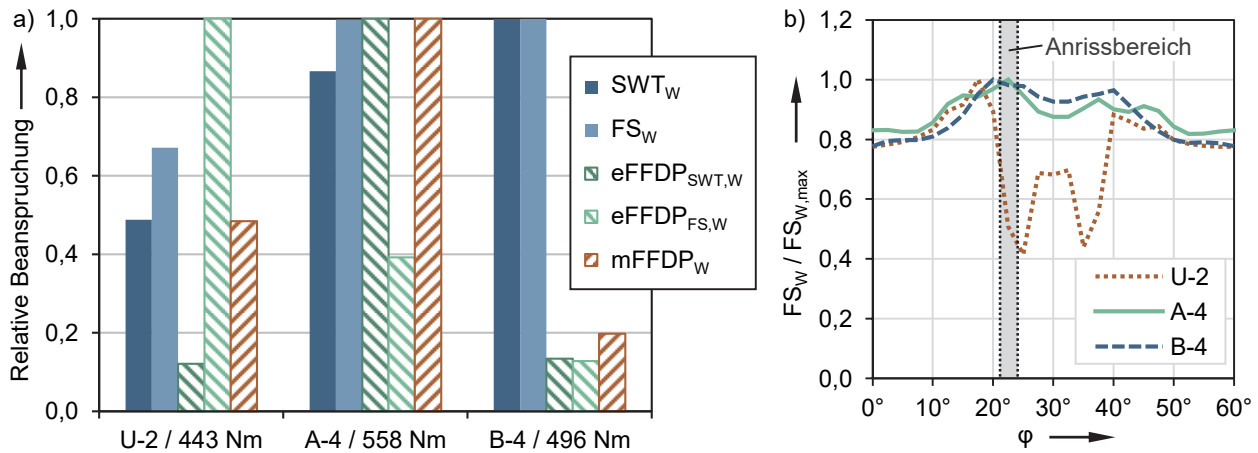


Bild 6.27: a) Normierte Maximalwerte verschiedener RDB-Parameter im Fugebereich der Welle; b) normierte Verteilung des FS-Parameters auf der Welle über einen Mitnehmer in unmittelbarer Nähe der Nabenkante

Die Parameter SWT sowie die kombinierten RDB-Parameter $eFFDP_{SWT}$, $eFFDP_{FS}$ und $mFFDP$ fallen in der normierten Verteilung durch deutlich unterschiedliche Höhen der Parameterwerte zwischen den drei untersuchten Profilen auf. Zudem treten die Maximalwerte zwar an der Nabenkante auf, die Lage der Hochpunkte in Umfangsrichtung stimmt jedoch nicht mit dem beobachteten Anrissbereich überein. Die beste Übereinstimmung zeigt der Parameter der kritischen Schnittenebene FS, der die geringsten Abweichungen zwischen allen Profilen aufweist und zudem eine gute Übereinstimmung der Maximalwerte mit der Anrissposition zeigt (siehe Bild 6.27 b)). Während die beiden 3D-Fügeflächen eine minimale Abweichung der Maximalwerte von unter 3 % aufweisen, ist die Abweichung der prognostizierten Beanspruchung für das Basisprofil U-2 mit -33 % zum 3D-Profil A-4 noch sehr deutlich. Ein ähnliches Bild zeigt sich bei der Vorhersage der Anrissposition, wo die Hochpunkte des Parameters FS bei den 3D-Fügeflächen im Anrissbereich bzw. in einem Abstand von 1° liegen, während die Abweichung bei U-2 mit 3,5° deutlich höher ist.

Angesichts der Singularität des Fugendruckes an der Nabenkante beim Basisprofil U-2 (siehe Bild 5.23) ist eine naheliegende Erklärung eine Verfälschung der Ergebnisse durch die sehr hohen Druckspannungen im unmittelbaren Kantenbereich, die im realen Anwendungsfall aufgrund numerischer und mikrogeometrischer Abweichungen sowie Fließ- und Verschleißerscheinungen wesentlich geringer ausfallen. Diese These kann durch zwei Beobachtungen aus den durchgeführten Untersuchungen gestützt werden. Zum einen

zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung der Ergebnisse für die beiden optimierten 3D-Fügeflächen, bei denen keine Singularität des Fugendrucks auftritt, aber dennoch unterschiedliche Fugendruckniveaus und Festigkeiten der Wellenwerkstoffe vorliegen. Zum anderen ist eine nicht naheliegende Unterschätzung der Wellenbeanspruchung auch bei anderen Festigkeitsparametern zu erkennen, die trotz nachgewiesener höherer Beanspruchung einen geringeren Wert für das Basisprofil U-2 im Vergleich zu den 3D-Fügeflächen vorhersagen (siehe Bild 5.25).

Analog zur Wellenbeanspruchung sind in Bild 6.28 a) die normierten Maximalwerte verschiedener RDB-Parameter an der Fügefläche der Nabe dargestellt. Wegen der dominierenden Zugbeanspruchung in der Nabe ist zusätzlich der Maximalwert der 1. Hauptspannung abgebildet. Im Idealfall nimmt ein Parameter bei der Variante B-4 den Wert 1,0 an und liegt bei den anderen Varianten darunter, da bei der simulierten Belastung nur bei dieser Variante ein Nabenversagen auftrat.

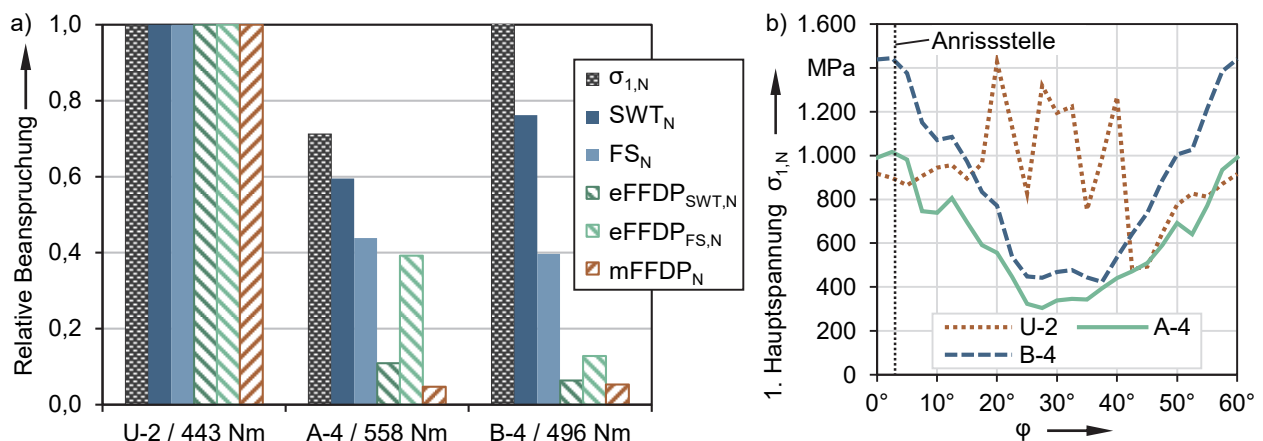


Bild 6.28: a) Normierte Maximalwerte verschiedener RDB-Parameter im Fugebereich der Nabe; b) Verteilung der 1. Hauptspannung auf der Nabe über einen Mitnehmer in der Nähe der Nabenkante

Im Vergleich zu den ausgewerteten RDB-Parametern ergibt sich die beste Übereinstimmung mit dem beobachteten Nabenversagen sowohl in der Höhe als auch in der Lage des Maximalwerts der 1. Hauptspannung, was auf einen spannungsmechanisch induzierten Ermüdungsbruch der Nabe hindeutet. Dies steht in guter Übereinstimmung mit den bereits bei der Auswertung der Beanspruchungen in Kap. 5.4.2 ausgeführten Beobachtungen, dass der härteste Wellenwerkstoff 42CrMo4 zu einer signifikant höheren Grundbeanspruchung der Nabe und zu einer höheren Wahrscheinlichkeit des Nabenversagens führt. An der beobachteten Anrissstelle liegt für das 3D-Profil B-4 eine Beanspruchung von $\sigma_{1,B-4} = 1.444$ MPa vor, die nur 6 % unterhalb der Dehngrenze des Naben-

werkstoffs liegt, während die beiden anderen Profile hier deutlich geringere Werte aufweisen. Die Lage des Hochpunkts stimmt zudem sehr gut mit dem beobachteten Anriss bei ca. $\varphi = 3^\circ$ überein.

Die angenommene Verfälschung der Beanspruchungsergebnisse durch die Spannungssingularität beim Basisprofil U-2 ist auch bei der Nabe zu beobachten, da im Bereich von $\varphi = 17,5^\circ - 42,5^\circ$ sehr hohe Werte für die 1. Hauptspannung in gleicher Höhe der Beanspruchung von B-4 auftreten, ohne dass in den Versuchen ein Versagen der Nabe beobachtet wurde.

Die Ergebnisse zeigen, dass die meisten in der numerischen Analyse von Q-WNV angewendeten RDB-Parameter nicht geeignet sind, die Schädigungshöhe und den Anrissort genau vorherzusagen. Insbesondere im Bereich sehr hoher Fugendruckwerte, wie sie an der Nabenkante des Profils U-2 vorliegen, wird die Schädigungshöhe in den meisten Fällen massiv unterschätzt. Lediglich der Parameter FS überzeugt bei der vorliegenden komplexen Beanspruchung mit zuverlässigen Ergebnissen und korrekter Vorhersage des Anrissorts an der Welle unter den betrachteten Last-, Werkstoff- und Geometriebedingungen, wenn auch mit größeren Abweichungen bei starker Fugendrucküberhöhung. Aus diesem Grund ist dieser Parameter von allen untersuchten Parametern am besten für die Schädigungsprognose von Q-WNV mit 3D-Fügeflächen geeignet und wird daher als Basis für zukünftige Auslegungen empfohlen.

7 Diskussion und Gestaltungshinweise

Im Folgenden werden die Ergebnisse aus den durchgeführten numerischen und experimentellen Untersuchungen vor dem Hintergrund der Zielsetzung dieser Arbeit diskutiert und wichtige Erkenntnisse aus den einzelnen Teiluntersuchungen dargestellt. Anschließend werden allgemeine Gestaltungshinweise für 3D-Fügeflächen von Q-WNV abgeleitet. Damit soll ein Beitrag zum besseren Verständnis des Betriebsverhaltens, der Versagensmechanismen und der vorteilhaften Gestaltung der Fügeflächen geleistet werden, um einen weiteren Schritt in Richtung einer zukünftigen Auslegungsrichtlinie zu gehen.

7.1 Diskussion der Ergebnisse

Zunächst werden die Forschungshypothese und das Hauptziel (siehe Kap. 1.2) betrachtet, bevor auf die einzelnen Teilziele (siehe Kap. 3.1) dieser Arbeit eingegangen wird.

Hypothese

Durch gezielte Konturierung der Fügefläche in axialer Richtung kann die Fugendruckverteilung im Hinblick auf eine geringe RDB optimiert und somit eine Steigerung der Ermüdungsfestigkeit von Q-WNV erreicht werden.

Die Untersuchungsergebnisse dieser Arbeit bestätigen die Forschungshypothese uneingeschränkt. Es konnte eine Methode zur gezielten Konturierung der Fügeflächen entwickelt und eine Optimierung der Fugendruckverteilung im Hinblick auf eine geringe rechnerische RDB durchgeführt werden. Die experimentellen Ergebnisse belegen eine deutliche Steigerung der Ermüdungsfestigkeit der optimierten 3D-Fügeflächen. Als Optimierungsziele wurden eine simultane Minimierung der FS-Parameter an Welle und Nabe sowie ein Grenzwert der Vergleichsspannung in der Nabe verwendet.

Zielsetzung

Steigerung der Ermüdungsfestigkeit von Q-WNV unter Torsion durch fugendruckorientierte Gestaltoptimierung von 3D-Fügeflächen auf Basis komplexer Trochoiden.

Die Zielsetzung der Arbeit wurde erfolgreich umgesetzt. Durch die fugendruckorientierte Gestaltoptimierung von 3D-Fügeflächen auf Basis komplexer Trochoiden konnte beim Wellenwerkstoff 16MnCr5 eine Steigerung der Dauerfestigkeit unter schwellender Torsion um 26 % nachgewiesen werden. Das schrittweise Vorgehen anhand der definierten Teilziele erwies sich als ausschlaggebend für das Erreichen des Hauptziels. Nachfolgend werden die wichtigsten Erkenntnisse aus den Untersuchungen zur Erreichung der Teilziele zusammengefasst.

Teilziele

Gekoppeltes FE-Modell zur realitätsnahen Simulation des umformtechnischen Fügeprozesses und der anschließenden Torsionsbelastung

Für die numerische Analyse und Gestaltoptimierung der Fügeflächen wurde erfolgreich ein gekoppeltes umformtechnisches und strukturmechanisches FE-Modell in *ANSYS Workbench* aufgebaut. Dies ermöglicht die Analyse der komplexen Beanspruchungen in der Kontaktzone unter Berücksichtigung der im Fügeprozess eingebrachten Eigenspannungen und Werkstoffverfestigungen. Eine realitätsnahe Modellierung des Umformwerkzeugs in Bezug auf das elastische Verhalten sowie die tribologischen Eigenschaften ist entscheidend für die Vorhersagegüte des FE-Modells. Um eine hohe Zuverlässigkeit der Ergebnisse sicherzustellen, wurden experimentelle Versuche zur Werkzeugeinstellung und Validierung des numerischen Modells durchgeführt.

Methode zur Gestaltoptimierung axialsymmetrischer Fügeflächen durch Erzeugung eines vorgegebenen Fugendruckverlaufs

Die entwickelte Methode ermöglicht eine effektive Annäherung des Fugendrucks an die Zielvorgabe und eröffnet somit die Möglichkeit, sowohl homogene als auch individuell angepasste Fugendruckverteilungen in axialer Richtung zu erreichen. Darüber hinaus können die Konturen präzise und zuverlässig auf konventionellen CNC-Drehmaschinen hergestellt werden. Die fugendruckbasierte Gestaltoptimierung erfolgt iterativ mit einem degressiven Gestaltanpassungsbetrag, der aus der Differenz des Fugendrucks zum Sollwert berechnet wird. Die numerischen Schwankungen der Fugendruckverteilung zwischen benachbarten Knoten des FE-Modells werden mit Hilfe eines *Butterworth-Filters* minimiert. Dieser Ansatz hat sich als äußerst erfolgsversprechend erwiesen.

Erweiterte Optimierungsmethode für 3D-Fügeflächen auf Basis komplexer Trochoiden

Die Optimierungsmethode wurde erfolgreich erweitert, um unrunde hypotrochoide Profile zu berücksichtigen. Durch die Aufteilung des Profils in hypothetische 15°-Segmente und die gleichzeitige Anpassung des Fugendrucks an den Profilhoch- und -tiefpunkten kann die relative Verteilung des Fugendrucks an beiden Stellen und die absolute Höhe in einem Segment gezielt eingestellt werden. Die Herstellung der unrunder 3D-Fügeflächen erfolgt auf oszillierenden Unrunddrehmaschinen, wobei mindestens zwei Profilkorrekturdurchläufe zur Reduzierung von Formabweichungen zu empfehlen sind.

Erzeugung von 3D-Fügeflächen mit geringer rechnerischer Beanspruchung

Der gewählte Ansatz zur Gestaltoptimierung auf Basis der Fugendruckverteilung und der vollständigen Formfüllung erweist sich als zielführend. Er ermöglicht eine unabhängige Anpassung an unterschiedliche Anforderungen und Festigkeitskriterien durch Variation der vorgegebenen Fugendruckverteilung. Obwohl bisher kein allgemeingültiges Kriterium zur lokalen Bewertung der Reibdauerbeanspruchung bekannt ist, konnte in einer Voruntersuchung an einer Q-WNV mit dünnwandiger Nabe der Parameter FS als das Kriterium mit der besten Übereinstimmung mit der beobachteten Schädigung identifiziert werden. Für die Optimierung der 3D-Fügeflächen wurde daher eine simultane Minimierung der FS-Parameter an Welle und Nabe sowie ein Grenzwert der Vergleichsspannung in der Nabe erfolgreich angewendet.

Experimentelle Validierung der Simulationsmodelle an hergestellten Proben

Das umformtechnische FE-Modell in *ANSYS Workbench* wurde durch Messung der plastischen Wellenverformung und der radialen Nabenaufweitung für alle untersuchten Fügeflächenvarianten validiert. Darüber hinaus wurden die vorhandenen Fugendruckniveaus durch Rückführung der Geometrie der Fügeflächen von Nabe und umgeformter Welle in ein CAD-Modell und anschließender FE-Simulation des vorhandenen Fugendrucks aus dem vorliegenden Übermaß verifiziert. Der im umformtechnischen FE-Modell angenommene globale Reibwert von $\mu_{\text{FEM,stat}} = 0,2$ liegt etwa im Mittel zwischen den experimentell ermittelten Reibwerten in Umfangsrichtung $\mu_t = 0,15$ und in axialer Richtung $\mu_{\text{ax}} = 0,24$. Durch Schlupfmessungen unter dynamischer Torsion konnten zudem die verwendeten Reibwerte für die Umformsimulation $\mu_{\text{FEM,stat}} = 0,2$ und für die Beanspruchungssimulation $\mu_{\text{FEM,dyn}} = 0,35$ in guter Näherung bestätigt werden.

Experimentelle Bestimmung der Dauerfestigkeit unter schwellender Torsion

Die fugendruckbasierte Gestaltoptimierung führt zu einer signifikanten Steigerung der Ermüdungsfestigkeit, was durch experimentelle Dauerlaufversuche unter schwellender Torsion nachgewiesen wurde. Dabei wurde für beide untersuchten Wellenwerkstoffe jeweils eine optimierte 3D-Fügefläche im Vergleich zum ursprünglichen ungerundeten Fügeprofil mit konstantem Querschnitt sowie im Vergleich zu einer genormten Zahnwellenverbindung mit vergleichbaren Abmessungen untersucht. Die Q-WNV-Variante mit konstantem Profilquerschnitt U-2 weist bei identischem Werkstoffzustand (Welle: 16MnCr5 normalgeglüht, Nabe: 42CrMo4 gehärtet) eine um 7 % höhere Festigkeit als die Zahnwellen-

verbindung auf. Mit demselben Wellenwerkstoff konnte bei Verwendung des 3D-Profiles A-4 eine Festigkeitssteigerung von 26 % gegenüber dem Profil U-2 nachgewiesen werden. Das 3D-Profil B-4 führt mit dem härtesten Wellenwerkstoff 42CrMo4 zu einer geringeren Steigerung der dynamischen Torsionsfestigkeit von 12 % gegenüber U-2, wobei neben Wellenversagen auch vereinzelt Nabenbrüche aufgrund des höheren Zugspannungsniveaus auftreten. Im Gegensatz dazu tritt beim weicheren Wellenwerkstoff 16MnCr5 lediglich Wellenversagen auf.

Identifikation geeigneter Schädigungsparameter für die RDB in Q-WNV





Bei der numerischen Bewertung der RDB an der Welle zeigt der Parameter der kritischen Schnitt Ebene FS die beste Übereinstimmung mit der beobachteten Schädigungshöhe und dem Anrissort, wobei es bei hohen Fugendruckkonzentrationen zu einer Unterschätzung der Schädigung kommen kann. Der Parameter SWT sowie die untersuchten RDB-Parameter mit tribologischer Komponente weichen dagegen bei den untersuchten Q-WNV deutlich von der beobachteten Schädigung ab und stellen deshalb keine geeigneten Schädigungsparameter für Q-WNV dar. Das Nabenversagen wird zuverlässig durch die maximale Hauptspannung prognostiziert, während die untersuchten RDB-Parameter für die Nabe keine gute Korrelation mit der beobachteten Schädigung aufweisen. Insgesamt hat sich die Gestaltoptimierung der 3D-Fügeflächen durch die Minimierung der FS-Parameter an Welle und Nabe in Kombination mit einer Begrenzung der Spannungen in der Nabe als erfolgreich erwiesen.

7.2 Gestaltungshinweise für Fügeflächen von Q-WNV

Die Gestaltungshinweise in diesem Kapitel sind aus den Ergebnissen der durchgeführten Untersuchungen abgeleitet und stellen Erfahrungswerte in Bezug auf die verwendete Makrogeometrie, Werkstoffkombination und Belastungsart dar (siehe Kap. 4). Sie erheben nicht den Anspruch einer allgemeinen Gestaltungsrichtlinie, sondern bieten eine Grundlage für weitergehende Untersuchungen und eine Hilfestellung zur Entwicklung optimaler Q-WNV für gegebene (von dieser Arbeit abweichende) Anforderungen. Voraussetzung hierfür ist die Kenntnis und Anwendung der entwickelten Methode zur fugendruckorientierten Gestaltoptimierung (siehe Kap. 5).

Um den Einstieg in die anwendungsorientierte Gestaltung von Q-WNV zu erleichtern, werden in Tabelle 7.1 die untersuchten Fügeflächentypen und Wellenwerkstoffe zunächst hinsichtlich verschiedener Kriterien bewertet und gegenübergestellt. Es werden sowohl Basisfügeflächen mit konstantem Querschnitt (zylindrisch und 2,5D-Profil) als auch

optimierte Fügeflächen mit variablem Querschnitt (ballig und 3D-Profil) verglichen. Dabei werden die in dieser Arbeit relevanten Kriterien für die fugendruckorientierte Gestaltung und die festigkeitstechnischen Ergebnisse berücksichtigt.

*) im Vergleich zur Referenz-PV **) im Vergleich zur Referenz-ZV		Fügeflächengeometrie				Wellenwerkstoff	
		zylindrisch 	ballig 	2,5D-Profil 	3D-Profil 	16MnCr5 (A)	42CrMo4 (B)
Relative Bewertung der Untersuchungsergebnisse	Einstellbarkeit des mittl. Fugendrucks (Kap. 5.2.3, 6.2.3)	+	++	-	+	o	o
	Einstellbarkeit d. Fugendruckverteilung (Kap. 5.3.1, 5.3.2)	--	++	--	++	o	o
	Statisches Grenzdrehmoment * (Kap. 6.3.2)	+	+	++	++	-	+
	Statische axiale Abziehkraft (Kap. 6.3.3)	+	++	-	+	-	+
	Dauerfestigkeit Torsion ** (Kap. 6.4.1)	n. b.	n. b.	+	++	+	-

Relative Einordnung der Ergebnisse innerhalb der Kriterien:

++ ...sehr positiv - ...weniger positiv o ...ohne Einfluss / neutral

+ ...positiv -- ...nicht positiv n. b. ...nicht untersucht und daher nicht bewertet

Tabelle 7.1: Relative Bewertung der untersuchten Fügeflächentypen und Wellenwerkstoffe von Q-WNV hinsichtlich der Einstellbarkeit des Fugendrucks und dem Betriebsverhalten

Mit Hilfe der Bewertungstabelle kann je nach Anwendungsfall entschieden werden, ob eine fugendruckorientierte Gestaltoptimierung (ballig / 3D-Profil) zielführend ist oder die Verwendung einer querschnittskonstanten Fügefläche (zyl. / 2,5D-Profil) in Frage kommt. Hier ist zu beachten, dass eine bessere Einstellbarkeit des mittleren Fugendruckniveaus bzw. der Fugendruckverteilung eine stärkere Beeinflussung der Bauteilbeanspruchung ermöglicht und daher bei festigkeitskritischen Anwendungen zu bevorzugen ist.

