

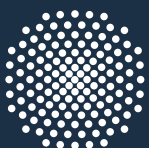
BEITRÄGE ZUR UMFORMTECHNIK



Herausgeber: Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Mathias Liewald MBA
Institut für Umformtechnik, Universität Stuttgart

Florian Dörr

77 Beitrag zum Umformfügeprozess
einer Welle-Nabe-Verbindung durch
Quer-Fließpressen



Universität Stuttgart

Beitrag zum Umformfügeprozess einer Welle-Nabe-Verbindung durch Quer-Fließpressen

Von der Fakultät Konstruktions-, Produktions- und Fahrzeugtechnik
der Universität Stuttgart
zur Erlangung der Würde eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte Abhandlung

vorgelegt von
Florian Dörr
aus Stuttgart

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

Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Hansgeorg Binz

Tag der mündlichen Prüfung: 6. Juni 2016

Institut für Umformtechnik der Universität Stuttgart

2016

Dipl.-Ing. Florian Dörr
Institut für Umformtechnik
Universität Stuttgart

Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. Mathias Liewald MBA
Institut für Umformtechnik
Universität Stuttgart

D93

ISBN 978-3-946818-02-1

Institut für Umformtechnik

Universität Stuttgart
Holzgartenstraße 17
70174 Stuttgart
www.ifu.uni-stuttgart.de
Printed in Germany

Für Corinna.

Geleitwort des Herausgebers

Die langjährige Buchreihe „Beiträge zur Umformtechnik“ enthält Forschungsberichte oder abgeschlossene Dissertationen, die am des Instituts für Umformtechnik (IFU) der Universität Stuttgart oder durch eine Zusammenarbeit zwischen dem Institut und einem Unternehmen entstanden sind bzw. um andersartige Abschlussberichte langjähriger Forschungsarbeiten.

Umformen ist die gezielte Änderung der Form, der Oberfläche und der Eigenschaften eines metallischen Körpers unter Beibehaltung von Masse und Stoffzusammenhalt.

Diese Definition für das Umformen metallischer Körper in Anlehnung an DIN 8580 beschreibt nicht nur die gezielte Änderung der Form, sondern auch die gezielte Änderung der Oberfläche und der Eigenschaften des Produktes durch den Umformvorgang. Die Technik des Umformens befasst sich daher mit einer möglichst guten Vorausbestimmbarkeit von finalen Produkteigenschaften, wobei die mathematische Beschreibung und die Modellbildung des Umformprozesses eine grundlegende Voraussetzung für die numerische Simulation mithilfe der Methode der Finiten Elemente (FEM) liefert.

Oftmals geht die intuitive, auf aktuellen Grundlagenerkenntnissen basierende Forschung in der Umformtechnik zusammen mit einer experimentellen Herangehensweise an neue Fragestellungen einher. Die dabei erzielten Forschungsergebnisse dienen dem allgemeinen Wissenserwerb und dem Grundlagenverständnis von werkstofflichen und verfahrensspezifischen Phänomenen und sind somit nicht nur für Wissenschaftler, sondern auch für die in der Praxis stehenden Ingenieure von grundsätzlicher Bedeutung.

Stets kürzere Entwicklungszeiten für neue Produkte der Umformtechnik einerseits und veränderte Wertschöpfungsketten, die Dynamik von Märkten, neue Technologien sowie veränderte Randbedingungen, wie z. B. Leichtbaubestrebungen und Initiativen im Sinne von Industrie 4.0, erfordern heute eine besondere Intensivierung der anwendungstechnisch ausgerichteten Forschung und Entwicklung auf diesen Gebieten. Moderne Forschungsstellen sind in beide Prozesse eingebunden: zum einen in die Grundlagenforschung mit Blick auf Werkstoffe, Verfahren und Maschinen der Umformtechnik und zum anderen in vorwettbewerbliche bzw. stark anwendungsorientierte Prozesse der Lösungsfindung.

Ziel und Motivation für die Herausgabe dieser Berichte ist daher die Publikation solcher teils grundlagenorientierter, teils recht praxisorientierter Forschungs- und Entwicklungsarbeiten, die an meinem Institut entstehen. Ein weiteres Ziel dieser Buchreihe ist das Bereitstellen einer fundierten Basis für weiterführende wissenschaftliche Arbeiten auf internationalem Niveau.

Mathias Liewald

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Umformtechnik (IFU) der Universität Stuttgart. Die Anfertigung der vorliegenden Arbeit wäre ohne die Unterstützung vieler Menschen nicht möglich gewesen.