Im Folgenden werden Hinweise zu den wichtigsten Randbedingungen und Parametern gegeben, die vor der Anwendung der fugendruckorientierten Gestaltoptimierung festzulegen sind. Die fügetechnischen und geometrischen Randbedingungen sind auch für querschnittskonstante Profiltypen relevant.

Umformtechnische Parameter des Fügeprozesses (siehe Kap. 5.2.3)

- Der effektive Stempelhub h_s kann mit Gl. (5.13) über das Einpressverhältnis q_{ein} (eingepresstes Wellenvolumen zu Hohlraumvolumen zwischen Welle und Nabe)

berechnet werden. Sowohl für runde als auch unrunde Fügeflächen hat sich ein Einpressverhältnis von $q_{\text{ein}} = 1,3$ als vorteilhaft erwiesen.

- Der axiale Vorspannhub h_v lässt sich bei dem verwendeten Werkzeugkonzept geometrisch aus der gewünschten radialen Vorspannung der Nabe und dem Keilwinkel der Vorspannsegmente ermitteln.
- Bei runden Fügeflächen ist eine geringe radiale Nabenvorspannung von ca. 0,02 % zielführend, um die Zentrierung der Nabe im Umformwerkzeug bei gleichzeitig möglichst hohem Fugendruckniveau zu gewährleisten.
- Bei unrunden Fügeprofilen sind die Nabenspannungen wesentlich höher, so dass eine radiale Nabenvorspannung von 0,2 % zweckmäßig ist, um unzulässig hohe Zugspannungen zu vermeiden.

Geometrische Parameter des Fügeflächenprofils (siehe Kap. 5.2.2)

- Als vorteilhafte Basisprofile für Q-WNV wurden von Funk et al. [FUNK13] komplexe Hypotrochoiden (H-T02 Profile) mit $n = 6$ Mitnehmern und einer bezogenen Nennexzentrizität von $\varepsilon_m = 0,064$ identifiziert (siehe Bild 7.1 a), b)).
- Eine geometrische Randbedingung für die wirtschaftliche Herstellbarkeit durch oszillierendes Unrunddrehen ist durch den maximalen Flankenwinkel mit $\beta_{\text{max}} = 28^\circ$ gegeben (siehe Bild 7.1 c)).
- Das entwickelte H-T02 Profil U-2 mit den Profilparametern $f_2 / f_1 = -0,3225$ und $f_2 / f_1 = -0,3$ (Profilgleichung siehe Gl. (2.6)) weist sowohl eine Herstellbarkeit durch oszillierendes Unrunddrehen als auch eine geringe rechnerische RDB unter zyklischer Torsion auf. Damit ist es als querschnittskonstantes Fügeflächenprofil und als Basisprofil für optimierte 3D-Fügeflächen geeignet.

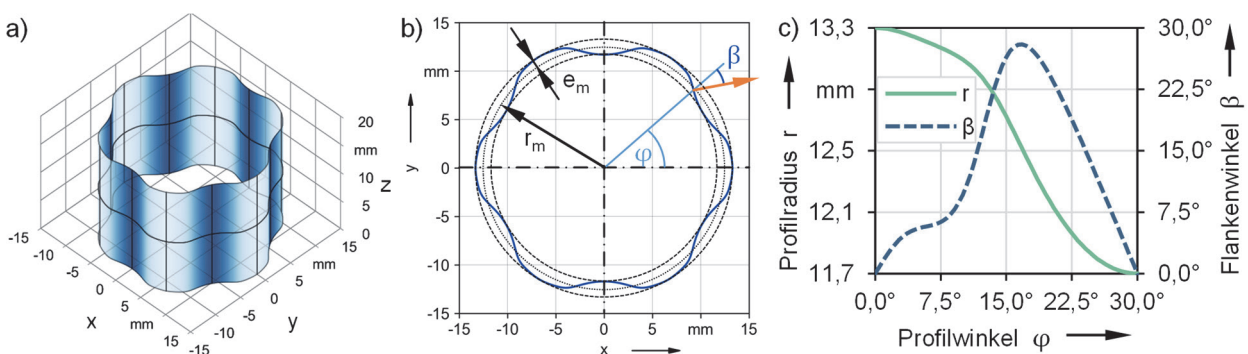


Bild 7.1: a) Konstantes, un rundes H-T02 Profil; b) Profilquerschnitt U-2; c) Verlauf von Profilradius und Flankenwinkel des Profils U-2 über eine Mitnehmerhälfte

Gestaltoptimierung von rotationssymmetrischen Fügeflächen (siehe Kap. 5.1.1, 5.3.1)

- Durch iterative Gestaltoptimierung wird die optimale Fügeflächenkontur $r(z)$ zur Erzeugung der Zielfugendruckverteilung ermittelt. Freiformkonturen ermöglichen dabei die beste Annäherung an die Zielfugendruckverteilung (siehe Bild 7.2 a)).
- Für eine hohe Tragfähigkeit ist ein konstantes Zielfugendruckniveau von ca. 25 % unterhalb der Zugfestigkeit des Wellenwerkstoffs anzustreben. Zusätzlich kann eine Sicherheit gegen Fließen nach [DIN7190-1] (z. B. $S_F = 1,3$) definiert werden.
- Im Ausgangszustand der gefügten Verbindung sollten ca. 80 % der Nabeninnenfläche in Kontakt stehen, um eine effiziente Gestaltoptimierung zu ermöglichen.
- In Bild 7.2 b) und c) sind beispielhaft die in dieser Arbeit entwickelten Fügeflächenkonturen dargestellt. Charakteristisch sind der minimale Konturradius auf der wellenzugewandten Nabenseite ($z = 0$), der maximale Konturradius bei $z > 0,75 L$ und die Abflachung der Kontur mit steigendem Zielfugendruck p_{ziel} .

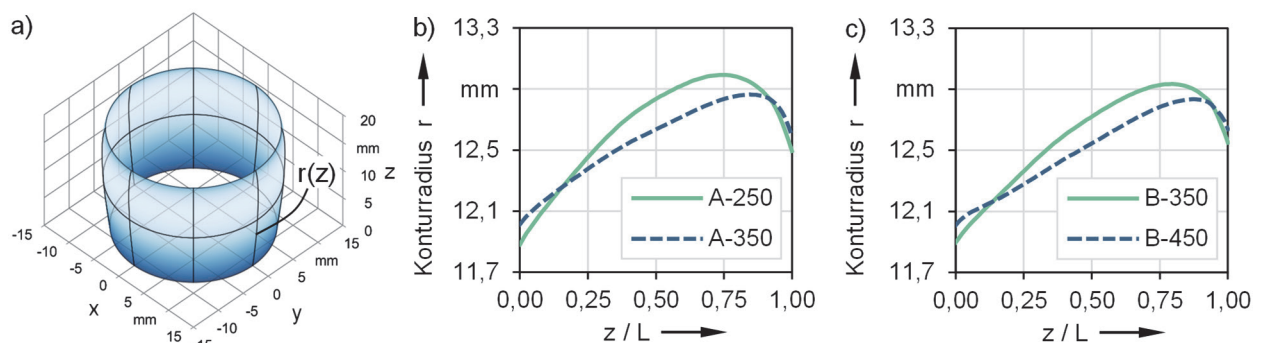


Bild 7.2: a) Variables rotationssymmetrisches Profil; b) Konturverläufe A-250 und A-350 (16MnCr5); c) Konturverläufe B-350 und B-450 (42CrMo4)

Gestaltoptimierung von unrunder 3D-Fügeflächen (siehe Kap. 5.1.2, 5.3.2, 5.4)

- Um bei unrunder 3D-Fügeflächen eine vollständige Formfüllung zu erreichen, werden bei der Gestaltoptimierung gleichzeitig der mittlere Radius r_m und die Nennexzentrizität e_m variiert (siehe Bild 7.3 a), c)).
- Durch eine geometrische Randbedingung (siehe Gl. (5.6)) wird die maximale bezogene Exzentrizität der 3D-Fügefläche mit der bezogenen Nennexzentrizität ε_m des Basisprofils gleichgesetzt. Damit ist einerseits die Herstellbarkeit durch oszillierendes Unrunddrehen gewährleistet, andererseits bleibt ein signifikanter Formschluss im Profil erhalten.
- Die kleinste rechnerische RDB (Parameter FS) ergibt sich bei einem konstanten Zielfugendruck $p_{1,\text{ziel}} = 80 \text{ MPa}$ in der Kontur $r_1(z)$ des Profilhochpunkts und einer quadratisch abfallenden Zielfugendruckverteilung von der Verbindungsmitte

($z = L / 2$) zur wellenzugewandten Nabenkante ($z = 0$) mit einem Min / Max-Verhältnis von $q_{p,2,ziel} = 0,75$ in der Kontur $r_2(z)$ des Profiltiefpunkts (siehe Bild 7.3 b)).

- In Bild 7.3 c) ist beispielhaft die in dieser Arbeit entwickelte 3D-Fügeflächen A-4 dargestellt. Charakteristisch sind die minimale Nennexzentrizität e_m auf der wellenzugewandten Nabenseite ($z = 0$), die maximale Nennexzentrizität bei ca. $z = 0,75 L$ und der näherungsweise sinusförmige Verlauf des mittleren Radius r_m entlang der Fügelänge.

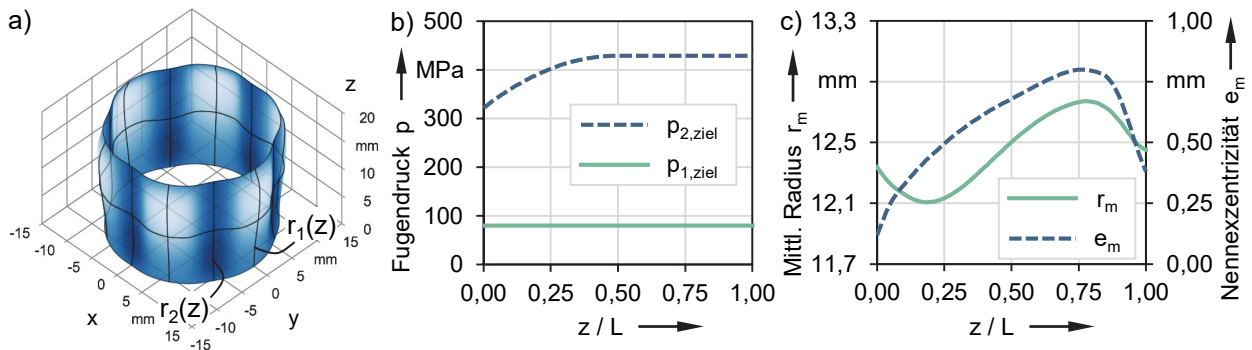


Bild 7.3: a) Variables unroundes H-T02 Profil; b) Zielfugendruckverteilung für minimale RDB sowie b) mittlerer Radius und Nennexzentrizität am 3D-Profil A-4

8 Zusammenfassung

Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine Methode zur Gestaltoptimierung von Fügeflächen für umformtechnisch gefügte Welle-Nabe-Verbindungen (WNV), die mittels Quer-Fließpressen (QFP) eines duktilen Wellenabschnitts in eine gehärtete, fertig bearbeitete Nabe hergestellt werden, entwickelt und umgesetzt. Der Fokus lag auf der Steigerung der Ermüdungsfestigkeit von kombinierten reib- und formschlüssigen WNV, die mittels QFP hergestellt werden (Q-WNV) und die aufgrund des resultierenden inhomogenen Kontaktverhaltens unter dynamischer Torsionsbelastung einer hohen Reibdauerbeanspruchung (RDB) ausgesetzt sind. Zunächst wurden die Probenmakrogeometrie, die Probenwerkstoffe (16MnCr5 und 42CrMo4 normalgeglüht für die Welle, 42CrMo4 gehärtet auf 52 ± 2 HRC für die Nabe) sowie eine geeignete analytische Darstellung für die 3D-Fügeflächen (in axialer Richtung veränderliches Basisprofil) definiert.

Als Grundlage für die Gestaltoptimierung wurde eine gekoppelte Finite-Elemente-Simulation in *ANSYS Workbench* aufgebaut, die den Umformprozess und die anschließende Bauteilbelastung unter Torsion berücksichtigt. Durch die Einbeziehung von Eigenspannungen und Verfestigungseffekten des Wellenwerkstoffs aus dem Fügeprozess wird eine detaillierte Analyse der komplexen Beanspruchung unter Last ermöglicht. Die Auswertung der dynamischen Beanspruchung in der Kontaktzone erfolgte für verschiedene rechnerische Parameter der RDB aus der Literatur. Darauf aufbauend wurde eine Methode zur fugendruckorientierten Gestaltoptimierung von 3D-Fügeflächen auf Basis komplexer Hypotrochoiden (H-T02 Profile) entwickelt, wobei die geometrischen Randbedingungen für eine wirtschaftliche Herstellbarkeit durch oszillierendes Unrunddrehen sichergestellt wurden.

Die Methodenentwicklung erfolgte zunächst an rotationssymmetrischen Fügeflächen, um durch iterative Anpassung der axialen Kontur der Nabeninnenfläche eine Annäherung an eine vorgegebene Fugendruckverteilung zu erzielen. Als Ergebnis wurde eine Verbindung entwickelt, die durch eine ballige Kontur eine vollständige Formfüllung, eine homogene Fugendruckverteilung und die Eliminierung von Spannungskonzentrationen in der Nabe erreicht. Der Optimierungsprozess wurde anschließend auf unrunde Fügeflächen erweitert, indem eine Verbindung mit 3D-Fügeflächen erzeugt wurde, die sowohl an den Hoch- als auch an den Tiefpunkten eine vordefinierte Fugendruckverteilung aufweist. Wie bei den rotationssymmetrischen Verbindungen wurden auch hier die starken Spannungskonzentrationen an der Nabenkante eliminiert.

Anschließend erfolgte die Validierung des Analysemodells sowie die Untersuchung des Beanspruchungsverhaltens der Q-WNV unter statischer und dynamischer Belastung. Durch Gestaltoptimierung wurden pro Wellenwerkstoff jeweils zwei Fügeflächenkonturen mit unterschiedlichen Fugendruckniveaus für rotationssymmetrische Q-WNV sowie jeweils eine 3D-Fügefläche für unrunde Q-WNV mit minimaler rechnerischer RDB entwickelt. Durch Variation der Fugendruckvorgabe wurden für die 3D-Fügeflächen zunächst mehrere Varianten pro Wellenwerkstoff erzeugt, die nach Analyse der dynamischen Beanspruchung hinsichtlich optimaler Eigenschaften selektiert wurden.

Die verwendeten FE-Modelle wurden in experimentellen Fügeversuchen validiert, indem ein Vergleich der Bauteilverformung (plastische Verformung der Welle, elastische Aufweitung der Nabe) von Q-WNV mit rotationssymmetrischen Fügeflächen durchgeführt wurde. Darüber hinaus konnte das vorhandene Fugendruckniveau in der Kontaktfuge mit hoher Genauigkeit bestätigt werden, indem ausgewählte Proben nach dem Fügen vermessen, in ein CAD-Modell übertragen und anschließend in ein FE-Modell integriert wurden, um den Fugendruck mithilfe des ermittelten Übermaßes zu simulieren. Auch der verwendete globale Coulomb-Reibwert der Verbindung von $\mu_{\text{FEM,stat}} = 0,2$ und der dynamische Reibwert von $\mu_{\text{FEM,dyn}} = 0,35$ für die Beanspruchungsanalyse wurden mittels quasistatischen Torsions- und axialen Abziehversuchen sowie einer Schlupfmessung unter dynamischer Torsionsbelastung in guter Näherung bestätigt.

Hinsichtlich der Dauerfestigkeit unter rein schwellender Torsionsbelastung konnten für die drei untersuchten Profilformen der Q-WNV mit Fügenenddurchmesser $d_F = 25$ mm und Nabenlänge $L = 17,6$ mm Werte zwischen 443 Nm und 558 Nm ermittelt werden. Dabei wurde bereits für das nicht optimierte Basisprofil U-2 eine um 7 % höhere Dauerfestigkeit gegenüber der untersuchten Referenzverbindung (genormte Zahnwellenverbindung) erreicht. Eine weitere signifikante Steigerung der Dauerfestigkeit um 26 % konnte durch die Gestaltoptimierung der 3D-Fügefläche A-4 nachgewiesen werden. Die Festigkeitssteigerung beim 3D-Profil B-4 mit dem Wellenwerkstoff 42CrMo4 gegenüber U-2 (16MnCr5) fiel mit 12 % deutlich geringer aus, so dass insgesamt ein negativer Einfluss des härtesten Wellenwerkstoffs auf die Dauerfestigkeit festgestellt wurde.

Ein Vergleich der Schädigungsbilder der Wellen mit den berechneten Schädigungsparametern zeigt eine gute Übereinstimmung der Schädigungshöhe und des Anrissorts mit dem Parameter der kritischen Schnittebene FS über verschiedene Werkstoffe und Fugendruckniveaus hinweg. Für die vereinzelt aufgetretenen Nabenbrüche wurde die dominierende 1. Hauptspannung als versagenskritischer Parameter identifiziert.

Die Untersuchungsergebnisse bestätigen die Forschungshypothese und zeigen, dass durch eine gezielte Konturierung der Fügefläche eine Optimierung der Fugendruckverteilung erreicht und die Ermüdungsfestigkeit von Q-WNV mittels 3D-Fügeflächen gegenüber querschnittskonstanten Profilen, aber auch gegenüber konventionellen Zahnwellenverbindungen signifikant gesteigert werden kann.

Die vorliegende Arbeit leistet einen Beitrag zur Weiterentwicklung ressourceneffizienter Antriebslösungen und liefert wichtige Erkenntnisse für die Gestaltung und festigkeitstechnische Optimierung umformgefügter WNV. Darüber hinaus werden neue Erkenntnisse über die Aussagekraft verschiedener rechnerischer RDB-Parameter hinsichtlich des Schädigungsverhaltens von Q-WNV unter zyklischer Torsionsbelastung gewonnen. Die Ergebnisse sind für die Automobilindustrie und den Mobilitätssektor im Allgemeinen von Bedeutung, da sie zu leistungsfähigeren und nachhaltigeren Antriebssystemen beitragen.

9 Ausblick

Die entwickelte fugendruckbasierte Methode zur Gestaltoptimierung von 3D-Fügeflächen führt zu einer deutlichen Steigerung der Ermüdungsfestigkeit von Q-WNV und ermöglicht zusammen mit den gewonnenen Erkenntnissen über die Beanspruchungsverhältnisse den praktischen Einsatz dieser Verbindungen in der Antriebstechnik.

Für eine zukünftige Weiterentwicklung der Methode sind verschiedene Ansätze denkbar. Eine genauere Definition der Ziele und Randbedingungen der Optimierung kann zu einer noch effektiveren Gestaltung der Fügeflächen führen. So ermöglicht z. B. eine Integration der Beanspruchungssimulation in den iterativen Optimierungsablauf eine direkte Optimierung der Ermüdungsfestigkeit anhand eines definierten Schädigungsparameters. Darüber hinaus kann eine automatische Gewichtung des Formänderungsanteils in Abhängigkeit der Ergebnisse sowie die Definition eines festen Abbruchkriteriums zu einer effektiveren Optimierungsstrategie führen und damit den wirtschaftlichen Aspekt der Methode verbessern.

Der FS-Parameter nach Fatemi und Socie wurde als der geeignetste Schädigungsparameter mit der besten Übereinstimmung für die Ermüdungsfestigkeit der Wellen identifiziert, während das Nabenversagen im Wesentlichen durch hohe Zugspannungen verursacht wurde. Die Ergebnisse des FS-Parameters deuten jedoch darauf hin, dass eine Unterbewertung der Schädigung bei hohen lokalen Druckspannungen vorliegt. Daher könnte eine Modifikation des Parameters in Bezug auf den Druckspannungseinfluss untersucht werden, um einen aussagekräftigeren Parameter für einen breiteren Beanspruchungsbereich zu erhalten. Darüber hinaus könnte die Lebensdauerbestimmung und Korrelation mit der berechneten Schädigungshöhe durch dehnungsbasierte Wöhlerversuche an vereinfachten Werkstoffproben erfolgen. Dies würde es ermöglichen, Grenzwerte für die Betriebs- und Dauerfestigkeit von Q-WNV zu identifizieren und somit die Entwicklung einer werkstoffmechanisch fundierten Bemessungsrichtlinie voranzutreiben.

Um die Akzeptanz der Verbindung in der Industrie zu fördern, ist eine Vereinfachung und Verallgemeinerung der Methode zweckmäßig. Die Vereinfachung der Fügeflächengestalt könnte durch Parameterstudien auf Basis der erzeugten optimalen 3D-Fügeflächen erfolgen, um vereinfachte Fügeprofile zu generieren und robuste Gestaltungsregeln für möglichst vielfältige Anwendungsfälle zu entwickeln. Zukünftige Untersuchungen können sich auf die Anwendung der entwickelten Gestaltungsmethode auf verschiedene Abmessungen, Materialkombinationen und Lastarten (z. B. Umlaufbiegung, kombinierte Lasten,

abweichende Lastkollektive) konzentrieren. Mit alternativen Optimierungsalgorithmen, wie z. B. genetischen Algorithmen, kann ein größerer Designraum numerisch untersucht und ein globales Optimum für die Makro- und Fügeflächengeometrie gefunden werden. Nicht zuletzt bietet sich auch die Integration von Machine-Learning-Methoden zur Beschleunigung des Optimierungsprozesses und zur Erzeugung von intelligenten Entscheidungsregeln für die Gestaltung der Fügeflächen an.

Die entwickelte Methode ist nicht auf die betrachtete Q-WNV beschränkt, sondern kann auf Fügeverbindungen mit ähnlichen Anforderungen und Eigenschaften, wie z. B. plastische Verformung, Einfluss von Oberflächenschädigungen im Bauteilkontakt und komplexe zyklische Beanspruchungen, verallgemeinert werden. Eine abgeleitete Verbindungsart wäre z. B. das umformtechnische Fügen einer WNV mit einem hülsenförmigen Zwischenelement, das auch abweichende Werkstoffzustände der Welle ermöglicht. Hilfreich für die Akzeptanz in der Industrie wäre zudem die Herstellung eines anwendungsnahen Prototyps z. B. mit Stirnradgetrieben in Verbindung mit elektrischen Antrieben, um die Vorteile der Verbindung in einem praxisgerechten Umfeld zu demonstrieren.