An erster Stelle möchte ich Herrn **Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. Mathias Liewald MBA**, Leiter des Instituts für Umformtechnik, danken. Er unterstützte mich während der gesamten Dauer der Promotion durch sehr wertvolle und fachliche Diskussionen und auch Arbeitsgespräche zum fachlichen und organisatorischen Fortschritt der Arbeit. Ich danke ihm für die wissenschaftlichen Freiheiten bei der Gestaltung dieser Arbeit, die er mir eingeräumt hat und für die Anfertigung dieser Arbeit eine signifikante Bedeutung hatten.

Weiterhin bedanke ich mich bei Herrn **Prof. Dr.-Ing. Hansgeorg Binz**, Leiter des Instituts für Konstruktionstechnik und Technisches Design, für die Zweitbetreuung dieser Arbeit. Ebenso gilt mein besonderer Dank Herrn **Michael Funk** für die sehr positive und erfolgreiche Zusammenarbeit im Rahmen dieses gemeinsamen Forschungsprojektes.

Mein besonderer Dank gilt weiterhin Herrn **Dr.-Ing. Alexander Felde** für seine wissenschaftliche Unterstützung und sehr zahlreichen Ratschläge in tiefgehenden fachlichen Diskussionen. Ebenso gilt mein besonderer Dank meinen Kollegen Herrn **Dr.-Ing. Stefan Rudolf**, Herrn **Christian Mletzko**, Herrn **Dr.-Ing. Thorben Schiemann** und Herrn **Marcus Kannewurf**, die mir als Weggefährten während meiner Promotion mit Rat und Tat beiseite standen. Ich werde die Zusammenarbeit mit Ihnen in sehr positiver Erinnerung behalten. Ein besonderer Dank geht an das technische Personal des IFU, insbesondere an Herrn **Werner Siegel**, der mich beim Aufbau von Versuchsvorrichtung und der Durchführung von experimentellen Untersuchungen uneingeschränkt unterstützt hat. Frau **Heidi Mellinger** danke ich für ihre umfangreiche Unterstützung in administrativen Dingen. Zusammenfassend danke ich allen IFU-Kolleginnen und Kollegen, die mich auf meinem Weg von der wissenschaftlichen Hilfskraft am Institut, über meine Studien- und Diplomarbeit bis hin zur Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter begleitet haben, für eine abwechslungsreiche, spannende und fruchtbare Zeit am Institut für Umformtechnik der Universität Stuttgart, auf die ich mit viel Freude zurückblicke.

In zahlreichen Studien-, Bachelor- und Diplomarbeiten, die ich während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter betreut habe, und im Rahmen so mancher Tätigkeit als Hilfwissenschaftler wurde der Grundstein für die vorliegende Arbeit gelegt. Für die großartige Unterstützung möchte ich **Matthias Engelfried**, **Tobias Schauer**, **Martina Elsässer**, **Robin Köstlmaier**, **Marco Savino**, **Mohammed Sammoud** und **Christian Gebauer** meinen Dank aussprechen.

Teile der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen wurden durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft gefördert, wofür ich mich ebenfalls an dieser Stelle bedanke.

Während der gesamten Dauer der Promotion war mir meine Frau **Corinna** ein besonders wichtiger Rückhalt. Ihr möchte ich die vorliegende Arbeit widmen. Schließlich gilt meine

Anerkennung und Dank meinen Eltern **Werner und Renate Dörr** für die finanzielle Unterstützung während meiner Studienzeit.