Literaturverzeichnis

- AMBRICO00 Ambrico, J.: Plasticity in fretting contact. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 48 (11), 2000, S. 2391–2417 – DOI: 10.1016/s0022-5096(99)00103-9.
- ANSYS23 ANSYS, Inc.: *Element Reference - Release 2023 R1*, 2023.
- ARAÚJO04 Araújo, J. A.; Nowell, D.; Vivacqua, R. C.: The use of multiaxial fatigue models to predict fretting fatigue life of components subjected to different contact stress fields. In: *Fat Frac Eng Mat Struct* 27 (10), 2004, S. 967–978 – DOI: 10.1111/j.1460-2695.2004.00820.x.
- BADER09 Bader, M.: *Das Übertragungsverhalten von Pressverbänden und die daraus abgeleitete Optimierung einer formschlüssigen Welle-Nabe-Verbindung*. Graz: Technische Universität Graz, Dissertation, 2009.
- BAIER94 Baier, H.; Seeßelberg, C.; Specht, B.: Gestaltoptimierung. In: *Optimierung in der Strukturmechanik*. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 1994, S. 163–181.
- BEREMLIJSKI09 Beremlijski, P.; Haslinger, J.; Kočvara, M.; Kučera, R.; Outrata, J. V.: Shape Optimization in Three-Dimensional Contact Problems with Coulomb Friction. In: *SIAM Journal on Optimization* 20 (1), 2009, S. 416–444 – DOI: 10.1137/080714427.
- BERGMANN83 Bergmann, J. W.: *Zur Betriebsfestigkeitsbemessung gekerbter Bauteile auf der Grundlage der örtlichen Beanspruchungen*. Darmstadt: Technische Hochschule Darmstadt, Dissertation, 1983.
- BIANSOMPA15 Biansompa, E. N.; Schäfer, G.: *FVA-Berechnungsrichtlinie für Zahnwellen-Verbindungen*. Frankfurt a. M.: FVA, Abschlussbericht (FVA-Heft 1139), 2015.
- BINZ10 Binz, H.: *Hybride Querpressverbände mit Naben aus monolithischer Keramik unter Torsionsbelastung*. Bonn: DFG, Abschlussbericht (Projekt Nr. 22012476), 2010.
- BIRON12 Biron, G.; Vadean, A.; Tudose, L.: Optimal design of interference fit assemblies subjected to fatigue loads. In: *Structural and Multidisciplinary Optimization* 47 (3), 2012, S. 441–451 – DOI: 10.1007/s00158-012-0836-y.
- BLACHA08 Blacha, M.; Binz, H.: Stress-adaption for ceramic hubs in hybrid interference fits. In: *Proceedings of the NAFEMS Nordic Regional Summit*. Gothenburg (Sweden), 2008.
- BLACHA09 Blacha, M.: *Grundlagen zur Berechnung und Gestaltung von Querpressverbänden mit Naben aus monolithischer Keramik*. Stuttgart: Universität Stuttgart, Dissertation, 2009.
- BRAUN18 Braun, A.: Elektrische Fahrzeugantriebe. *Neue Herausforderungen für Welle-Nabe-Verbindungen*. In: *8. VDI-Fachtagung Welle-Nabe-Verbindungen*. Dimensionierung - Fertigung - Anwendungen. Stuttgart (VDI-Bericht 2337), 2018, S. 3–6.

- DANG VAN00 Dang Van, K.; Maitournam, M. H.: On a New Methodology for Quantitative Modeling of Fretting Fatigue. In: *Fretting fatigue*. Current technology and practices. West Conshohocken (Pennsylvania, USA): American Society for Testing and Materials (ASTM STP 1367), 2000, 538–552.
- DARYUSI12 Daryusi, A.: FEM-Untersuchungen zur Überlagerung von Mehrfachkerben beim Zusammentreffen von Zahnwellen mit Sicherungsringnuten. In: *5. VDI-Fachtagung Welle-Nabe-Verbindungen*. Gestaltung - Fertigung - Anwendungen. Nürtingen (VDI-Bericht 2176), 2012, S. 177–188.
- DIETZ04 Dietz, P.: *Berechnungsgrundlagen und konstruktive Gestaltung innenhochdruckgefügter Pressverbindungen unter Drehmomentbelastung*. Bonn: DFG, Abschlussbericht (Projekt Nr. 5296102), 2004.
- DIN5466-1 DIN 5466-1 Oktober 2000: *Tragfähigkeitsberechnung von Zahn- und Keilwellenverbindungen – Teil 1: Grundlagen*. Berlin: Beuth Verlag.
- DIN8593-5 DIN 8593-5 September 2003: *Fertigungsverfahren Fügen - Teil 5: Fügen durch Umformen - Einordnung, Unterteilung, Begriffe*. Berlin: Beuth Verlag.
- DIN5480-1 DIN 5480-1 März 2006: *Passverzahnungen mit Evolventenflanken und Bezugsdurchmesser – Teil 1: Grundlagen*. Berlin: Beuth Verlag.
- DIN32711-1 DIN 32711-1 März 2009: *Welle-Nabe-Verbindung – Polygonprofil P3G – Teil 1: Allgemeines und Geometrie*. Berlin: Beuth Verlag.
- DIN32712-1 DIN 32712-1 März 2009: *Welle-Nabe-Verbindung – Polygonprofil P4C – Teil 1: Allgemeines und Geometrie*. Berlin: Beuth Verlag.
- DIN743-1 DIN 743-1 Dezember 2012: *Tragfähigkeitsberechnung von Wellen und Achsen – Teil 1: Grundlagen*. Berlin: Beuth Verlag.
- DIN7190-1 DIN 7190-1 Februar 2017: *Pressverbände - Teil 1: Berechnungsgrundlagen und Gestaltungsregeln für zylindrische Pressverbände*. Berlin: Beuth Verlag.
- DIN7190-2 DIN 7190-2 Februar 2017: *Pressverbände - Teil 2: Berechnungsgrundlagen und Gestaltungsregeln für kegelige, selbsthemmende Pressverbände*. Berlin: Beuth Verlag.
- DIN6892-1 DIN EN ISO 6892-1 Juni 2020: *Metallische Werkstoffe – Zugversuch – Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur*. Berlin: Beuth Verlag.
- DIN3689-1 DIN 3689-1 November 2021: *Welle-Nabe-Verbindung – Hypotrochoidische H-Profile – Teil 1: Geometrie und Maße*. Berlin: Beuth Verlag.
- DIN21920-3 DIN EN ISO 21920-3 Dezember 2022: *Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Oberflächenbeschaffenheit: Profile – Teil 3: Spezifikationsoperatoren*. Berlin: Beuth Verlag.
- DIN50125 DIN 50125 August 2022: *Prüfung metallischer Werkstoffe – Zugproben*. Berlin: Beuth Verlag.

- DIXON48 Dixon, W. J.; Mood, A. M.: A Method for Obtaining and Analyzing Sensitivity Data. In: *Journal of the American Statistical Association* (43), 1948, S. 108–126.
- DÖRR13 Dörr, F.; Funk, M.; Liewald, M.; Binz, H.: Numerical investigations on stress distribution and deformation of shaft-hub-connections manufactured by lateral extrusion. In: *Proceedings of the 11th International Conference in Numerical Methods in Industrial Forming Processes: NUMIFORM 2013*. Melville: AIP Publishing (AIP Conference Proceedings 1532), 2013.
- DÖRR14 Dörr, F.; Funk, M.; Liewald, M.; Binz, H.; Köstlmeier, R.: Influence of Internal Hub Profile on Joining Process of Shaft-hub-connection by Lateral Extrusion. In: *Procedia Engineering* (81), 2014, S. 1988–1993 – DOI: 10.1016/j.proeng.2014.10.269.
- DÖRR16 Dörr, F.: *Beitrag zum Umformfügeprozess einer Welle-Nabe-Verbindung durch Quer-Fließpressen*. Stuttgart: Universität Stuttgart, Dissertation, 2016.
- EKBERG04 Ekberg, A.: Fretting fatigue of railway axles - a Review of predictive methods and an outline of a finite element model. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit* 218 (4), 2004, S. 299–316 – DOI: 10.1243/0954409043125905.
- FATEMI88 Fatemi, A.; Socie, D. F.: A Critical Plane Approach to Multiaxial Fatigue Damage Including Out-of-Phase Loading. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures* 11 (3), 1988, S. 149–165 – DOI: 10.1111/j.1460-2695.1988.tb01169.x.
- FKM19 Forschungskuratorium Maschinenbau e. V. (Hg.): *Richtlinie Nichtlinear. Rechnerischer Festigkeitsnachweis unter expliziter Erfassung nichtlinearen Werkstoffverformungsverhaltens*. Frankfurt a. M.: VDMA-Verlag, 2019.
- FKM20 Forschungskuratorium Maschinenbau e. V. (Hg.): *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile*. Frankfurt a. M.: VDMA-Verlag, 2020.
- FRIDRICI05 Fridrici, V.; Fouvry, S.; Kapsa, P.; Perruchaut, P.: Prediction of cracking in Ti–6Al–4V alloy under fretting-wear: use of the SWT criterion. In: *Wear* 259 (1-6), 2005, S. 300–308 – DOI: 10.1016/j.wear.2004.11.026.
- FUNK68 Funk, W.: *Der Einfluß der Reibkorrosion auf die Dauerhaltbarkeit zusammengesetzter Maschinenelemente*. Darmstadt: Technische Hochschule Darmstadt, Dissertation, 1968.
- FUNK13 Funk, M.; Dörr, F.; Binz, H.; Liewald, M.: A method to find suitable internal hub geometries for shaft-hub connections manufactured by lateral extrusion using FEM. In: *Proceedings of NAFEMS World Congress 2013 inc. the 1st International SPDM Conference*. Salzburg (Österreich), 2013, 7E/1.

- FUNK14 Funk, M.; Dörr, F.; Binz, H.; Liewald, M.: Übertragungsfähigkeit mittels Quer-Fließpressen hergestellter Welle-Nabe-Verbindungen mit polygonaler Nabeninnengeometrie bei zyklischer Torsionsbeanspruchung. In: *6. VDI-Fachtagung Welle-Nabe-Verbindungen. Gestaltung - Fertigung - Anwendungen*. Karlsruhe (VDI-Bericht 2238), 2014, S. 201–212.
- FUNK15 Funk, M.; Dörr, F.; Binz, H.; Liewald, M.: Identification of suitable cycloid hub geometries for shaft-hub connections manufactured by lateral extrusion. In: *Proceedings of NAFEMS World Congress 2015 inc. the 2nd International SPDM Conference*. San Diego (California, USA), 2015, S. 261/1-261/20.
- FUNK17 Funk, M.: *Tragfähigkeit von mittels Quer-Fließpressen hergestellten Welle-Nabe-Verbindungen bei Torsionsbeanspruchung*. Stuttgart: Universität Stuttgart, Dissertation, 2017.
- GLÖGGLER03 Glögger, C.: *Untersuchungen an spannungshomogenisierten und zylindrischen Pressverbindungen unter Torsionsbelastung*. Stuttgart: Universität Stuttgart, Dissertation, 2003.
- GOH01 Goh, C.-H.; Wallace, J. M.; Neu, R. W.; McDowell, D. L.: Polycrystal plasticity simulations of fretting fatigue. In: *International Journal of Fatigue* 23, 2001, S. 423–435 – DOI: 10.1016/s0142-1123(01)00150-5.
- GÖTTLICHER95 Göttlicher, C.: *Entwicklung einer verbesserten Festigkeitsberechnung für P3G-Polygon-Welle-Nabe-Verbindungen bei Torsions und kombinierter Biege- und Torsionsbeanspruchung*. Darmstadt: Technische Hochschule Darmstadt, Dissertation, 1995.
- GRÄFENSTEINER15 Gräfensteiner, M.; Leidich, E.: *GECKO - TP I. Analyse und Synthese charakterisierender Kennwerte zur funktionsgerechten Gestaltung von Wirkflächenpaaren in reibschlüssigen Verbindungen*. Frankfurt a. M.: FVV, Abschlussbericht (FVV-Heft 1077), 2015.
- GROCHE14 Groche, P.; Wohletz, S.; Brenneis, M.; Pabst, C.; Resch, F.: Joining by forming—A review on joint mechanisms, applications and future trends. In: *Journal of Materials Processing Technology* 214 (10), 2014, S. 1972–1994 – DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2013.12.022.
- GROPP97 Gropp, H.: *Das Übertragungsverhalten dynamisch Belasteter Preßverbindungen und die Entwicklung einer neuen Generation von Preßverbindungen*. Chemnitz: Technische Universität Chemnitz, Habilitation, 1997.
- GROßMANN06 Großmann, C.: *Fretting Fatigue of Shape Optimised Polygon-Shaft-Hub Connections*. Berlin: Technische Universität Berlin, Dissertation, 2006.
- GSCHWENDNER95 Gschwendner, P.; Dillenkofer, H.; Langenbeck, K.: Pressverbindungen mit optimiertem Wellenprofil. In: *Konstruktion* (47), 1995, S. 339–343.
- GUSTAFSSON96 Gustafsson, F.: Determining the initial states in forward-backward filtering. In: *IEEE Trans. Signal Process.* 44 (4), 1996, S. 988–992 – DOI: 10.1109/78.492552.

- HAGEDORN04 Hagedorn, M.; Weinert, K.: Manufacturing of composite workpieces with rolling tools. In: *Journal of Materials Processing Technology* (153-154), 2004, S. 323–329 – DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2004.04.317.
- HAIBACH06 Haibach, E.: *Betriebsfestigkeit. Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*. 3. Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer, 2006 – ISBN 978-3540293637.
- HARTMANN05 Hartmann, U.: *Neue Erkenntnisse zur Simulation der Reibkorrosionsvorgänge in torsionsbeanspruchten Welle-Nabe-Verbindungen*. Berlin: Technische Universität Berlin, Dissertation, 2005.
- HAUSCHILD18 Hauschild, S.; Leidich, E.; Hasse, A.: Reibdauerbeanspruchte Fügeverbindungen. *Partielle Tragbildausbildung und deren Festigkeitsbewertung*. In: *8. VDI-Fachtagung Welle-Nabe-Verbindungen. Dimensionierung - Fertigung - Anwendungen*. Stuttgart (VDI-Bericht 2337), 2018, S. 249–256.
- HAUSCHILD19 Hauschild, S.: *Reibdauerbeanspruchte Stahl-Kontakte*. Chemnitz: Technische Universität Chemnitz, Dissertation, 2019.
- HEYDT12 Heydt, J. F.: *Untersuchungen zum dynamischen Verhalten von topologisch optimierten Pressverbänden bei Umlaufbiegung*. Stuttgart: Universität Stuttgart, Dissertation, 2012.
- HILDING01 Hilding, D.; Torstenfelt, B.; Klarbring, A.: A computational methodology for shape optimization of structures in frictionless contact. In: *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 190 (31), 2001, S. 4043–4060 – DOI: 10.1016/s0045-7825(00)00310-8.
- HIROTA07 Hirota, K.; Matsuura, T.; Kitamura, K.; Ukai, Y.; Matsunaga, K.: Plastic Flow Joining of Quenched Shaft and Flange with Emphasis on Torsional Strength. In: *Journal of the Japan Society for Technology of Plasticity* (48), 2007, S. 66–70.
- HIROTA08 Hirota, K.; Matsuura, T.; Kitamura, K.; Ukai, Y.; Matsunaga, K.: Effects of Forming Depth and Contact Angle on Plastic Flow Joining of Quenched Shaft and Flange. In: *Journal of the Japan Society for Technology of Plasticity* (49), 2008, S. 70–74.
- HOFMANN16 Hofmann, S.; Leidich, E.: Betriebsfeste Auslegung von Pressverbindungen beliebiger Geometrie. In: *7. VDI-Fachtagung Welle-Nabe-Verbindungen. Gestaltung - Fertigung - Anwendungen*. Karlsruhe (VDI-Bericht 2287), 2016.
- HÜCK83 Hück, M.: Ein verbessertes Verfahren für die Auswertung von Trepfenstufenverfahren. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* (14), 1983, S. 406–417.
- KAROLCZUK05 Karolczuk, A.; Macha, E.: A Review of Critical Plane Orientations in Multiaxial Fatigue Failure Criteria of Metallic Materials. In: *Int J Fract* 134 (3-4), 2005, S. 267–304 – DOI: 10.1007/s10704-005-1088-2.

- KITAMURA12 Kitamura, K.; Hirota, K.; Ukai, Y.; Matsunaga, K.; Osakada, K.: Cold joining of rotor shaft with flange by using plastic deformation. In: *CIRP Annals* 61 (1), 2012, S. 275–278 – DOI: 10.1016/j.cirp.2012.03.099.
- KLOCKE17 Klocke, F.; Ozhoga-Maslovskaja, O.; Schongen, F.; Feuerhack, A.; Trauth, D.: Numerical shape optimization of cold forging tools by means of FEM/BEM simulation. In: *Int J Mater Form* 10 (5), 2017, S. 811–821 – DOI: 10.1007/s12289-016-1321-8.
- KOLLMANN84 Kollmann, F. G.: *Welle-Nabe-Verbindungen: Gestaltung, Auslegung, Auswahl*. Berlin, Heidelberg: Springer, 1984 (Konstruktionsbücher 32) – ISBN 9783642617270.
- KRÖGER20 Kröger, J.: *Hohe Übermaße bei Pressverbindungen. Untersuchungen zu Auslegungsgrenzen und Steigerung der maximalen Übermaße bei zylindrischen Pressverbindungen*. Frankfurt a. M.: FVA, Abschlussbericht (FVA-Heft 1399), 2020.
- LANOUE11 Lanoue, F.; Vadean, A.; Sanschagrin, B.: Fretting fatigue strength reduction factor for interference fits. In: *Simulation Modelling Practice and Theory* 19 (9), 2011, S. 1811–1823 – DOI: 10.1016/j.simpat.2011.05.004.
- LASHIN21 Lashin, G.; Stark, R.: Virtuelle Produktentwicklung. In: *Pahl/Beitz Konstruktionslehre*. 9. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg, 2021, S. 1097–1153.
- LÄTZER14a Lätzer, M.; Leidich, E.; Kleditzsch, S.; Awiszus, B.: Gestaltung und Berechnung von Stahl-Aluminium Rändelpressverbänden. In: 6. *VDI-Fachtagung Welle-Nabe-Verbindungen*. Gestaltung - Fertigung - Anwendungen. Karlsruhe (VDI-Bericht 2238), 2014, S. 131-141.
- LÄTZER14b Lätzer, M.: *Größeneinfluss WNV. Untersuchungen zum Größeneinfluss auf die Gestaltfestigkeit/Kerbwirkungszahlen von Welle-Nabe-Verbindungen*. Frankfurt a. M.: FVA, Abschlussbericht (Forschungsvorhaben Nr. 549 II), 2014.
- LAWRY18 Lawry, M.; Maute, K.: Level set shape and topology optimization of finite strain bilateral contact problems. In: *Int J Numer Methods Eng* 113 (8), 2018, S. 1340–1369 – DOI: 10.1002/nme.5582.
- LEE09 Lee, D.-H.; Kwon, S.-J.; You, W.-H.; Choi, J.-B.; Kim, Y.-J.: Evaluation of Fatigue Crack Initiation Life in a Press-Fitted Shaft Considering the Fretting Wear. In: *Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers A* 33 (10), 2009, S. 1091–1098 – DOI: 10.3795/KSME-A.2009.33.10.1091.
- LEIDICH83 Leidich, E.: *Beanspruchung von Pressverbindungen im elastischen Bereich und Auslegung gegen Dauerbruch*. Darmstadt: Technische Hochschule Darmstadt, Dissertation, 1983.
- LEIDICH84 Leidich, E.: *Berechnung der Pressungsverteilung im zylindrischen Preßverband bei äußerer Belastung. Beanspruchungsgerechte Dimensionierung von Pressverbindungen*. Frankfurt a. M.: FVA, Abschlussbericht (FVA-Heft 161), 1984.

- LEIDICH10 Leidich, E.; Brůžek, B.: Untersuchungen zur Gestaltfestigkeit von Pressverbindungen. In: *antriebstechnik* (10/2014), 2010, S. 51–58.
- LEIDICH12 Leidich, E.: Welle-Nabe-Verbindungen: Festigkeit, Berechnung, Normung – eine Übersicht. In: *5. VDI-Fachtagung Welle-Nabe-Verbindungen. Gestaltung - Fertigung - Anwendungen*. Nürtingen (VDI-Bericht 2176), 2012, S. 3–17.
- LEIDICH13 Leidich, E.; Vidner, J.: *Auslegungsrichtlinie Reibkorrosion. Auslegungsrichtlinien zur Vermeidung von Reibkorrosionsschäden an Fügeverbindungen in Hubkolbenverbrennungskraftmaschinen*. Frankfurt a. M.: FVV, Abschlussbericht (FVV-Heft 984), 2013.
- LEIDICH16 Leidich, E.; Hauschild, S.: *Reibkorrosion. Gestaltung und Festigkeitsberechnung reibkorrosionsgefährdeter Fügeverbindungen*. Frankfurt a. M.: FVV, Abschlussbericht (FVV-Heft 1097), 2016.
- LEIDICH17 Leidich, E.; Hauschild, S.: Berechnungsmethode für reibdauerbeanspruchte Bauteile. In: *Automobiltechnische Zeitschrift* 119 (2), 2017, S. 70–73.
- LIEWALD14 Liewald, M.; Binz, H.: *Herstellung einer Welle-Nabe-Verbindung mittels Quer-Fließpressen*. Bonn: DFG, Abschlussbericht (Projekt Nr. 200131848), 2014.
- LIEWALD21 Liewald, M.; Binz, H.: *Entwicklung von 3D-Fügeflächengeometrien für mittels Quer-Fließpressen hergestellte Welle-Nabe-Verbindungen*. Bonn: DFG, Abschlussbericht (Projekt Nr. 397117393), 2021.
- MAIWALD11 Maiwald, A.: *Benchmark Fretting. Benchmarkstudie "Anti-Fretting-Coatings"*. Frankfurt a. M.: FVA, Abschlussbericht (FVA-Heft 994), 2011.
- MÄNZ17 Mänz, T.: *Pressverbindung mit Rändel. Untersuchungen von Pressverbindungen mit gerändelter Welle*. Frankfurt a. M.: FVA, Abschlussbericht (FVA-Heft 1247), 2017.
- MARRÉ09 Marré, M.: *Grundlagen der Prozessgestaltung für das Fügen durch Weiten mit Innenhochdruck*. Dortmund: Technische Universität Dortmund, Dissertation, 2009.
- MARRÉ10 Marré, M.; Gies, S.; Maevus, F.; Tekkaya, A. E.: Joining of light-weight frame structures by die-less hydroforming. In: *International Journal of Material Forming* 3 (S1), 2010, S. 1031–1034 – DOI: 10.1007/s12289-010-0946-2.
- MASUM08 Industrieverband Massivumformung e.V.: *Merkblatt: Richtlinie zur Aufnahme von Fließkurven: Stand 09/2008*, 2008.
- MASUM17 Industrieverband Massivumformung e. V.: *Forschungsverbund für den massiven Leichtbau. Industrie und Wissenschaft forschen entlang der gesamten Prozesskette...* 2017. Online verfügbar unter <https://www.massiverleichtbau.de/forschungsverbund/>, zuletzt geprüft am 02.02.2023.
- MEISSNER20 Meissner, R. J.-P.; Liewald, M.; Ulrich, D.; Binz, H.: Numerical study on the applicability to manufacturing of contact-stress-optimised shaft-hub connections joined by lateral extrusion. In: *Manufacturing Rev.* 7, 21, 2020 – DOI: 10.1051/mfreview/2020016.

- MEIßNER23 Meißner, R.: *Beitrag zur statischen Torsionsfestigkeit umformgefüger Welle-Nabe-Verbindungen*. Stuttgart: Universität Stuttgart, Dissertation, 2023.
- MESKE05 Meske, R.; Sauter, J.; Schnack, E.: Nonparametric gradient-less shape optimization for real-world applications. In: *Structural and Multidisciplinary Optimization* 30 (3), 2005, S. 201–218 – DOI: 10.1007/s00158-005-0518-0.
- MÖRZ22 Mörz, F.: *Fertigungseinfluss Rändelpressverbindung. Einfluss von Fertigungsverfahren auf Pressverbindungen mit gerändelter Welle*. Frankfurt a. M.: FVA, Abschlussbericht (FVA-Heft 1511), 2022.
- NABOULSI03 Naboulsi, S.; Nicholas, T.: Limitations of the Coulomb friction assumption in fretting fatigue analysis. In: *International Journal of Solids and Structures* 40 (23), 2003, S. 6497–6512 – DOI: 10.1016/S0020-7683(03)00401-3.
- NIU19 Niu, C.; Zhang, W.; Gao, T.: Topology optimization of continuum structures for the uniformity of contact pressures. In: *Structural and Multidisciplinary Optimization* 60 (1), 2019, S. 185–210 – DOI: 10.1007/s00158-019-02208-8.
- OLDENDORF99 Oldendorf, U.: *Lastübertragungsmechanismen und Dauerhaltbarkeit von Passfederverbindungen*. Darmstadt: Universität Darmstadt, Dissertation, 1999.
- OPENCAS22 Open Cascade S.A.S: *pythonOCC*. 2022. Online verfügbar unter <https://dev.opencascade.org/project/pythonocc>, zuletzt geprüft am 21.02.2023.
- OU13 Ou, H.; Lu, B.; Cui, Z. S.; Lin, C.: A direct shape optimization approach for contact problems with boundary stress concentration. In: *Journal of Mechanical Science and Technology* 27 (9), 2013, S. 2751–2759 – DOI: 10.1007/s12206-013-0721-7.
- PAYSAN00 Paysan, G.: *Ein Wirkzonenkonzept zur Simulation des Verschleiß- und Tragverhaltens reibkorrosionsgefährdeter Maschinenelemente*. Berlin: Technische Universität Berlin, Dissertation, 2000.
- PODHORSKY79 Podhorsky, M.; Krips, H.: Hydraulisches Aufweiten von Rohren. In: *VGB Kraftwerkstechnik* 59, Heft 1, 1979, S. 81-87.
- PSYK11 Psyk, V.; Risch, D.; Kinsey, B. L.; Tekkaya, A. E.; Kleiner, M.: Electromagnetic forming – A review. In: *Journal of Materials Processing Technology* 211 (5), 2011, S. 787-829.
- REINHOLZ94 Reinholz, R.: *Tragfähigkeit von P3G-Welle-Nabe-Verbindungen bei Dauerschwingbeanspruchung*. Berlin: Technische Universität Berlin, Dissertation, 1994.
- REIß16 Reiß, F.: *Anti-Fretting-Coatings II. Entwicklung eines Bewertungsverfahrens zur beanspruchungsgerechten Auslegung, Auswahl und Optimierung von Anti-Fretting Coatings*. Frankfurt a. M.: FVA, Abschlussbericht (FVA-Heft 1179), 2016.

- RICHTER18a Richter, C. H.; Krupp, U.; Zeißig, M.: Ein validiertes Auslegungsverfahren gegen Reibermüdung unter Berücksichtigung plastischer Effekte. *Teil 1: Versuch und Berechnung*. In: *Konstruktion* (4), 2018, S. 75–82.
- RICHTER18b Richter, C. H.; Krupp, U.; Zeißig, M.: Ein validiertes Auslegungsverfahren gegen Reibermüdung unter Berücksichtigung plastischer Effekte. *Teil 2: Ermüdungsbewertung*. In: *Konstruktion* (5), 2018, S. 83–89.
- RUIZ84 Ruiz, C.; Boddington, P.; Chen, K.: An Investigation of Fatigue and Fretting in a Docketail Joint. In: *Experimental Mechanics* (24), 1984, S. 208–217.
- RUIZ86 Ruiz, C.; Chen, K. C.: Life assessment of dovetail joints between blades and discs in aero-engines. In: *Department of Engineering Science* (C241), 1986, S. 187-194.
- RUIZ92 Ruiz, C.; Wang, Z. P.; Webb, P. H.: Techniques for the Characterization of Fretting Fatigue Damage. In: *Standardization of Fretting Fatigue Test Methods and Requirement*. West Conshohocken (Pennsylvania, USA): American Society for Testing and Materials (ASTM STP 1159), 1992, S. 170-177.
- SCHÄTZLE87 Schätzle, W.: *Quer-Fließpressen eines Flansches oder Bundes an zylindrischen Vollkörpern aus Stahl*. Stuttgart: Universität Stuttgart, Dissertation, 1987.
- SCHUMACHER20 Schumacher, A.: *Optimierung mechanischer Strukturen. Grundlagen und industrielle Anwendungen*. 3. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer, 2020 – ISBN 9783662603284.
- SCHWÄMMLE10 Schwämmle, T.: *Betriebsverhalten von konventionellen und fugendruckhomogenisierten Pressverbänden unter Biegelast*. Stuttgart: Universität Stuttgart, Dissertation, 2010.
- SELZER16 Selzer, M.; Ziaei, M.: Zykliden höherer Stufe - Alternative für formschlüssige Welle-Nabe-Verbindungen Teil 1. In: *antriebstechnik* (10), 2016, S. 100–105.
- SELZER17 Selzer, M.; Ziaei, M.: Zykliden höherer Stufe - Alternative für formschlüssige Welle-Nabe-Verbindungen Teil 2. In: *antriebstechnik* (3), 2017, S. 66–73.
- SMITH76 Smith, K. N.; Watson, P.; Topper, T. H.: A stress-strain function for the fatigue of metals. In: *Journal of Materials JMLSA* (5), 1976, S. 767–778.
- SRIKANTH00 Srikanth, A.; Zabaraz, N.: Shape optimization and preform design in metal forming processes. In: *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 190 (13-14), 2000, S. 1859–1901 – DOI: 10.1016/S0045-7825(00)00213-9.
- SUCHÝ18 Suchý, L.; Leidich, E.; Hasse, A.; Gerstmann, T.; Awiszus, B.: Innenverzahnter Rändelpressverband als Weiterentwicklung des konventionellen Rändelpressverbands. In: *8. VDI-Fachtagung Welle-Nabe-Verbindungen*. Dimensionierung - Fertigung - Anwendungen. Stuttgart (VDI-Bericht 2337), 2018, S. 95-108.

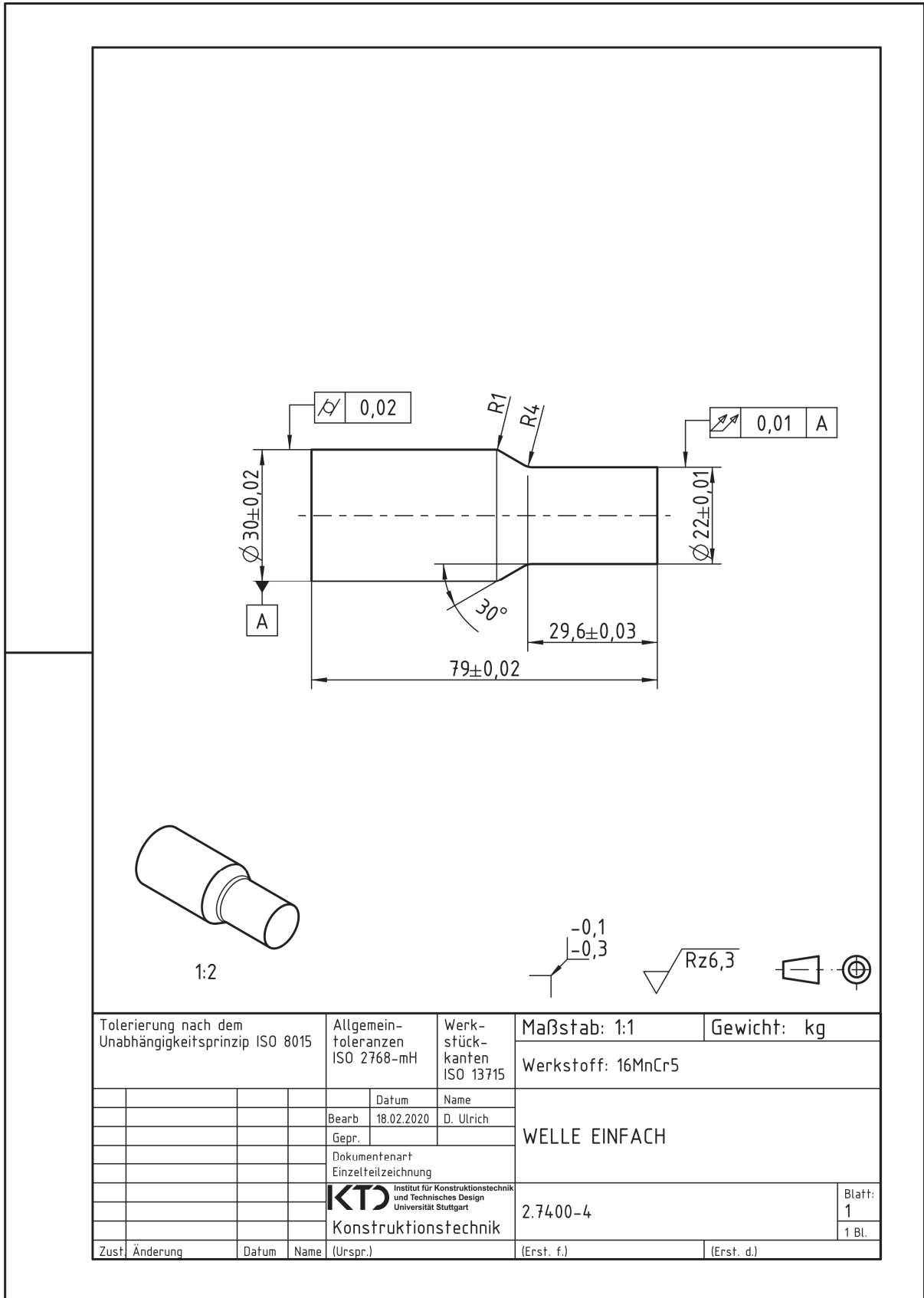
- SUCHÝ19 Suchý, L.; Leidich, E.; Hasse, A.; Gerstmann, T.; Awiszus, B.: Fatigue strength of inner knurled interference fit joined by forming and cutting methods. In: *Frattura ed Integrità Strutturale* 13 (49), 2019, S. 429–434 – DOI: 10.3221/IGF-ESIS.49.41.
- SUM05 Sum, W.; Williams, E.; Leen, S.: Finite element, critical-plane, fatigue life prediction of simple and complex contact configurations. In: *International Journal of Fatigue* 27 (4), 2005, S. 403–416 – DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2004.08.001.
- SZOLWINSKI96 Szolwinski, M. P.; Farris, T. N.: Mechanics of fretting fatigue crack formation. In: *Wear* 198 (1-2), 1996, S. 93–107 – DOI: 10.1016/0043-1648(96)06937-2.
- TAN94 Tan, L.: *Preßverbindungen. Beanspruchungen und Übertragungsfähigkeit der geschwächten Welle-Nabe-Preßverbindungen im elastischen und teilplastischen Bereich*. Frankfurt a. M.: FVA, Abschlussbericht (FVA-Heft 421), 1994.
- TEKKAYA15 Tekkaya, A. E. (Hg.): *60 excellent inventions in metal forming*. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg, 2015.
- ULRICH16 Ulrich, D.; Binz, H.: Einfluss von Schmierstoffen aus der Massivumformtechnik auf die Reibdauerbeanspruchung mikroschlupfanfälliger Welle-Nabe-Verbindungen. In: *7. VDI-Fachtagung Welle-Nabe-Verbindungen. Gestaltung - Fertigung - Anwendungen*. Karlsruhe (VDI-Bericht 2287), 2016, S. 65–77.
- ULRICH19a Ulrich, D.; Binz, H.; Meissner, R.; Liewald, M.; Dietrich, A.: Improved structural mechanics simulation by considering residual stress and strain properties from metal forming simulation. In: *Advances in engineering materials, structures and systems. Innovations, mechanics and applications*. Boca Raton: CRC Press Taylor & Francis Group, 2019, S. 397–402.
- ULRICH19b Ulrich, D.; Binz, H.; Meissner, R.; Liewald, M.: Iterative design method for plastically stressed shaft–hub connections with optimized contact stress. In: *Proceedings of the 2019 NAFEMS World Congress*. Quebec City (Canada), NWC19-403.
- ULRICH21 Ulrich, D.; Binz, H.: An enhanced design method for 3D contact surfaces on shaft–hub connections joined through lateral extrusion. In: *Applications in Engineering Science* (6), 2021 – DOI: 10.1016/j.apples.2021.100047.
- VADIVUCHEZHIAN11 Vadivuchezhian, K.; Sundar, S.; Murthy, H.: Effect of variable friction coefficient on contact tractions. In: *Tribology International* 44 (11), 2011, S. 1433–1442 – DOI: 10.1016/j.triboint.2011.03.022.
- VDI3822 VDI 3822 Juni 2017: *Blatt 1.3: Schadensanalyse*. Berlin: Beuth Verlag.
- VIDNER07a Vidner, J.; Leidich, E.: Betriebsfestigkeitsanalyse von gefügten Maschinenelementen auf Basis der örtlichen Spannungen am Beispiel von Polygon-Welle-Nabe-Verbindungen. In: *DMK 2007 - Dresdner Maschinenelemente Kolloquium*. Dresden: TUDpress, 2007, S. 273–288.

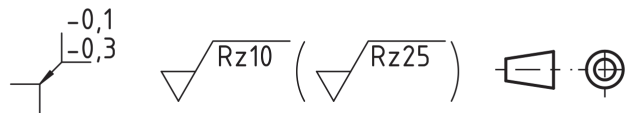
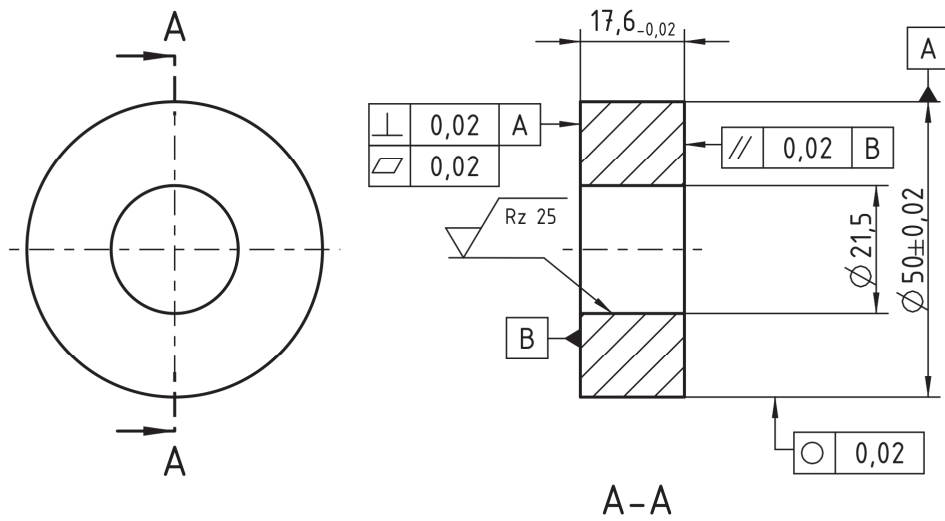
- VIDNER07b Vidner, J.; Leidich, E.: Einfluss der örtlichen Reibdauerbeanspruchung auf die Ermüdungsfestigkeit form- und reibschlüssiger Welle-Nabe-Verbindungen. In: *Welle-Nabe-Verbindungen. Gestaltung - Fertigung - Anwendungen*. Wiesloch (VDI-Bericht 2004), 2007, S. 21–40.
- VIDNER07c Vidner, J.; Leidich, E.: Enhanced Ruiz criterion for the evaluation of crack initiation in contact subjected to fretting fatigue. In: *International Journal of Fatigue* 29 (9-11), 2007, S. 2040–2049 – DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2007.02.010.
- VIDNER16a Vidner, J.: *Methode zur Bewertung der Ermüdungsfestigkeit von reibdauerbeanspruchten Systemen*. Chemnitz: Technische Universität Chemnitz, Dissertation, 2016.
- VIDNER16b Vidner, J.: Wechselwirkung der tribologischen und ermüdungsmechanischen Schädigungskomponenten in reibdauerbeanspruchten Systemen. In: *7. VDI-Fachtagung Welle-Nabe-Verbindungen. Gestaltung - Fertigung - Anwendungen*. Karlsruhe (VDI-Bericht 2287), 2016.
- WAGNER20 Wagner, M.; Binz, H.: Auslegung hybrider Querpressverbände für erhöhte Betriebstemperaturen. In: *Forschung im Ingenieurwesen* 85 (1), 2020, S. 11–19 – DOI: 10.1007/s10010-020-00427-w.
- WEINERT01 Weinert, K.; Hagedorn, M.: Herstellung nichtzylindrischer Verbundwerkstücke. In: *wt werkstatttechnik* 91, Heft 6, 2001, S. 362–366.
- WENDLER16 Wendler, J.; Kresinsky, F.: *DIN 743 – Kerbspannungen mit FEM. Berechnung von Mehrfachkerben nach DIN 743 durch Einbindung von FEM-Ergebnissen*. Frankfurt a. M.: FVA, Abschlussbericht (FVA-Heft 1182), 2016.
- WENDLER18 Wendler, J.; Ulrich, C.; Grafinger, M.; Kresinsky, F.: *Softwareintegration + Validierung Mehrfachkerbe*. Frankfurt a. M.: FVA, Abschlussbericht (FVA-Heft 1311), 2018.
- WILD17 Wild, J.; Wendler, J.: *Tragfähigkeit von Zahnwellenverbindungen. Tragfähigkeit von Profilwellen (Zahnwellen-Verbindungen) unter typischen Einsatzbedingungen*. Frankfurt a. M.: FVA, Abschlussbericht (FVA-Heft 1224), 2017.
- WILD18a Wild, J.; Lohrengel, A.; Schäfer, G.: Optimierung der Tragfähigkeit von Zahnwellenverbindungen in erweiterter Form. In: *8. VDI-Fachtagung Welle-Nabe-Verbindungen. Dimensionierung - Fertigung - Anwendungen*. Stuttgart (VDI-Bericht 2337), 2018.
- WILD18b Wild, J.; Mörz, F.; Selzer, M.: *Optimierung des Zahnwellenprofils primär zur Drehmomentübertragung unter Berücksichtigung wirtschaftlicher Fertigungsmöglichkeiten*. Frankfurt a. M.: FVA, Abschlussbericht (FVA-Heft 1316), 2018.
- WILD21 Wild, J.: *Optimierung der Tragfähigkeit von Zahnwellenverbindungen*. Clausthal: Technische Universität Clausthal, 2021.
- WINTERFELD01 Winterfeld, J.: *Einflüsse der Reibdauerbeanspruchung auf die Tragfähigkeit von P4C-Welle-Nabe-Verbindungen*. Berlin: TU Berlin, Dissertation, 2001.

-
- WOJCIECHOWSKI04 Wojciechowski, J.; Klaus, A.; Hagedorn, M.; Przybylski, W.; Kleiner, M.: Flexibles Fügen leichter Tragwerkstrukturen durch Einwalzen. In: *UTF Science* (Heft 1), 2004.
- ZEHSZ13 Zehsaz, M.; Shahriary, P.: The effects of friction coefficient and interference on the fretting fatigue strength of railway axle assembly. In: *UPB Scientific Bulletin* 75 (4), 2013, S. 71-84.
- ZEISE15 Zeise, B.: *Simulation des Einlaufvorgangs und Festigkeitsbewertung reibkorrosionsgefährdeter Pressverbindungen im Dauerfestigkeitsbereich*. Berlin: Technische Universität Berlin, Dissertation, 2015.
- ZHANG15 Zhang, J.; Wang, B.; Niu, F.; Cheng, G.: Design Optimization of Connection Section for Concentrated Force Diffusion. In: *Mechanics Based Design of Structures and Machines* 43 (2), 2015, S. 209–231 – DOI: 10.1080/15397734.2014.942816.
- ZIAEI02 Ziaei, M.: *Analytische Untersuchung unrunder Profilmfamilien und numerische Optimierung genormter Polygonprofile für Welle-Nabe-Verbindungen*. Chemnitz: TU Chemnitz, Habilitation, 2002.
- ZIAEI12 Ziaei, M.; Schreiter, R.; Unger, A.: Formschlussprofile für Welle-Nabe-Verbindungen. In: *antriebstechnik* (7), 2012.
- ZIAEI18 Ziaei, M.: Analytische Ansätze zur Ermittlung der Torsionsbeanspruchung und der Kerbwirkungszahl in Wellen mit kontinuierlichen unrunden Konturen. In: *8. VDI-Fachtagung Welle-Nabe-Verbindungen. Dimensionierung - Fertigung - Anwendungen*. Stuttgart (VDI-Bericht 2337), 2018, S. 177–188.
- ZIAEI22 Ziaei, M.: Bending Stresses and Deformations in Prismatic Profiled Shafts with Noncircular Contours Based on Higher Hybrid Trochoids. In: *Applied Mechanics* 3 (3), 2022, S. 1063–1079 – DOI: 10.3390/applmech3030060.

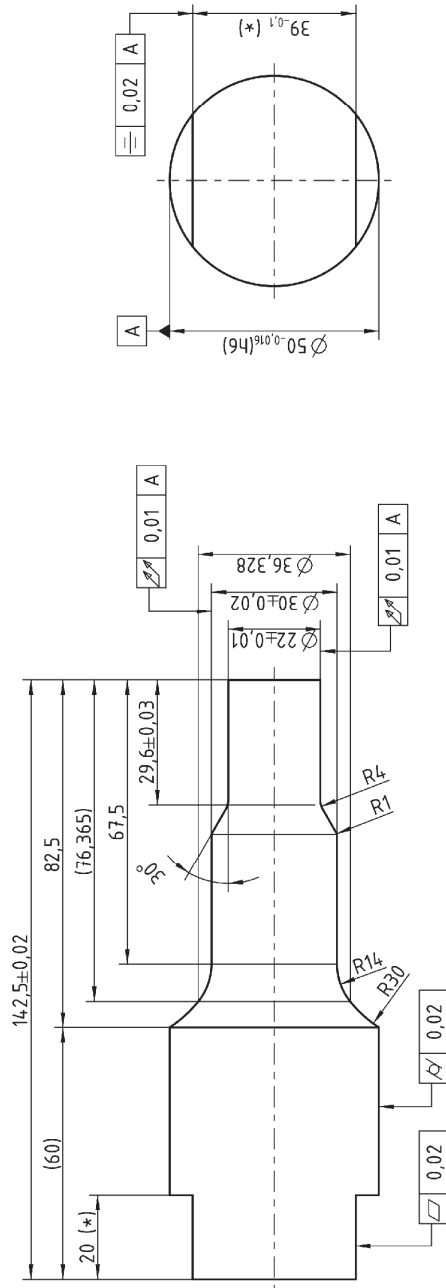
Anhang

A.1 Fertigungszeichnungen der Probenkörper





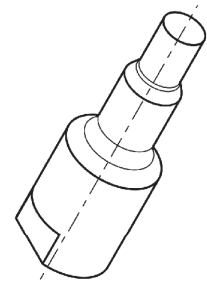
Tolerierung nach dem Unabhängigkeitsprinzip ISO 8015		Allgemeintoleranzen ISO 2768-mH		Werkstückkanten ISO 13715		Maßstab: 1:1		Gewicht: 0,2 kg	
						Werkstoff: 42CrMo4			
			Datum		Name	NABE EINFACH ROHTEIL			
			Bearb.	18.02.2020	D. Ulrich				
			Gepr.						
				Dokumentenart		2.7403-4			
				Einzelteilzeichnung					
				Institut für Konstruktionstechnik und Technisches Design Universität Stuttgart Konstruktionstechnik		Blatt: 1		1 Bl.	
Zust.	Änderung	Datum	Name	(Urspr.)	(Erst. f.)	(Erst. d.)			



(*) Zweifach erst im gefügten Zustand gefertigt

Maßstab: 1:1
Werkstoff: 16MnCr5

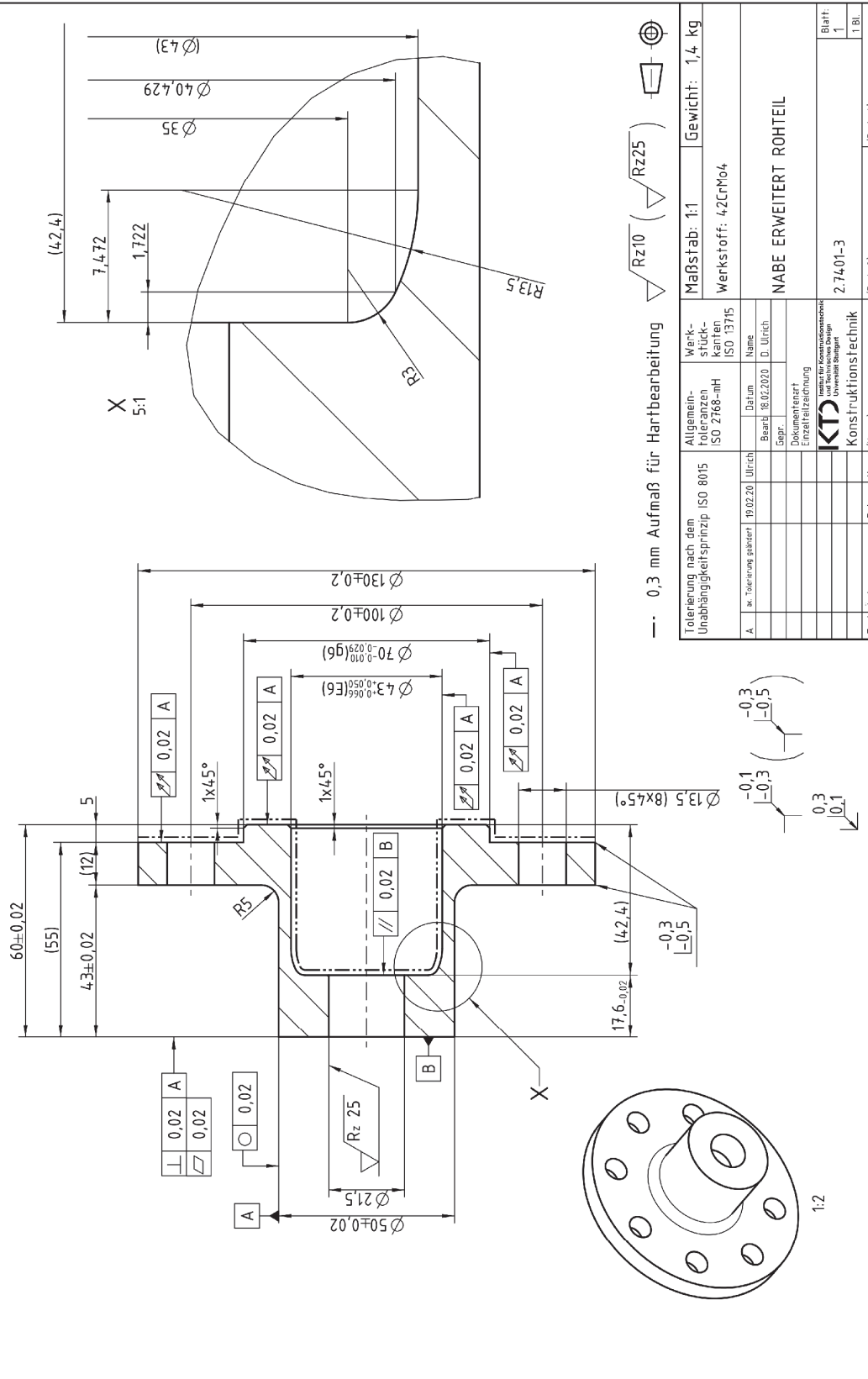
Rz6,3



Tolerierung nach dem Unabhängigkeitssprinzip ISO 8015		Werkstückkanten ISO 13715	
Bearb.	16.02.2020	D. Ulrich	
Gepr.			
Dokumententyp Einzelzeichnung		WELLE ERWEITERT	
Institut für Konstruktionstechnik Konstruktives Design Universität Stuttgart		2.7399-3	
Zust.	Änderung	Datum	Name (Urspr.)
			(Erst. f.)
			(Erst. g.)

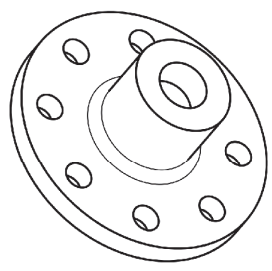
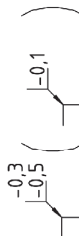
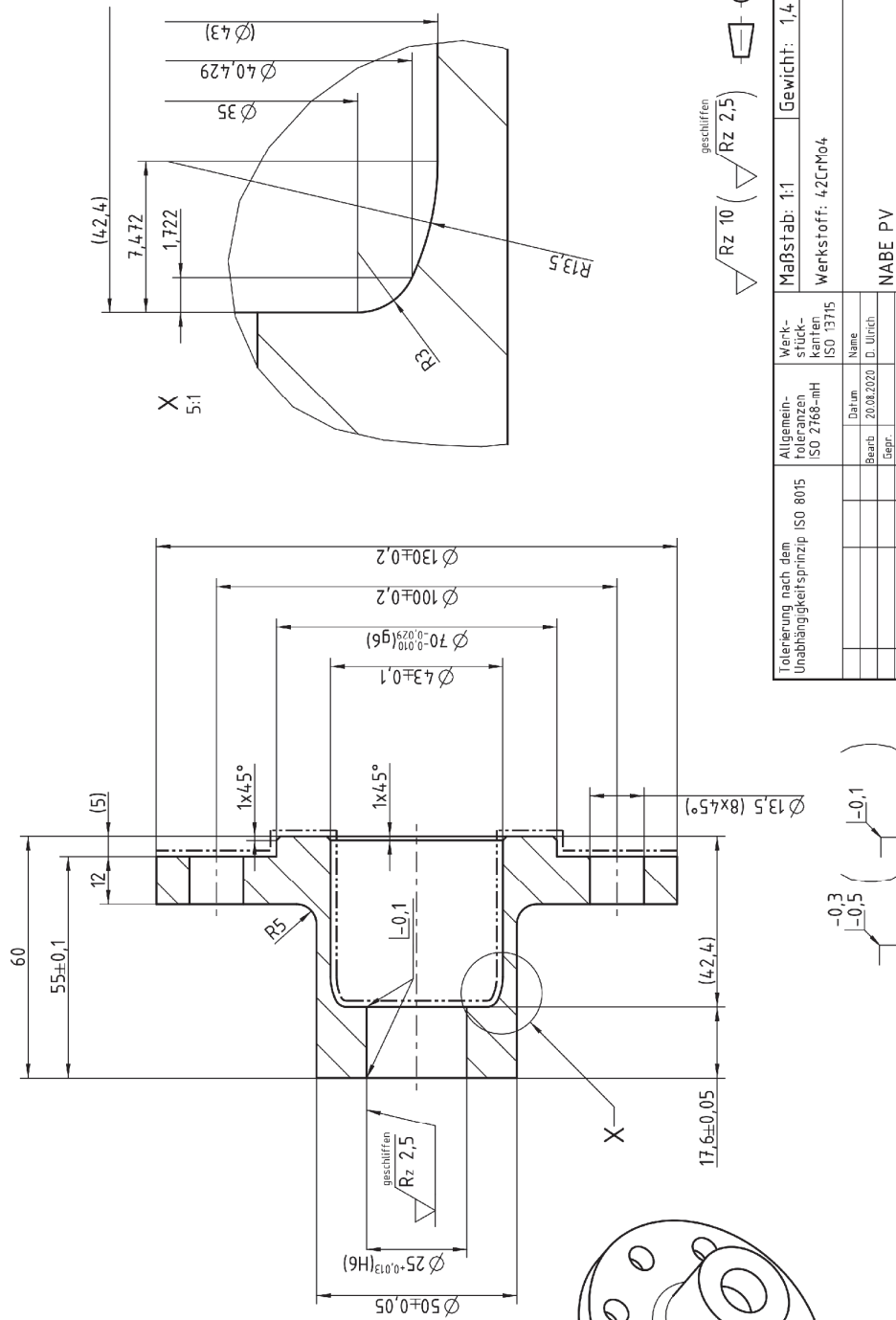
Blatt: 1
1 Bl.





--- 0,3 mm Aufmaß für Hartbearbeitung $\sqrt{Rz10}$ ($\sqrt{Rz25}$) $\sqrt{Rz3.5}$

Tolerierung nach dem Unabhängigkeitsprinzip ISO 8015		Werkstoffkennlinien ISO 15715		Maßstab: 1:1	Gewicht: 1,4 kg
sk. Tolerierung gebildet 19.02.20 Ulrich		Name		Werkstoff: 42CrMo4	
Bearb. 18.02.2020 D. Ulrich		Datum		NABE ERWEITERT ROHTEIL	
Dokumentiert Einzelteilzeichnung		Dokumentiert Einzelteilzeichnung			
KTD		Konsultation		2.7401-3	
Konsultation		Konsultation		Blatt: 1	
Konsultation		Konsultation		1 Bl.	
Zust./Änderung	Datum	Name	(Urspr.)	(Erst. d.)	



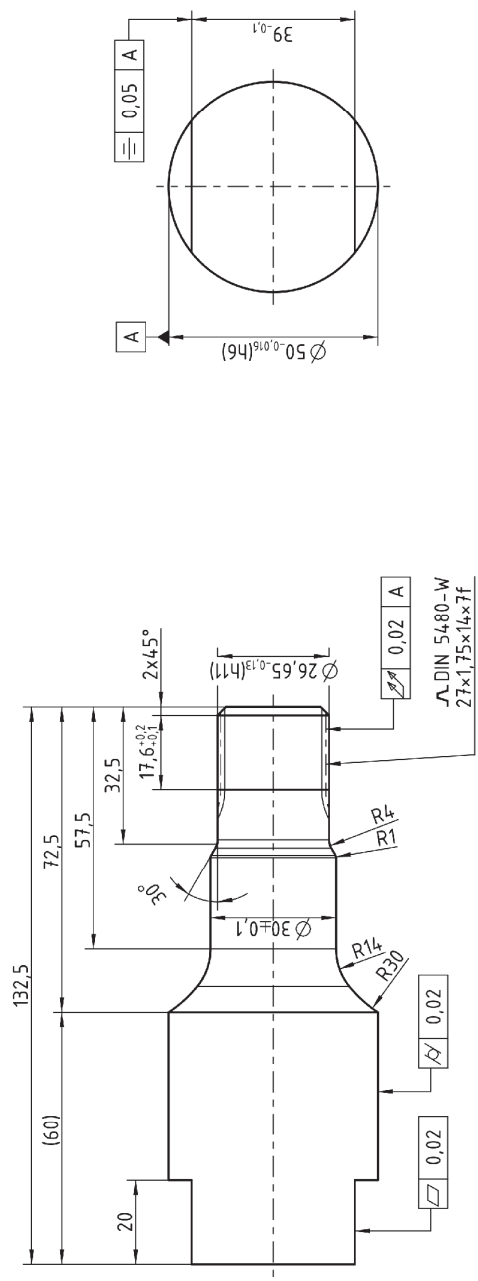
1:2

gehärtet und angelassen
52 +/- 2 HRC

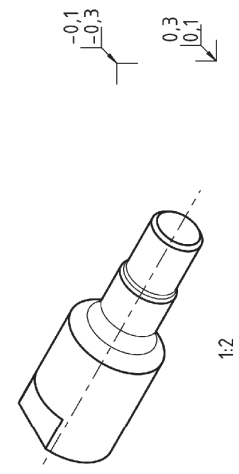
--- 0,3 mm Aufmaß für Hartbearbeitung

geschliffen
Rz 10 (Rz 2,5)

Tolerierung nach dem Unabhängigkeitsprinzip ISO 8015		Werk- stück- kernten ISO 13715		Maßstab: 1:1		Gewicht: 1,4 kg	
Allgemein- Toleranzen ISO 2768-mH		Name		Werkstoff: 42CrMo4			
Datum		D. Ulrich		NABE PV			
Bearb. 20.08.2020		D. Ulrich					
Dokumentiert Einzelteilzeichnung		Name					
KTD Konstruktions- technik Umweltanlagentechnik Umweltanlagentechnik		Datum		2.74.20-3		Blatt: 1 1 BL	
Konsfruktions- technik		Name		[Erst. f.]		[Erst. d.]	
Zust./Änderung		Datum					



flankenzenrierte Passverzahnung
nach DIN 5480



Tolerierung nach dem Unabhängigkeitssprinzip ISO 8015		Allgemein- Forderungen ISO 2768-mH		Werk- stück- kanten ISO 13715		Maßstab: 1:1	Gewicht: kg
Bearb.		Datum		Name		Werkstoff: 16MnCr5	
16.02.2020		16.02.2020		D. Ulrich		WELLE ZV	
Gepr.		Dokumentiert		Einzelzeichnung			
IKT		Institut für Konstruktionstechnik		an der Universität Bayreuth		Blatt: 1	
Konstruktionstechnik						1 Bl.	
Zust. Änderung	Datum	Name	(Urspr.)	(Erst. f.)	(Erst. d.)		

A.2 Tabellarische Werte der verwendeten Fließkurven

Plastische Dehnung Φ_{pl}	Fließspannung σ_f [MPa]					
	16MnCr5 (A)			42CrMo4 (B)		
	T = 20 °C	T = 60 °C	T = 100 °C	T = 20 °C	T = 60 °C	T = 100 °C
0,00	306,2	248,3	190,3	473,8	411,0	348,2
0,02	394,5	338,1	281,7	553,2	506,5	459,8
0,04	482,8	427,9	373,1	632,5	601,9	571,4
0,06	537,3	487,4	437,4	682,6	647,2	611,8
0,08	577,2	528,5	479,9	715,8	675,5	635,3
0,10	606,5	557,7	508,9	739,7	696,4	653,1
0,12	628,6	580,0	531,3	758,2	712,8	667,4
0,14	644,9	596,8	548,7	772,7	726,6	680,5
0,16	658,7	610,6	562,5	784,3	737,7	691,2
0,18	671,0	622,9	574,7	800,4	751,2	701,9
0,20	680,1	632,5	585,0	808,0	759,3	710,6
0,22	687,9	641,0	594,2	815,0	765,7	716,3
0,24	693,0	648,0	603,0	821,1	775,7	730,3
0,26	703,1	656,4	609,7	827,1	782,0	736,8
0,28	710,2	663,5	616,7	833,2	787,9	742,7
0,30	713,0	668,1	623,1	838,2	793,7	749,2
0,32	716,4	672,2	627,9	842,7	798,7	754,7
0,34	720,2	677,5	634,9	847,2	804,0	760,9
0,36	723,3	682,6	641,9	852,3	809,2	766,2
0,38	726,2	685,6	645,1	855,7	813,5	771,4
0,40	729,0	688,8	648,6	859,9	818,1	776,3
0,42	732,2	692,3	652,4	863,8	822,7	781,7
0,44	734,4	695,3	656,2	867,8	826,9	786,0
0,46	737,4	698,9	660,4	872,5	831,9	791,4
0,48	740,0	701,8	663,5	876,2	836,1	796,0
0,50	742,5	704,9	667,3	879,9	840,2	800,5
0,52	744,9	707,8	670,7	883,4	844,5	805,6
0,54	747,2	710,3	673,4	886,9	848,4	809,9
0,56	749,5	713,3	677,2	890,2	852,2	814,1
0,58	751,6	715,9	680,1	893,5	855,8	818,2
0,60	753,8	718,5	683,3	896,7	859,5	822,2
0,62	755,8	721,4	686,9	899,8	863,0	826,2
0,64	757,8	723,5	689,2	902,8	866,4	830,0
0,66	759,8	726,3	692,7	905,8	869,8	833,8
0,68	761,7	728,4	695,1	908,7	873,1	837,5
0,70	763,6	730,8	697,9	911,5	876,3	841,1
0,72	765,4	733,1	700,9	914,3	879,5	844,7
0,74	767,2	735,4	703,5	917,1	882,6	848,2
0,76	768,9	737,5	706,1	919,7	885,7	851,6
0,78	770,6	739,6	708,6	922,4	888,7	854,9
0,80	772,3	741,7	711,1	924,9	891,6	858,2
1,00	787,4	760,5	733,7	948,5	918,5	888,6
1,20	800,1	776,5	753,0	966,9	941,0	915,2
1,40	811,2	790,6	769,9	985,1	962,0	938,9
1,60	821,0	803,1	785,1	1001,4	980,9	960,4
1,80	829,9	814,4	798,9	1016,4	998,3	980,2
2,00	838,0	824,8	811,5	1030,1	1014,4	998,6

A.3 Verwendete Hyperparameter des Optimierungsablaufs

Strategie 1 – 3 (rotationssymmetrische Fügeflächen)

- Strategie:** Strategie zur Anpassung der Hyperparameter (siehe Kap. 5.1.4)
- Polynomgrad d_P :** Beeinflusst die *Filterbreite* bei der Fugendruckglättung durch *polynomiale Regression* (siehe Kap. 4.3.1 und Kap. 5.1.4). Kleinere Werte führen zu stärkerer Glättung.
- Gewichtungsfaktor g :** Beeinflusst den Betrag der Geometrieänderung im Gestaltanpassungsschritt (siehe Gl. (5.3) und Kap. 5.1.4). Kleinere Werte führen zu geringerer Änderung.
- Iteration i :** Index der durchlaufenen Optimierungszyklen

Strategie	Polynomgrad d_P	Gewichtungsfaktor g	Iteration i
1	4	2,00000	1 - 75
2	16	0,12500	1 - 300
3	4	2,00000	1 - 10
		1,00000	11 - 20
		0,50000	21 - 30
	8	0,50000	31 - 40
		0,25000	41 - 50
		0,12500	51 - 60
	16	0,12500	61 - 70
		0,06250	71 - 80
		0,03125	81 - 90
	32	0,03125	91 - 100
		0,01563	101 - 110
		0,00781	111 - 120
64	0,00781	121 - 130	
	0,00391	131 - 140	
	0,00195	141 - 150	

Strategie 4 (3D-Fügeflächen)

- Bez. Grenzfrequenz $f_g \cdot L$:** Beeinflusst die *Filterbreite* bei der Fugendruckglättung mit dem *Butterworth-Tiefpassfilter* (siehe Kap. 4.3.1 und Kap. 5.1.4). Zur Vereinfachung der Darstellung wird hier die Grenzfrequenz f_g auf die Kontaktlänge L bezogen. Kleinere Werte führen zu schwächerer Glättung.
- Gewichtungsfaktor g_1 :** Beeinflusst den Betrag der Geometrieänderung am Profilhochpunkt im Gestaltanpassungsschritt (siehe Gl. (5.3) und Kap. 5.1.4). Kleinere Werte führen zu geringerer Änderung.
- Gewichtungsfaktor g_2 :** Beeinflusst den Betrag der Geometrieänderung am Profiltiefpunkt im Gestaltanpassungsschritt (siehe Gl. (5.3) und Kap. 5.1.4). Kleinere Werte führen zu geringerer Änderung.
- Iteration i :** Index der durchlaufenen Optimierungszyklen

Bezogene Grenzfrequenz $f_g \cdot L$	Gewichtungsfaktor		Iteration i	Bezogene Grenzfrequenz $f_g \cdot L$	(Fortsetzung) Gewichtungsfaktor		Iteration i
	g_1	g_2			g_1	g_2	
0,750	4,400	2,200	1	0,227	0,610	0,305	41
0,727	4,188	2,094	2	0,227	0,581	0,290	42
0,705	3,986	1,993	3	0,227	0,553	0,276	43
0,682	3,794	1,897	4	0,227	0,526	0,263	44
0,659	3,611	1,806	5	0,227	0,501	0,250	45
0,614	3,437	1,719	6	0,227	0,477	0,238	46
0,591	3,272	1,636	7	0,227	0,454	0,227	47
0,591	3,114	1,557	8	0,227	0,432	0,216	48
0,568	2,964	1,482	9	0,227	0,411	0,206	49
0,545	2,821	1,411	10	0,227	0,391	0,196	50
0,523	2,685	1,343	11	0,182	0,372	0,186	51
0,500	2,556	1,278	12	0,182	0,354	0,177	52
0,477	2,433	1,216	13	0,182	0,337	0,169	53
0,477	2,315	1,158	14	0,182	0,321	0,161	54
0,455	2,204	1,102	15	0,182	0,306	0,153	55
0,432	2,098	1,049	16	0,182	0,291	0,145	56
0,409	1,997	0,998	17	0,182	0,277	0,138	57
0,409	1,900	0,950	18	0,182	0,264	0,132	58
0,386	1,809	0,904	19	0,136	0,251	0,125	59
0,364	1,722	0,861	20	0,136	0,239	0,119	60
0,364	1,639	0,819	21	0,136	0,227	0,114	61
0,341	1,560	0,780	22	0,136	0,216	0,108	62
0,341	1,485	0,742	23	0,136	0,206	0,103	63
0,318	1,413	0,706	24	0,136	0,196	0,098	64
0,318	1,345	0,672	25	0,136	0,187	0,093	65
0,295	1,280	0,640	26	0,136	0,178	0,089	66
0,295	1,218	0,609	27	0,136	0,169	0,084	67
0,273	1,160	0,580	28	0,136	0,161	0,080	68
0,273	1,104	0,552	29	0,136	0,153	0,077	69
0,273	1,051	0,525	30	0,136	0,146	0,073	70
0,273	1,000	0,500	31	0,091	0,139	0,069	71
0,273	0,952	0,476	32	0,091	0,132	0,066	72
0,273	0,906	0,453	33	0,091	0,126	0,063	73
0,273	0,862	0,431	34	0,091	0,100	0,060	74
0,273	0,821	0,410	35	0,091	0,114	0,057	75
0,273	0,781	0,391	36	0,091	0,108	0,054	76
0,273	0,744	0,372	37	0,091	0,103	0,052	77
0,273	0,708	0,354	38	0,091	0,098	0,049	78
0,273	0,674	0,337	39	0,091	0,093	0,047	79
0,227	0,641	0,321	40	0,091	0,089	0,044	80

A.4 Tabellarische Werte der untersuchten Fügeflächenkonturen

Rotationssymmetrische Fügeflächen

z [mm]	r [mm]			
	A-250	A-350	B-350	B-450
0,000	11,882	12,013	11,894	12,009
0,212	11,919	12,040	11,927	12,036
0,424	11,953	12,065	11,955	12,055
0,636	11,985	12,087	11,981	12,070
0,848	12,016	12,107	12,005	12,084
1,060	12,045	12,126	12,029	12,098
1,273	12,073	12,144	12,051	12,109
1,485	12,101	12,162	12,073	12,119
1,697	12,128	12,179	12,095	12,129
1,909	12,155	12,195	12,116	12,139
2,121	12,182	12,212	12,137	12,150
2,333	12,208	12,228	12,158	12,160
2,545	12,234	12,244	12,179	12,171
2,757	12,260	12,259	12,200	12,182
2,969	12,285	12,275	12,221	12,193
3,181	12,310	12,290	12,242	12,205
3,394	12,336	12,305	12,263	12,217
3,606	12,361	12,320	12,284	12,229
3,818	12,385	12,335	12,305	12,241
4,030	12,410	12,350	12,326	12,254
4,242	12,434	12,366	12,347	12,267
4,454	12,458	12,381	12,368	12,280
4,666	12,482	12,395	12,389	12,294
4,878	12,506	12,410	12,410	12,307
5,090	12,529	12,425	12,430	12,321
5,302	12,551	12,439	12,450	12,334
5,515	12,573	12,453	12,470	12,348
5,727	12,595	12,467	12,489	12,361
5,939	12,616	12,480	12,508	12,375
6,151	12,636	12,494	12,527	12,388
6,363	12,656	12,507	12,545	12,401
6,575	12,675	12,519	12,563	12,415
6,787	12,693	12,532	12,580	12,428
6,999	12,711	12,544	12,596	12,440
7,211	12,728	12,556	12,612	12,453
7,423	12,744	12,567	12,628	12,465
7,635	12,759	12,578	12,643	12,478
7,848	12,774	12,588	12,658	12,490
8,060	12,788	12,599	12,672	12,502
8,272	12,802	12,609	12,686	12,514
8,484	12,815	12,619	12,700	12,526
8,696	12,828	12,629	12,714	12,539

z [mm]	r [mm] (Fortsetzung)			
	A-250	A-350	B-350	B-450
8,908	12,841	12,639	12,728	12,551
9,120	12,853	12,650	12,741	12,564
9,332	12,865	12,660	12,754	12,576
9,544	12,876	12,671	12,768	12,589
9,756	12,888	12,682	12,780	12,601
9,968	12,899	12,693	12,793	12,614
10,181	12,909	12,703	12,805	12,626
10,393	12,919	12,714	12,817	12,639
10,605	12,929	12,724	12,829	12,651
10,817	12,938	12,735	12,840	12,663
11,029	12,947	12,745	12,851	12,676
11,241	12,955	12,756	12,861	12,687
11,453	12,963	12,765	12,871	12,699
11,665	12,969	12,775	12,880	12,710
11,877	12,975	12,785	12,889	12,722
12,089	12,980	12,794	12,897	12,732
12,301	12,984	12,802	12,904	12,743
12,513	12,988	12,811	12,911	12,753
12,725	12,990	12,818	12,917	12,763
12,938	12,992	12,826	12,922	12,772
13,150	12,992	12,833	12,927	12,781
13,362	12,991	12,839	12,930	12,790
13,574	12,989	12,845	12,933	12,797
13,786	12,985	12,850	12,934	12,805
13,998	12,981	12,855	12,934	12,811
14,210	12,975	12,858	12,933	12,817
14,422	12,967	12,861	12,931	12,822
14,634	12,958	12,863	12,927	12,827
14,846	12,948	12,863	12,922	12,830
15,058	12,935	12,863	12,915	12,833
15,270	12,920	12,861	12,906	12,834
15,482	12,904	12,858	12,895	12,835
15,694	12,885	12,853	12,883	12,833
15,906	12,863	12,847	12,866	12,830
16,118	12,839	12,837	12,849	12,824
16,330	12,813	12,823	12,831	12,815
16,542	12,777	12,803	12,804	12,799
16,754	12,729	12,777	12,765	12,776
16,966	12,676	12,746	12,719	12,752
17,178	12,619	12,704	12,667	12,727
17,389	12,558	12,652	12,610	12,691
17,600	12,494	12,592	12,549	12,637

3D-Fügeflächen

(Fortsetzung)

z [mm]	A-4		B-4	
	r ₁ [mm]	r ₂ [mm]	r ₁ [mm]	r ₂ [mm]
0,000	12,457	12,221	12,443	12,209
0,196	12,461	12,158	12,449	12,160
0,392	12,466	12,098	12,455	12,112
0,589	12,470	12,042	12,461	12,064
0,787	12,474	11,994	12,467	12,017
0,986	12,477	11,951	12,473	11,973
1,185	12,479	11,915	12,478	11,931
1,385	12,482	11,884	12,483	11,894
1,585	12,484	11,856	12,488	11,860
1,785	12,486	11,829	12,494	11,830
1,985	12,489	11,802	12,499	11,802
2,185	12,493	11,777	12,506	11,778
2,385	12,498	11,752	12,514	11,756
2,585	12,505	11,731	12,522	11,735
2,786	12,512	11,711	12,532	11,717
2,986	12,522	11,695	12,544	11,700
3,187	12,533	11,681	12,556	11,686
3,387	12,545	11,669	12,570	11,673
3,588	12,559	11,660	12,585	11,662
3,788	12,574	11,652	12,601	11,653
3,988	12,591	11,646	12,619	11,646
4,189	12,609	11,642	12,637	11,639
4,389	12,629	11,638	12,656	11,635
4,589	12,649	11,637	12,676	11,631
4,790	12,671	11,638	12,697	11,629
4,990	12,693	11,640	12,719	11,628
5,190	12,716	11,644	12,741	11,628
5,390	12,741	11,649	12,764	11,630
5,590	12,765	11,653	12,788	11,632
5,790	12,791	11,660	12,811	11,636
5,990	12,816	11,668	12,836	11,642
6,190	12,842	11,676	12,860	11,647
6,390	12,869	11,686	12,885	11,653
6,590	12,895	11,696	12,910	11,660
6,790	12,922	11,706	12,935	11,668
6,990	12,949	11,718	12,960	11,677
7,190	12,975	11,728	12,984	11,686
7,390	13,002	11,740	13,009	11,695
7,590	13,029	11,752	13,034	11,704
7,790	13,055	11,764	13,058	11,714
7,990	13,081	11,776	13,083	11,724
8,190	13,107	11,787	13,106	11,733
8,390	13,132	11,800	13,130	11,742
8,590	13,157	11,811	13,153	11,751
8,791	13,182	11,823	13,175	11,761

z [mm]	A-4		B-4	
	r ₁ [mm]	r ₂ [mm]	r ₁ [mm]	r ₂ [mm]
8,991	13,206	11,834	13,198	11,770
9,191	13,230	11,845	13,220	11,778
9,392	13,253	11,855	13,241	11,786
9,592	13,276	11,865	13,262	11,794
9,793	13,299	11,874	13,283	11,802
9,994	13,321	11,883	13,303	11,809
10,194	13,343	11,891	13,323	11,816
10,395	13,363	11,898	13,342	11,823
10,596	13,384	11,906	13,361	11,830
10,797	13,403	11,913	13,378	11,837
10,998	13,422	11,919	13,396	11,843
11,198	13,441	11,925	13,412	11,850
11,400	13,458	11,930	13,428	11,855
11,601	13,475	11,936	13,443	11,862
11,802	13,490	11,941	13,456	11,869
12,003	13,505	11,944	13,469	11,876
12,204	13,518	11,949	13,480	11,883
12,405	13,530	11,952	13,490	11,890
12,607	13,541	11,956	13,499	11,897
12,808	13,550	11,959	13,506	11,905
13,009	13,557	11,963	13,512	11,913
13,211	13,563	11,966	13,516	11,921
13,412	13,567	11,969	13,519	11,930
13,614	13,569	11,972	13,519	11,940
13,815	13,568	11,973	13,517	11,948
14,017	13,565	11,974	13,512	11,956
14,219	13,559	11,973	13,504	11,963
14,421	13,550	11,971	13,493	11,967
14,622	13,537	11,967	13,478	11,970
14,824	13,520	11,962	13,458	11,968
15,025	13,499	11,957	13,434	11,965
15,226	13,471	11,953	13,404	11,959
15,426	13,437	11,951	13,369	11,950
15,625	13,395	11,951	13,327	11,940
15,823	13,346	11,953	13,280	11,929
16,021	13,290	11,958	13,228	11,918
16,217	13,229	11,965	13,174	11,908
16,413	13,164	11,974	13,118	11,902
16,610	13,099	11,986	13,064	11,899
16,806	13,035	11,998	13,012	11,901
17,003	12,974	12,014	12,965	11,908
17,202	12,920	12,031	12,924	11,921
17,401	12,872	12,050	12,888	11,940
17,600	12,832	12,072	12,859	11,960

A.5 Übersicht der experimentell untersuchten Proben

Einfache Proben

Probentyp	Bezeichnung	Wellenwerkstoff	Naben-Nr.	Wellen-Nr.	Untersuchung
Q-WNV zylindrisch	A-Zyl.	16MnCr5	3	A23	Verformung
Q-WNV zylindrisch	A-Zyl.	16MnCr5	16	A12	Verformung
Q-WNV zylindrisch	A-Zyl.	16MnCr5	11	A30	Verformung, Fugendruck
Q-WNV zylindrisch	A-Zyl.	16MnCr5	14	A34	Axialkraft, Reibwert Axialrichtung
Q-WNV zylindrisch	A-Zyl.	16MnCr5	8	A47	Axialkraft, Reibwert Axialrichtung
Q-WNV zylindrisch	A-Zyl.	16MnCr5	13	A54	Axialkraft, Reibwert Axialrichtung
Q-WNV zylindrisch	B-Zyl.	42CrMo4	9	B10	Verformung
Q-WNV zylindrisch	B-Zyl.	42CrMo4	20	B47	Verformung
Q-WNV zylindrisch	B-Zyl.	42CrMo4	18	B14	Verformung
Q-WNV zylindrisch	B-Zyl.	42CrMo4	15	B46	Verformung
Q-WNV zylindrisch	B-Zyl.	42CrMo4	2	B25	Verformung, Fugendruck
Q-WNV zylindrisch	B-Zyl.	42CrMo4	12	B44	Axialkraft, Reibwert Axialrichtung
Q-WNV zylindrisch	B-Zyl.	42CrMo4	6	B41	Axialkraft, Reibwert Axialrichtung
Q-WNV zylindrisch	B-Zyl.	42CrMo4	4	B34	Axialkraft, Reibwert Axialrichtung
Q-WNV ballig	A-250	16MnCr5	22	A14	Verformung
Q-WNV ballig	A-250	16MnCr5	28	A38	Verformung
Q-WNV ballig	A-250	16MnCr5	43	A51	Verformung, Fugendruck
Q-WNV ballig	A-250	16MnCr5	51	A22	Axialkraft
Q-WNV ballig	A-250	16MnCr5	24	A19	Axialkraft
Q-WNV ballig	A-250	16MnCr5	46	A35	Axialkraft
Q-WNV ballig	A-350	16MnCr5	39	A03	Verformung
Q-WNV ballig	A-350	16MnCr5	33	A40	Verformung, Fugendruck
Q-WNV ballig	A-350	16MnCr5	38	A28	Axialkraft
Q-WNV ballig	A-350	16MnCr5	36	A31	Axialkraft
Q-WNV ballig	A-350	16MnCr5	37	A55	Axialkraft
Q-WNV ballig	B-350	42CrMo4	94	B18	Verformung
Q-WNV ballig	B-350	42CrMo4	95	B22	Verformung
Q-WNV ballig	B-350	42CrMo4	93	B21	Verformung, Fugendruck
Q-WNV ballig	B-350	42CrMo4	92	B32	Axialkraft
Q-WNV ballig	B-350	42CrMo4	96	B29	Axialkraft
Q-WNV ballig	B-350	42CrMo4	97	B19	Axialkraft
Q-WNV ballig	B-450	42CrMo4	57	B27	Verformung
Q-WNV ballig	B-450	42CrMo4	53	B39	Verformung
Q-WNV ballig	B-450	42CrMo4	58	B28	Verformung
Q-WNV ballig	B-450	42CrMo4	59	B11	Verformung, Fugendruck
Q-WNV ballig	B-450	42CrMo4	52	B38	Axialkraft
Q-WNV ballig	B-450	42CrMo4	56	B01	Axialkraft
Q-WNV ballig	B-450	42CrMo4	55	B07	Axialkraft
Q-WNV 2,5D-Profil	U-2	16MnCr5	109	A42	Verformung
Q-WNV 2,5D-Profil	U-2	16MnCr5	126	A02	Verformung
Q-WNV 2,5D-Profil	U-2	16MnCr5	128	A97	Verformung
Q-WNV 2,5D-Profil	U-2	16MnCr5	108	A96	Verformung, Fugendruck
Q-WNV 2,5D-Profil	U-2	16MnCr5	110	A83	Axialkraft
Q-WNV 2,5D-Profil	U-2	16MnCr5	111	A98	Axialkraft
Q-WNV 2,5D-Profil	U-2	16MnCr5	114	A90	Axialkraft
Q-WNV 3D-Profil	A-4	16MnCr5	147	A78	Verformung

(Fortsetzung)

Probentyp	Bezeichnung	Wellenwerkstoff	Naben-Nr.	Wellen-Nr.	Untersuchung
Q-WNV 3D-Profil	A-4	16MnCr5	143	A80	Verformung
Q-WNV 3D-Profil	A-4	16MnCr5	148	A81	Verformung
Q-WNV 3D-Profil	A-4	16MnCr5	142	A91	Verformung
Q-WNV 3D-Profil	A-4	16MnCr5	150	A79	Verformung
Q-WNV 3D-Profil	A-4	16MnCr5	146	A86	Verformung
Q-WNV 3D-Profil	A-4	16MnCr5	151	A94	Verformung, Fugendruck
Q-WNV 3D-Profil	A-4	16MnCr5	140	A85	Axialkraft
Q-WNV 3D-Profil	A-4	16MnCr5	145	A88	Axialkraft
Q-WNV 3D-Profil	A-4	16MnCr5	149	A93	Axialkraft
Q-WNV 3D-Profil	B-4	42CrMo4	160	B03	Verformung
Q-WNV 3D-Profil	B-4	42CrMo4	158	B40	Verformung
Q-WNV 3D-Profil	B-4	42CrMo4	163	B04	Verformung
Q-WNV 3D-Profil	B-4	42CrMo4	168	B49	Verformung
Q-WNV 3D-Profil	B-4	42CrMo4	165	B20	Verformung
Q-WNV 3D-Profil	B-4	42CrMo4	169	B43	Verformung, Fugendruck
Q-WNV 3D-Profil	B-4	42CrMo4	157	B23	Axialkraft
Q-WNV 3D-Profil	B-4	42CrMo4	162	B12	Axialkraft
Q-WNV 3D-Profil	B-4	42CrMo4	166	B45	Axialkraft

Erweiterte Proben

Probentyp	Bezeichnung	Wellenwerkstoff	Naben-Nr.	Wellen-Nr.	Untersuchung
Pressverband	PV	16MnCr5	13	P08	Statische Torsion (Referenz)
Pressverband	PV	16MnCr5	16	P05	Statische Torsion (Referenz)
Pressverband	PV	16MnCr5	20	P04	Statische Torsion (Referenz)
Pressverband	PV	16MnCr5	21	P07	Statische Torsion (Referenz)
Pressverband	PV	16MnCr5	22	P06	Statische Torsion (Referenz)
Q-WNV zylindrisch	A-Zyl.	16MnCr5	43	A08	Statische Torsion, Reibwert Umfangsr.
Q-WNV zylindrisch	A-Zyl.	16MnCr5	44	A72	Statische Torsion, Reibwert Umfangsr.
Q-WNV zylindrisch	A-Zyl.	16MnCr5	41	A75	Statische Torsion, Reibwert Umfangsr.
Q-WNV zylindrisch	B-Zyl.	42CrMo4	39	B15	Statische Torsion, Reibwert Umfangsr.
Q-WNV zylindrisch	B-Zyl.	42CrMo4	40	B11	Statische Torsion, Reibwert Umfangsr.
Q-WNV ballig	A-250	16MnCr5	47	A45	Verformung
Q-WNV ballig	A-250	16MnCr5	46	A77	Verformung
Q-WNV ballig	A-250	16MnCr5	58	A25	Statische Torsion, Reibwert Umfangsr.
Q-WNV ballig	A-250	16MnCr5	60	A40	Statische Torsion, Reibwert Umfangsr.
Q-WNV ballig	A-250	16MnCr5	48	A64	Statische Torsion, Reibwert Umfangsr.
Q-WNV ballig	A-350	16MnCr5	53	A05	Statische Torsion, Reibwert Umfangsr.
Q-WNV ballig	A-350	16MnCr5	54	A27	Statische Torsion, Reibwert Umfangsr.
Q-WNV ballig	A-350	16MnCr5	55	A63	Statische Torsion, Reibwert Umfangsr.
Q-WNV ballig	B-350	42CrMo4	68	B05	Statische Torsion, Reibwert Umfangsr.
Q-WNV ballig	B-350	42CrMo4	72	B14	Statische Torsion, Reibwert Umfangsr.
Q-WNV ballig	B-350	42CrMo4	70	B33	Statische Torsion, Reibwert Umfangsr.
Q-WNV ballig	B-350	42CrMo4	67	B34	Statische Torsion, Reibwert Umfangsr.
Q-WNV ballig	B-350	42CrMo4	71	B37	Statische Torsion, Reibwert Umfangsr.
Q-WNV ballig	B-450	42CrMo4	65	B20	Statische Torsion, Reibwert Umfangsr.
Q-WNV ballig	B-450	42CrMo4	66	B40	Statische Torsion, Reibwert Umfangsr.
Q-WNV ballig	B-450	42CrMo4	64	B04	Statische Torsion, Reibwert Umfangsr.

(Fortsetzung)

Probentyp	Bezeichnung	Wellenwerkstoff	Naben-Nr.	Wellen-Nr.	Untersuchung
Zahnwellenverbind.	ZV	16MnCr5	11	Z03	Statische Torsion (Referenz)
Zahnwellenverbind.	ZV	16MnCr5	15	Z01	Statische Torsion (Referenz)
Zahnwellenverbind.	ZV	16MnCr5	19	Z02	Statische Torsion (Referenz)
Zahnwellenverbind.	ZV	16MnCr5	34	Z09	Dauerfestigkeit Torsion (Referenz)
Zahnwellenverbind.	ZV	16MnCr5	26	Z10	Dauerfestigkeit Torsion, Schädigung
Zahnwellenverbind.	ZV	16MnCr5	31	Z07	Dauerfestigkeit Torsion, Schädigung
Zahnwellenverbind.	ZV	16MnCr5	29	Z12	Dauerfestigkeit Torsion (Referenz)
Zahnwellenverbind.	ZV	16MnCr5	30	Z14	Dauerfestigkeit Torsion, Schädigung
Zahnwellenverbind.	ZV	16MnCr5	35	Z08	Dauerfestigkeit Torsion, Schädigung
Zahnwellenverbind.	ZV	16MnCr5	28	Z11	Dauerfestigkeit Torsion (Referenz)
Zahnwellenverbind.	ZV	16MnCr5	32	Z13	Dauerfestigkeit Torsion (Referenz)
Zahnwellenverbind.	ZV	16MnCr5	37	Z15	Dauerfestigkeit Torsion (Referenz)
Q-WNV 2,5D-Profil	U-2	16MnCr5	3	A68	Verformung, Fugendruck
Q-WNV 2,5D-Profil	U-2	16MnCr5	38	A51	Statische Torsion
Q-WNV 2,5D-Profil	U-2	16MnCr5	2	A07	Statische Torsion
Q-WNV 2,5D-Profil	U-2	16MnCr5	9	A69	Statische Torsion
Q-WNV 2,5D-Profil	U-2	16MnCr5	27	A13	Dauerfestigkeit Torsion
Q-WNV 2,5D-Profil	U-2	16MnCr5	10	A33	Dauerfestigkeit Torsion
Q-WNV 2,5D-Profil	U-2	16MnCr5	14	A20	Dauerfestigkeit Torsion
Q-WNV 2,5D-Profil	U-2	16MnCr5	33	A15	Dauerfestigkeit Torsion
Q-WNV 2,5D-Profil	U-2	16MnCr5	8	A23	Dauerfestigkeit Torsion
Q-WNV 2,5D-Profil	U-2	16MnCr5	36	A29	Dauerfestigkeit Torsion, Schädigung
Q-WNV 2,5D-Profil	U-2	16MnCr5	6	A58	Dauerfestigkeit Torsion
Q-WNV 2,5D-Profil	U-2	16MnCr5	17	A32	Dauerfestigkeit Torsion
Q-WNV 2,5D-Profil	U-2	16MnCr5	18	A56	Dauerfestigkeit Torsion
Q-WNV 2,5D-Profil	U-2	16MnCr5	7	A60	Dauerfestigkeit Torsion
Q-WNV 2,5D-Profil	U-2	16MnCr5	4	A61	Dauerfestigkeit Torsion, Schädigung
Q-WNV 2,5D-Profil	U-2	16MnCr5	12	A14	Dauerfestigkeit Torsion, Schädigung
Q-WNV 3D-Profil	A-4	16MnCr5	85	A46	Verformung, Fugendruck
Q-WNV 3D-Profil	A-4	16MnCr5	90	A21	Statische Torsion
Q-WNV 3D-Profil	A-4	16MnCr5	92	A30	Statische Torsion
Q-WNV 3D-Profil	A-4	16MnCr5	97	A55	Statische Torsion
Q-WNV 3D-Profil	A-4	16MnCr5	91	A35	Dauerfestigkeit Torsion, Schädigung
Q-WNV 3D-Profil	A-4	16MnCr5	80	A73	Dauerfestigkeit Torsion
Q-WNV 3D-Profil	A-4	16MnCr5	81	A16	Dauerfestigkeit Torsion
Q-WNV 3D-Profil	A-4	16MnCr5	98	A24	Dauerfestigkeit Torsion
Q-WNV 3D-Profil	A-4	16MnCr5	89	A18	Dauerfestigkeit Torsion
Q-WNV 3D-Profil	A-4	16MnCr5	103	A38	Dauerfestigkeit Torsion
Q-WNV 3D-Profil	A-4	16MnCr5	101	A43	Dauerfestigkeit Torsion
Q-WNV 3D-Profil	A-4	16MnCr5	84	A48	Dauerfestigkeit Torsion, Schädigung
Q-WNV 3D-Profil	A-4	16MnCr5	86	A06	Dauerfestigkeit Torsion
Q-WNV 3D-Profil	A-4	16MnCr5	93	A49	Dauerfestigkeit Torsion
Q-WNV 3D-Profil	A-4	16MnCr5	94	A53	Dauerfestigkeit Torsion
Q-WNV 3D-Profil	B-4	42CrMo4	125	B19	Verformung, Fugendruck
Q-WNV 3D-Profil	B-4	42CrMo4	116	B12	Statische Torsion
Q-WNV 3D-Profil	B-4	42CrMo4	123	B10	Statische Torsion
Q-WNV 3D-Profil	B-4	42CrMo4	126	B39	Statische Torsion
Q-WNV 3D-Profil	B-4	42CrMo4	129	B25	Statische Torsion

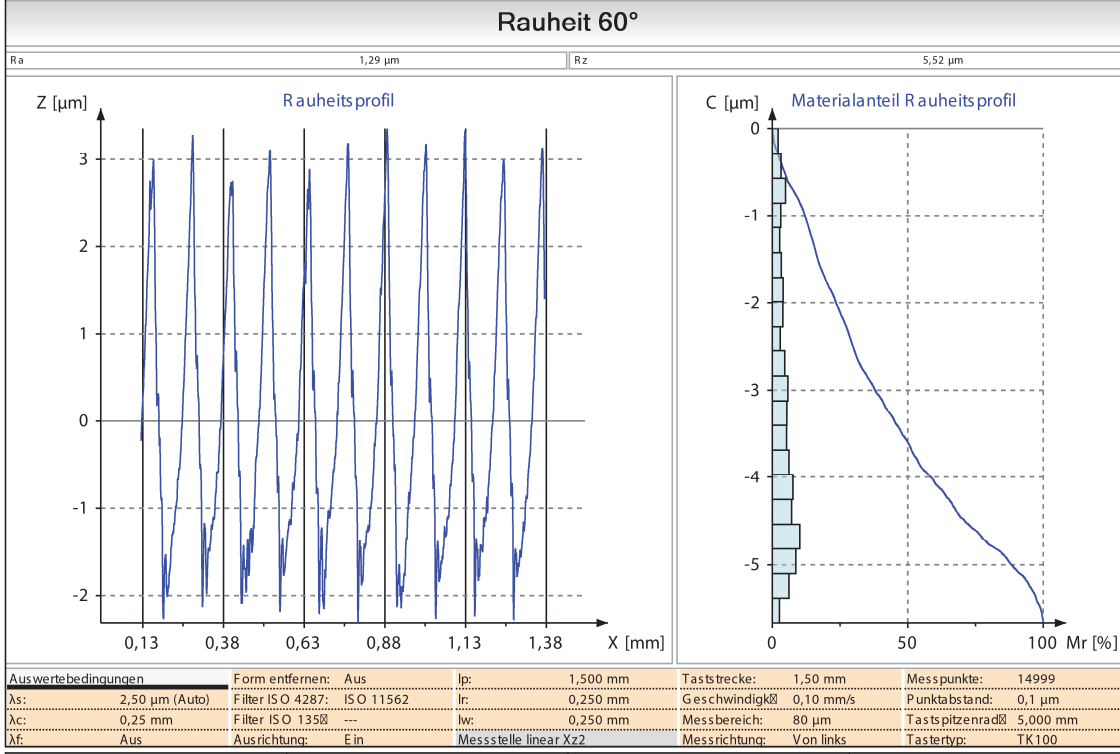
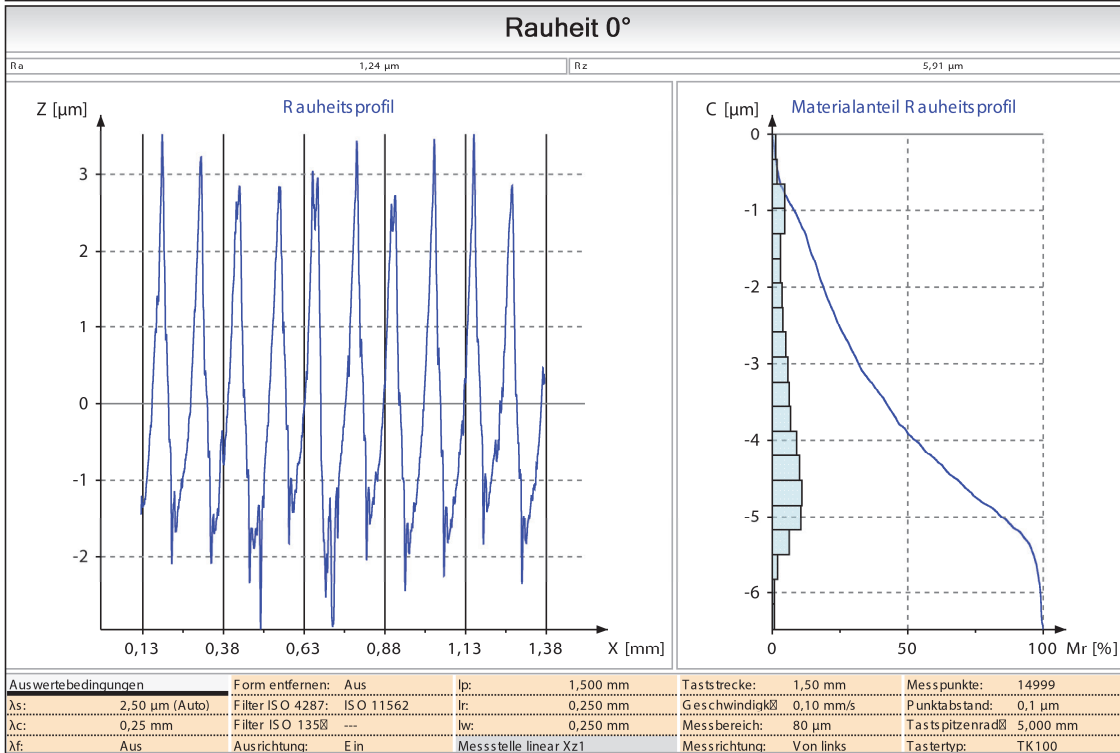
(Fortsetzung)

Probentyp	Bezeichnung	Wellenwerkstoff	Naben-Nr.	Wellen-Nr.	Untersuchung
Q-WNV 3D-Profil	B-4	42CrMo4	127	B03	Dauerfestigkeit Torsion
Q-WNV 3D-Profil	B-4	42CrMo4	107	B13	Dauerfestigkeit Torsion, Schädigung
Q-WNV 3D-Profil	B-4	42CrMo4	119	B16	Dauerfestigkeit Torsion
Q-WNV 3D-Profil	B-4	42CrMo4	130	B18	Dauerfestigkeit Torsion, Schädigung
Q-WNV 3D-Profil	B-4	42CrMo4	114	B23	Dauerfestigkeit Torsion
Q-WNV 3D-Profil	B-4	42CrMo4	108	B27	Dauerfestigkeit Torsion
Q-WNV 3D-Profil	B-4	42CrMo4	109	B02	Dauerfestigkeit Torsion, Schädigung
Q-WNV 3D-Profil	B-4	42CrMo4	113	B29	Dauerfestigkeit Torsion
Q-WNV 3D-Profil	B-4	42CrMo4	110	B30	Dauerfestigkeit Torsion
Q-WNV 3D-Profil	B-4	42CrMo4	117	B35	Dauerfestigkeit Torsion
Q-WNV 3D-Profil	B-4	42CrMo4	105	B38	Dauerfestigkeit Torsion
Q-WNV 3D-Profil	B-4	42CrMo4	124	B41	Dauerfestigkeit Torsion
Q-WNV 3D-Profil	B-4	42CrMo4	106	B49	Dauerfestigkeit Torsion

A.6 Exemplarische Messprotokolle der Rauheitsmessung

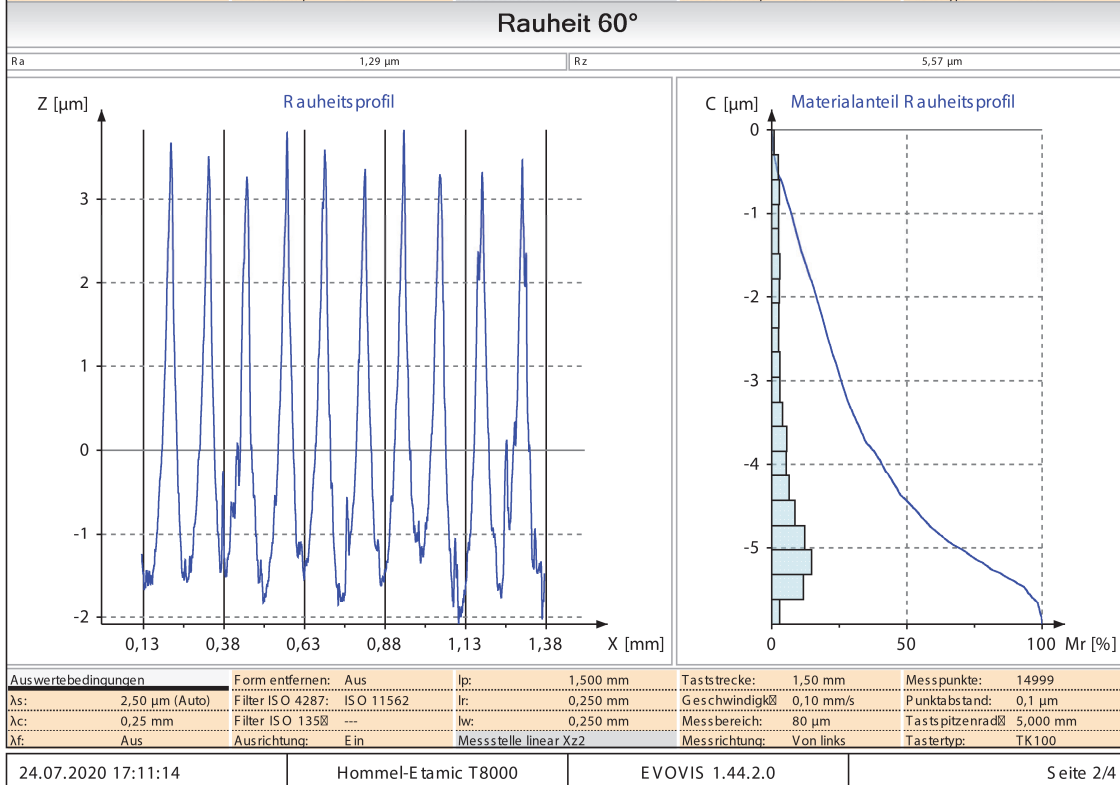
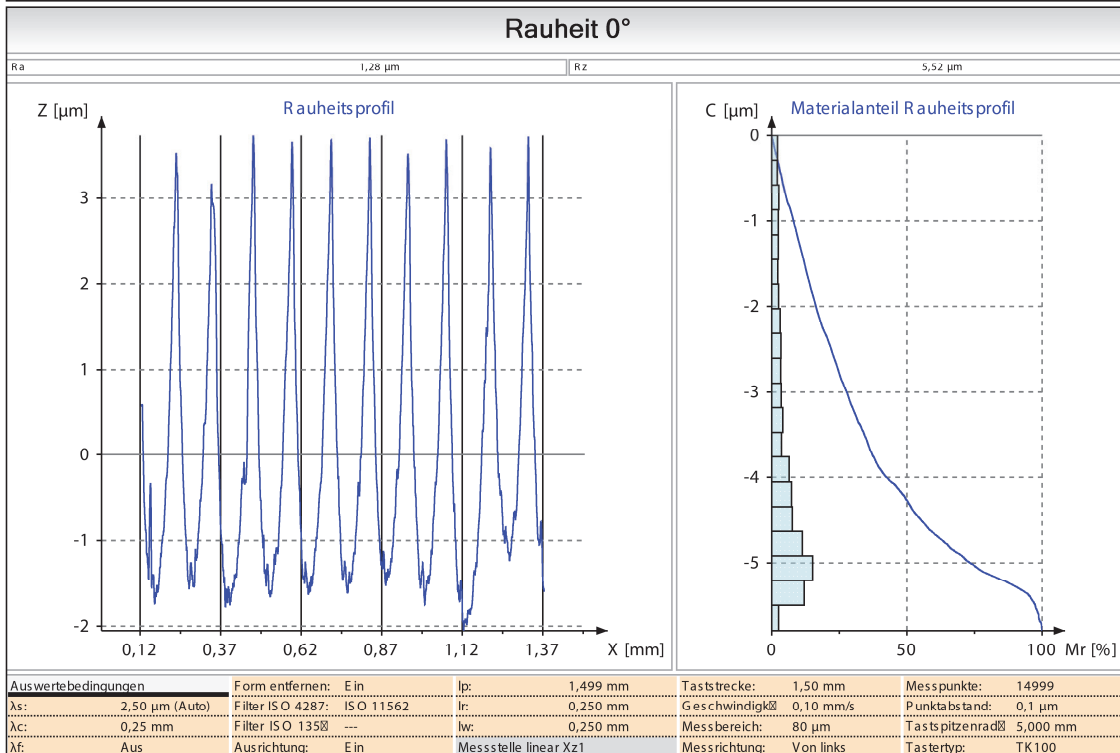
Fügefläche Nabe zylindrisch

Auftrag	Werkstück Nabe einfach
Seriennummer 2	Zeichnungsnummer
Bemerkung zyl	



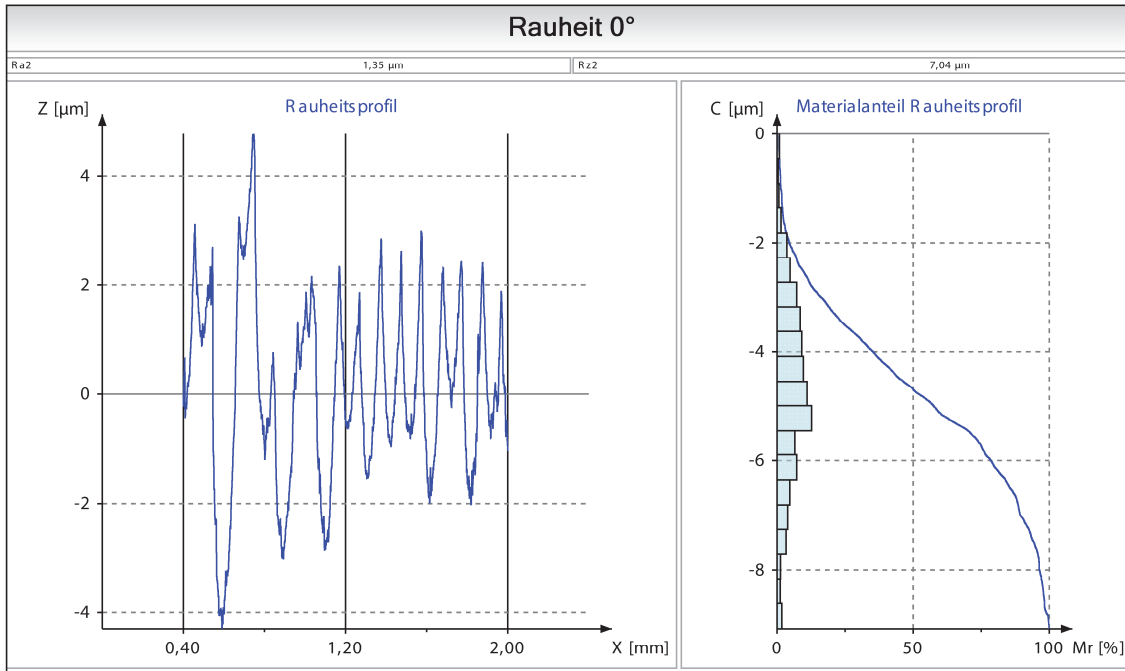
Fügefläche Nabe ballig (A-250)

Auftrag	Werkstück Nabe einfach
Seriennummer 24	Zeichnungsnummer
Bemerkung A1	

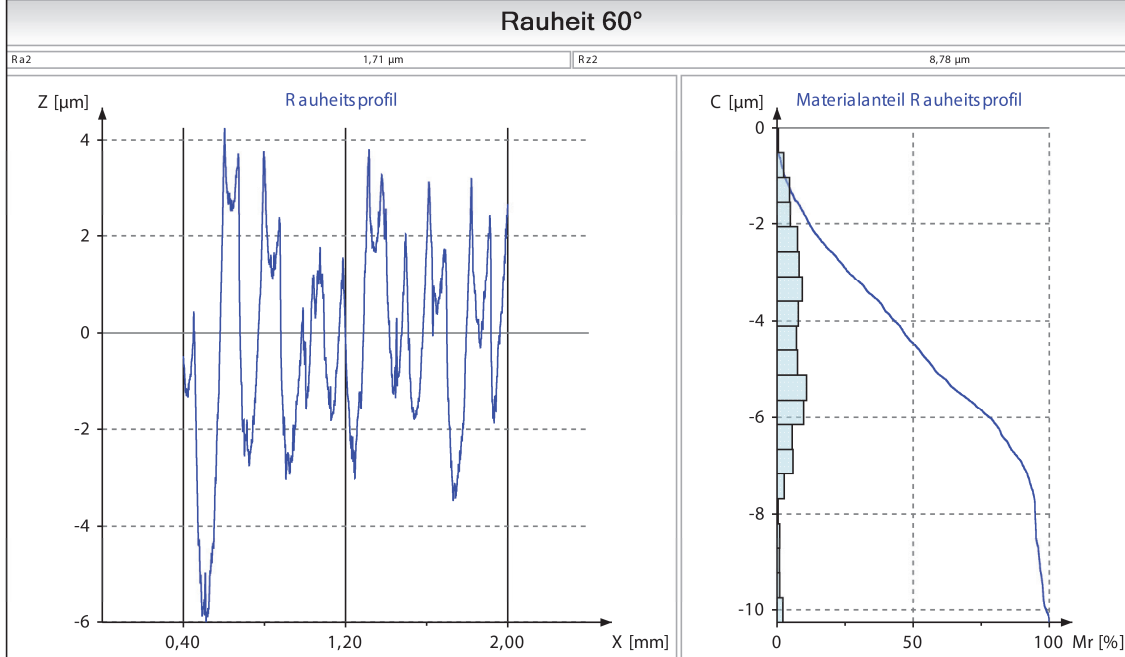


Fügefläche Nabe 3D-Profil (A-4)

Auftrag	Werkstück
Seriennummer	Nabe einfach
140	Zeichnungsnummer
Bemerkung	
3D-Profil_A4	



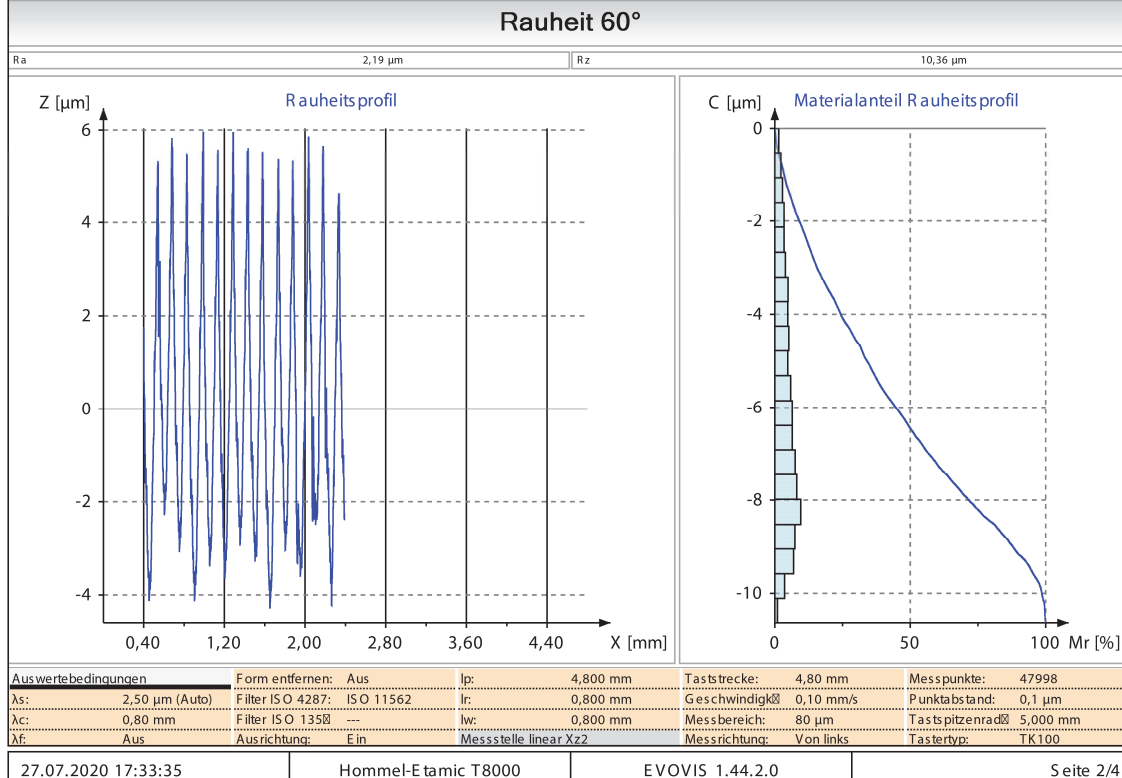
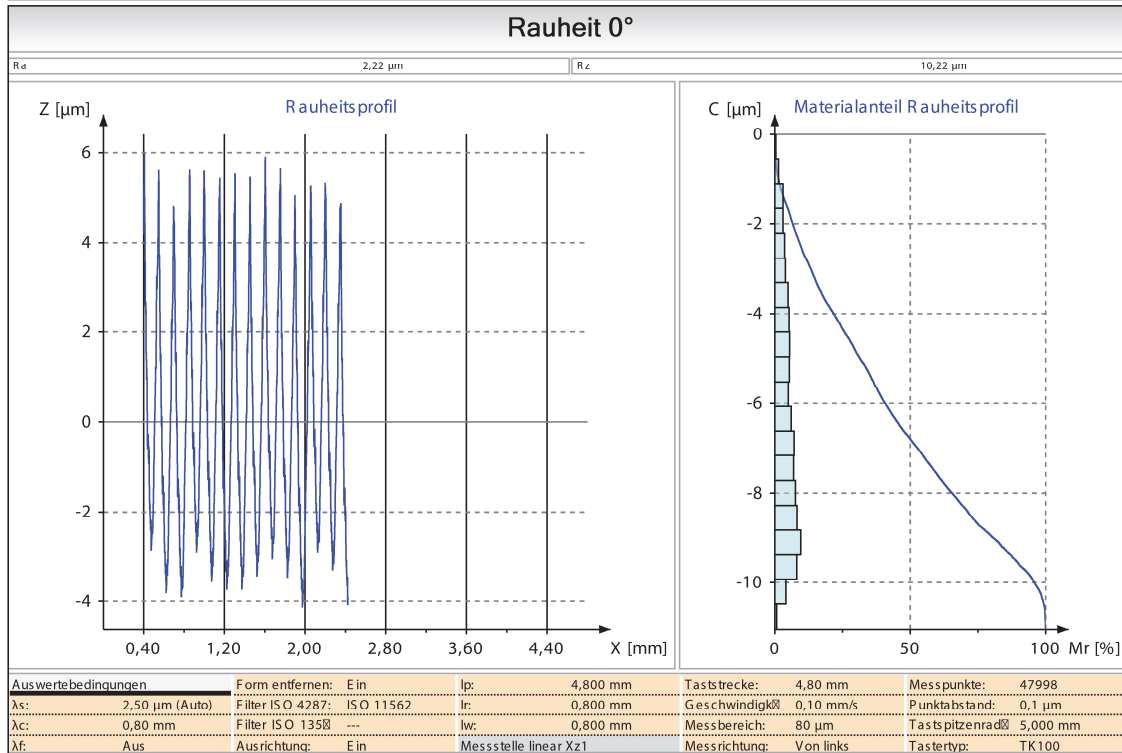
Auswertebedingungen	Form entfernen: Ein	lp: 2,400 mm	Taststrecke: 2,40 mm	Messpunkte: 23998
As: 2,50 µm (Auto)	Filter ISO 4287: ISO 11562	lr: 0,800 mm	Geschwindigkeit: 0,10 mm/s	Punktabstand: 0,1 µm
Ac: 0,80 mm	Filter ISO 1358: ---	lw: 0,800 mm	Messbereich: 80 µm	Tastspitzenrad: 5,000 mm
λf: Aus	Ausrichtung: Ein	Messstelle linear Xz1	Messrichtung: Von links	Tastertyp: TK100



Auswertebedingungen	Form entfernen: Aus	lp: 2,400 mm	Taststrecke: 2,40 mm	Messpunkte: 23998
As: 2,50 µm (Auto)	Filter ISO 4287: ISO 11562	lr: 0,800 mm	Geschwindigkeit: 0,10 mm/s	Punktabstand: 0,1 µm
Ac: 0,80 mm	Filter ISO 1358: ---	lw: 0,800 mm	Messbereich: 80 µm	Tastspitzenrad: 5,000 mm
λf: Aus	Ausrichtung: Ein	Messstelle linear Xz2	Messrichtung: Von links	Tastertyp: TK100

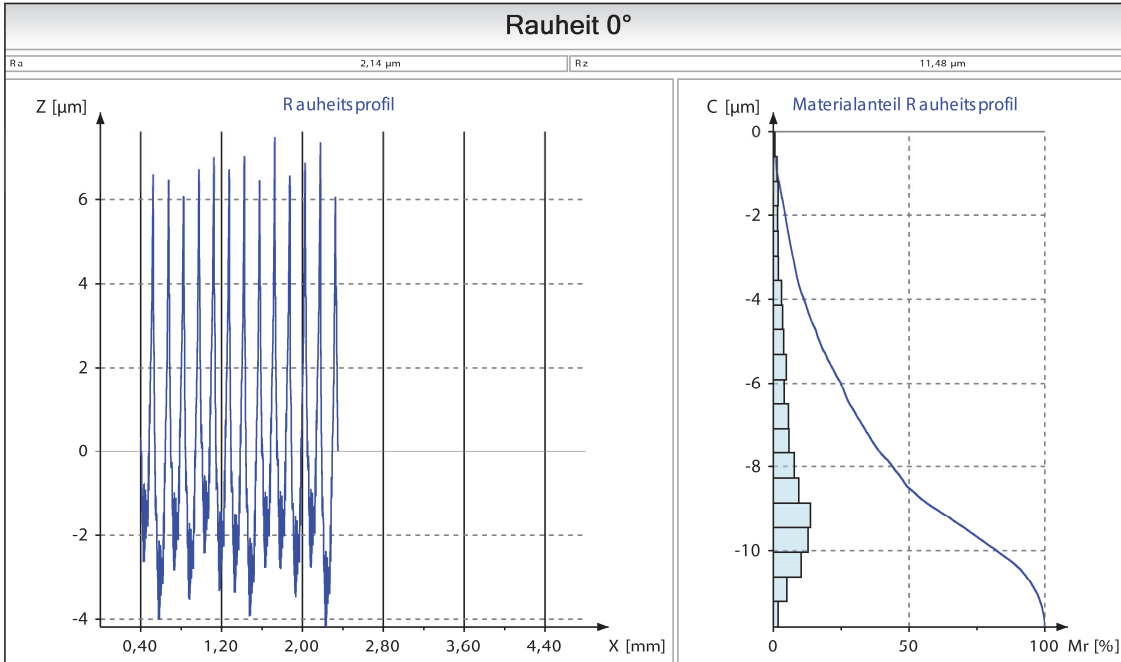
Einfache Welle 16MnCr5 (A)

Auftrag	Werkstück
Seriennummer 23	Welle einfach
Bemerkung A	Zeichnungsnummer

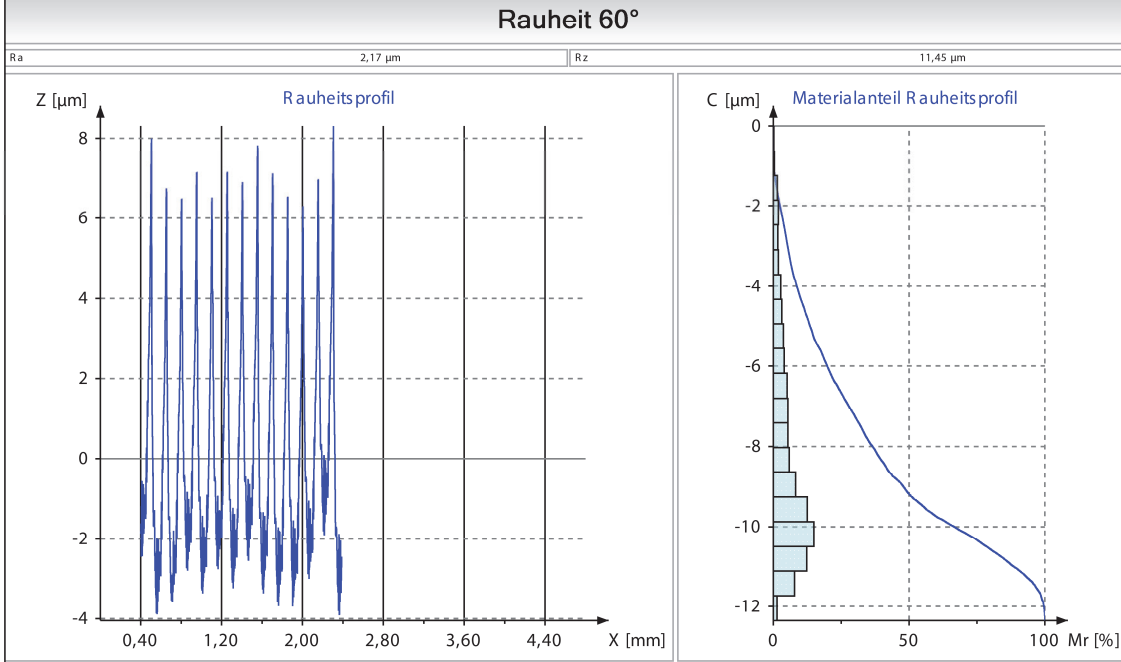


Erweiterte Welle 42CrMo4 (B)

Auftrag	Werkstück
Seriennummer 10	Welle Reinholz
Bemerkung B	Zeichnungsnummer



Auswertebedingungen	Form entfernen: Ein	lp: 4,800 mm	Taststrecke: 4,80 mm	Messpunkte: 47998
As: 2,50 µm (Auto)	Filter ISO 4287: ISO 11562	lr: 0,800 mm	Geschwindigkeit: 0,10 mm/s	Punktabstand: 0,1 µm
Ac: 0,80 mm	Filter ISO 1358: ---	lw: 0,800 mm	Messbereich: 80 µm	Tastspitzenrad: 5,000 mm
Af: Aus	Ausrichtung: Ein	Messstelle linear Xz1	Messrichtung: Von links	Tastertyp: TK100



Auswertebedingungen	Form entfernen: Aus	lp: 4,800 mm	Taststrecke: 4,80 mm	Messpunkte: 47998
As: 2,50 µm (Auto)	Filter ISO 4287: ISO 11562	lr: 0,800 mm	Geschwindigkeit: 0,10 mm/s	Punktabstand: 0,1 µm
Ac: 0,80 mm	Filter ISO 1358: ---	lw: 0,800 mm	Messbereich: 80 µm	Tastspitzenrad: 5,000 mm
Af: Aus	Ausrichtung: Ein	Messstelle linear Xz2	Messrichtung: Von links	Tastertyp: TK100

A.7 Protokoll der statischen Torsionsversuche

Rotationssymmetrische Fügeflächen

Versuch	Variante	Nabe	Welle	$M_{T0,1}$ [Nm]	$M_{T,max}$ [Nm]
1	PV	13	P08	455,3	470,0
2	PV	16	P05	456,5	470,8
3	PV	20	P04	460,2	474,1
4	PV	21	P07	461,2	463,9
5	PV	22	P06	455,1	468,2
6	A-250	58	A25	707,5	727,1
7	A-250	60	A40	646,8	648,0
8	A-250	48	A64	672,2	678,6
9	A-350	53	A05	718,3	821,2
10	A-350	54	A27	688,9	778,3
11	A-350	55	A63	712,3	826,7
12	A-Zyl.	43	A08	734,8	814,0
13	A-Zyl.	44	A72	714,0	793,7
14	A-Zyl.	41	A75	753,6	842,0
15	B-350	68	B05	718,5	718,5
16	B-350	72	B14	714,7	746,4
17	B-350	70	B33	733,0	850,7
18	B-350	67	B34	646,1	646,1
19	B-350	71	B37	731,1	756,0
20	B-450	65	B20	789,9	1.161,1
21	B-450	66	B40	808,3	1.166,5
22	B-450	64	B04	828,0	1.099,5
23	B-Zyl.	39	B15	810,8	986,6
24	B-Zyl.	40	B11	808,3	1.179,5

Unrunde Fügeflächen

Versuch	Variante	Nabe	Welle	$M_{T0,1}$ [Nm]	$M_{T,max}$ [Nm]
25	ZV	11	Z03	641,7	1.253,6
26	ZV	15	Z01	633,9	1.234,3
27	ZV	19	Z02	624,5	1.231,4
28	U-2	38	A51	879,4	1.606,3
29	U-2	2	A07	888,0	1.604,4
30	U-2	9	A69	887,9	1.539,5
31	A-4	90	A21	844,1	1.520,7
32	A-4	92	A30	839,8	1.530,1
33	A-4	97	A55	845,2	1.547,9
34	B-4	116	B12	915,0	1.698,9
35	B-4	123	B10	873,1	1.786,3
36	B-4	126	B39	952,5	1.725,9
37	B-4	129	B25	893,2	1.773,7

A.8 Protokoll der Abziehversuche (axial)

Rotationssymmetrische Fügeflächen

Versuch	Variante	Nabe	Welle	F _{ax0,2} [kN]	F _{ax,max} [kN]
1	A-250	51	A22	85,3	130,5
2	A-250	24	A19	73,8	130,8
3	A-250	46	A35	88,5	136,0
4	A-350	38	A28	101,9	121,9
5	A-350	36	A31	99,2	135,2
6	A-350	37	A55	100,9	175,5
7	A-Zyl.	14	A34	113,7	113,7
8	A-Zyl.	8	A47	124,5	124,5
9	A-Zyl.	13	A54	103,2	110,0
10	B-350	92	B32	133,2	160,3
11	B-350	96	B29	130,3	172,4
12	B-350	97	B19	125,7	158,2
13	B-450	52	B38	145,1	188,0
14	B-450	56	B01	142,5	149,1
15	B-450	55	B07	142,6	157,8
16	B-Zyl.	12	B44	141,6	141,6
17	B-Zyl.	6	B41	129,8	129,8
18	B-Zyl.	4	B34	130,5	133,1

Unrunde Fügeflächen

Versuch	Variante	Nabe	Welle	F _{ax0,2} [kN]	F _{ax,max} [kN]
19	U-2	110	A83	87,9	87,9
20	U-2	111	A98	92,4	92,4
21	U-2	114	A90	94,0	94,0
22	A-4	140	A85	94,0	114,9
23	A-4	145	A88	97,4	121,6
24	A-4	149	A93	94,4	112,8
25	B-4	157	B23	95,9	122,3
26	B-4	162	B12	100,4	120,6
27	B-4	166	B45	102,8	118,1

A.9 Protokoll der dynamischen Torsionsversuche

Referenz-Zahnwellenverbindung (ZV)

Versuchsprotokoll

Versuch	Nabe	Welle	Prüfstand	$M_{T,a}$ [Nm]	$M_{T,o}$ [Nm]	N_{max}	Hinweis
1	34	Z09	1	219,0	440,0	13.647.772	Bruch
2	26	Z10	2	206,5	415,0	12.801.932	Bruch
3	31	Z07	1	195,0	392,0	20.002.472	Durchläufer
4	29	Z12	2	206,5	415,0	15.326.780	Bruch
5	30	Z14	1	195,0	392,0	20.002.473	Durchläufer
6	35	Z08	2	206,5	415,0	20.002.496	Durchläufer
7	28	Z11	1	219,0	440,0	15.678.388	Bruch
8	32	Z13	2	206,5	415,0	15.032.890	Bruch
9	37	Z15	1	195,0	392,0	20.002.802	Durchläufer

Auswertung der Dauerfestigkeit nach [Hück83]

$M_{T,o}$ [Nm]										i	f_i	$i \cdot f_i$	$i^2 \cdot f_i$	
554														
523	X						X							
494		X		X		O		X		F				
466			O		O				O					
440														
Versuch	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10				
	X - Bruch			O - Durchläufer			F - Fiktiv							
											Σ	14	15	23

Stufensprung	$d = 1,060$	
	$\lg d = 0,025$	
Schätzwert des Mittelwerts	$x = 413,1 \text{ Nm}$	
	$\lg x = 2,616$	
Varianz der Brüche und Durchläufer	$k = 0,500$	
	$s/d = 0,510$	(aus [Hück83, Abb.15])
Schätzwert der Standardabweichung	$\lg s = 0,013$	
	Hilfswert $C_m = 0,480$	(aus [Hück83, Abb.16])
	Hilfswert $C_s = 0,750$	(aus [Hück83, Abb.17])
Standardfehler des Mittelwerts	$\lg s_m = 0,006$	
Standardfehler der Standardabweichung	$\lg s_s = 0,019$	

2,5D-Profil U-2

Versuchsprotokoll

Versuch	Nabe	Welle	Prüfstand	M _{T,a} [Nm]	M _{T,o} [Nm]	N _{max}	Hinweis
1	27	A13	2	219,0	440,0	7.486.176	Bruch
2	10	A33	1	195,0	392,0	20.002.798	Durchläufer
3	10	A33	1	232,0	466,0	25.637.192	Durchläufer
4	14	A20	2	246,0	494,0	2.626.246	Bruch
5	33	A15	1	232,0	466,0	20.002.802	Durchläufer
6	8	A23	1	232,0	466,0	3.427.669	Bruch
7	36	A29	2	219,0	440,0	3.455.262	Bruch
8	6	A58	1	206,5	415,0	20.002.600	Durchläufer
9	17	A32	1	206,5	415,0	9.190.943	Bruch
10	18	A56	1	206,5	415,0	20.002.804	Durchläufer
11	7	A60	1	219,0	440,0	20.002.800	Durchläufer
12	4	A61	1	232,0	466,0	6.323.231	Bruch
13	12	A14	2	219,0	440,0	20.002.826	Durchläufer

Auswertung der Dauerfestigkeit nach [Hück83]

M_{T,o} [Nm]

554														
494			X		X						X		F	
440	X		O		O		X		X		O		O	
392		O						O		O				
350														
Versuch	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14

i	f _i	i · f _i	i ² · f _i
2	4	8	16
1	7	7	7
0	3	0	0
Σ	14	15	23

X - Bruch O - Durchläufer F - Fiktiv
(Eingefärbte Zellen: Probe doppelt verwendet)

Stufensprung d = 1,120

lg d = 0,049

Schätzwert des Mittelwerts x = 442,9 Nm

lg x = 2,646

Varianz der Brüche und Durchläufer k = 0,500

s/d = 0,510 (aus [Hück83, Abb.15])

Schätzwert der Standardabweichung lg s = 0,025

Hilfswert C_m = 0,410 (aus [Hück83, Abb.16])

Hilfswert C_s = 0,400 (aus [Hück83, Abb.17])

Standardfehler des Mittelwerts lg s_m = 0,010

Standardfehler der Standardabweichung lg s_s = 0,020

3D-Profil A-4Versuchsprotokoll

Versuch	Nabe	Welle	Prüfstand	$M_{T,a}$ [Nm]	$M_{T,o}$ [Nm]	N_{max}	Hinweis
1	91	A35	1	292,5	587,0	2.336.931	Bruch
2	80	A73	2	276,0	554,0	4.738.671	Bruch
3	81	A16	2	246,0	494,0	20.000.690	Durchläufer
4	98	A24	1	260,5	523,0	1.793.540	Bruch
5	86	A06	1	260,5	523,0	20.002.790	Durchläufer
6	89	A18	2	276,0	554,0	1.682.626	Bruch
7	103	A38	1	260,5	523,0	20.002.756	Durchläufer
8	101	A43	2	276,0	554,0	20.002.827	Durchläufer
9	81	A16	2	309,5	621,0	1.421.042	Bruch
10	84	A48	1	292,5	587,0	20.002.807	Durchläufer
11	86	A06	1	292,5	587,0	7.660.556	Bruch
12	93	A49	2	276,0	554,0	2.578.549	Bruch
13	94	A53	1	260,5	523,0	20.002.806	Durchläufer

Auswertung der Dauerfestigkeit nach [Hück83] $M_{T,o}$ [Nm]

695														
621	X							X		X				
554		X		X		X		O		O		X		F
494			O		O		O						O	
440														
Versuch	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14

X - Bruch O - Durchläufer F - Fiktiv
(Eingefärbte Zellen: Probe doppelt verwendet)

i	f_i	$i \cdot f_i$	$i^2 \cdot f_i$
2	3	6	12
1	7	7	7
0	4	0	0
Σ	14	13	19

Stufensprung $d = 1,120$ $\lg d = 0,049$ Schätzwert des Mittelwerts $x = 558,1 \text{ Nm}$ $\lg x = 2,747$ Varianz der Brüche und Durchläufer $k = 0,500$ $s/d = 0,510$ (aus [Hück83, Abb.15])Schätzwert der Standardabweichung $\lg s = 0,025$ Hilfswert $C_m = 0,410$ (aus [Hück83, Abb.16])Hilfswert $C_s = 0,400$ (aus [Hück83, Abb.17])Standardfehler des Mittelwerts $\lg s_m = 0,010$ Standardfehler der Standardabweichung $\lg s_s = 0,020$

3D-Profil B-4

Versuchsprotokoll

Versuch	Nabe	Welle	Prüfstand	$M_{T,a}$ [Nm]	$M_{T,o}$ [Nm]	N_{max}	Hinweis
1	127	B03	1	255,5	513,0	6.076.744	Bruch
2	107	B13	2	246,0	494,0	3.956.810	Bruch
3	119	B16	1	232,0	466,0	20.002.801	Durchläufer
4	130	B18	2	246,0	494,0	20.002.685	Durchläufer
5	114	B23	1	260,5	523,0	4.471.333	Bruch
6	108	B27	2	246,0	494,0	20.002.826	Durchläufer
7	109	B02	1	260,5	523,0	3.848.606	Bruch
8	113	B29	2	246,0	494,0	3.085.582	Bruch
9	110	B30	1	232,0	466,0	20.002.745	Durchläufer
10	117	B35	2	246,0	494,0	2.228.098	Bruch
11	105	B38	1	232,0	466,0	20.002.456	Durchläufer
12	124	B41	1	246,0	494,0	20.002.805	Durchläufer
13	106	B49	1	255,5	513,0	6.793.058	Bruch

Auswertung der Dauerfestigkeit nach [Hück83]

$M_{T,o}$ [Nm]

554														
523	X				X		X						X	
494		X		O		O		X		X		O	F	
466			O						O		O			
440														
Versuch	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14

X - Bruch O - Durchläufer F - Fiktiv

i	f_i	$i \cdot f_i$	$i^2 \cdot f_i$
2	4	8	16
1	7	7	7
0	3	0	0
Σ	14	15	23

Stufensprung $d = 1,060$

$\lg d = 0,025$

Schätzwert des Mittelwerts $x = 496,2 \text{ Nm}$

$\lg x = 2,696$

Varianz der Brüche und Durchläufer $k = 0,500$

$s/d = 0,510$

(aus [Hück83, Abb.15])

Schätzwert der Standardabweichung $\lg s = 0,013$

Hilfswert $C_m = 0,410$ (aus [Hück83, Abb.16])

Hilfswert $C_s = 0,400$ (aus [Hück83, Abb.17])

Standardfehler des Mittelwerts $\lg s_m = 0,005$

Standardfehler der Standardabweichung $\lg s_s = 0,010$

Lebenslauf

Daniel Ulrich

*05.11.1986, Brackenheim

Ausbildung

Schulausbildung:	09/93 – 07/97	Grundschule Güglingen
	09/97 – 07/03	Realschule Güglingen
	02/06 – 06/09	Abendgymnasium Heilbronn
Berufsausbildung:	09/03 – 06/06	Technischer Zeichner Fachrichtung Maschinen- und Anlagentechnik bei Illig Maschinenbau GmbH & Co. KG, Heilbronn
Studium:	10/09 – 09/12	B.Sc. Maschinenbau, Universität Stuttgart
	10/12 – 05/15	M.Sc. Maschinenbau, Universität Stuttgart Spezialisierung: Konstruktionstechnik, Technische Dynamik
Praktikum:	04/14 – 03/15	Auslandspraktikum und Masterarbeit bei Siemens Energy Inc., Charlotte NC, USA

Berufliche Laufbahn

07/06 – 09/09	Technischer Zeichner bei Illig Maschinenbau GmbH & Co. KG, Heilbronn
06/15 – 08/21	Wissenschaftlicher Mitarbeiter in der Arbeitsgruppe Rechnerunterstützte Produktentwicklung am Institut für Konstruktionstechnik und Technisches Design (IKTD), Universität Stuttgart
09/21 – 10/23	Freiberuflicher CAE-Ingenieur und Gründungsunternehmer
seit 11/23	Geschäftsführer der ATAVI GmbH, Neuhausen auf den Fildern