Filderstadt, den 13.06.2016

Florian Dörr

Inhaltsverzeichnis

GELEITWORT DES HERAUSGEBERS	A
INHALTSVERZEICHNIS.....	D
ABKÜRZUNGSVERZEICHNIS	1
FORMELZEICHEN	2
KURZFASSUNG.....	4
ABSTRACT.....	7
1 EINLEITUNG UND MOTIVATION	9
2 STAND DER TECHNIK.....	12
2.1 FLIEßPRESSEN	12
2.1.1 ALLGEMEIN	12
2.1.2 QUER-FLIEßPRESSEN.....	13
2.1.2.1 ROTATIONSSYMMETRISCHE BAUTEILE	14
2.1.2.2 NICHT-ROTATIONSSYMMETRISCHE BAUTEILE	16
2.1.2.3 QUER-FLIEßPRESSEN MIT EINEM STEMPEL.....	17
2.1.3 VERFAHRENSCHARAKTERISTIKA DES VERZÄHNUNGSPRESSEN.....	19
2.2 FÜGEN DURCH PLASTISCHE DEFORMATION.....	23
2.2.1 UMFORMFÜGEN IM BEREICH DER ROHRUMFORMUNG	26
2.2.1.1 FÜGEN DURCH AUFWEITEN MIT STARREM WERKZEUG	26
2.2.1.2 FÜGEN DURCH EINWALZEN.....	27
2.2.1.3 FÜGEN DURCH INNENHOCHDRUCKUMFORMUNG.....	28
2.2.1.4 FÜGEN MITTELS ELEKTROMAGNETISCHER WIRKENERGIE.....	30
2.2.1.5 FÜGEN DURCH KNICKBAUCHEN.....	30
2.2.2 UMFORMFÜGEVERFAHREN IM BEREICH DER MASSIVUMFORMUNG	31
2.2.2.1 GEMEINSAM FLIEßPRESSEN.....	31
2.2.2.2 FÜGEN DURCH EINPRESSEN	37
2.3 WELLE-NABE-VERBINDUNGEN	43
2.3.1 FORMSCHLÜSSIGE VERBINDUNGEN	44
2.3.1.1 KEIL- UND ZAHNWELLENVERBINDUNGEN	45
2.3.1.2 POLYGONVERBINDUNGEN.....	46
2.3.2 KRAFTSCHLÜSSIGE WELLE-NABE-VERBINDUNGEN	48
3 CHARAKTERISTIKA DES FÜGENS DURCH UMFORMEN.....	51
3.1 ALLGEMEINE ANFORDERUNGEN AN UMFORMFÜGEPROZESSE	51
3.2 TRIBOLOGISCHE ANFORDERUNGEN BEIM FÜGEN DURCH UMFORMEN	52
3.3 EINFLUSS DES ELASTISCH-PLASTISCHEN WERKSTOFFVERHALTENS DER FÜGEPARTNER.....	54
4 PROBLEMSTELLUNG, ZIELSETZUNG UND VORGEHEN	57
5 CHARAKTERISIERUNG DER VERSUCHSWERKSTOFFE	60
5.1 WELLENWERKSTOFF 16MnCrS5	60
5.2 NABENWERKSTOFF 42CrMo4.....	62
6 PROBENGEOMETRIE UND WERKZEUGKONZEPT	65

6.1	VERWENDETE PROBENGEOMETRIEN	65
6.2	WERKZEUGAUFBAU UND FUNKTIONSWEISE	68
6.3	AUSLEGUNG DER WERKZEUGSEGMENTIERUNG ZUR NABENVORSPANNUNG.....	70
6.4	UNTERSUCHUNGEN ZUR FLEXIBLEN VORSPANNUNG DER WERKSTÜCKE	71
7	NUMERISCHE UNTERSUCHUNGEN	76
7.1	SIMULATIONSMODELLE	76
7.2	ERGEBNISSE DER NUMERISCHEN SIMULATIONEN (2D)	78
7.3	ERGEBNISSE DER NUMERISCHEN UNTERSUCHUNG (3D)	83
7.3.1	EINFLUSS DER PROZESSPARAMETER AUF DIE STEMPELKRAFT	84
7.3.2	EINFLUSS EINZELNER PROZESSPARAMETER AUF DIE RADIALE NABENDEFORMATION.....	88
7.3.3	EINFLUSS DER PROZESSPARAMETER AUF DIE TANGENTIALSPANNUNGEN IN DER NABE	92
7.3.4	EINFLUSS DER PROZESSPARAMETER AUF DEN KONTAKTFUGENDRUCK	93
7.3.5	ZUSAMMENFASSUNG DER NUMERISCHEN SIMULATIONSERGEBNISSE (3D)	97
8	EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN	100
8.1	VORGEHEN.....	100
8.2	ANGEWENDETE PRÜF- UND ANALYSEVERFAHREN	104
8.2.1	STEMPELKRAFT UND –WEG	104
8.2.2	BESTIMMUNG DER ÜBERTRAGBAREN AXIALKRAFT	106
8.2.3	ERMITTLUNG DER RUNDHEITSABWEICHUNG UND RADIALEN DEFORMATIONEN	108
8.2.4	ANALYSE DER FORMFÜLLUNG	109
8.2.5	OBERFLÄCHENMESSUNG DER FÜGEFLÄCHEN	110
8.2.6	BESTIMMUNG DER TANGENTIALEN NABENEIGENSINNUNGEN	112
8.3	TRIBOLOGISCHE BEDINGUNGEN ZWISCHEN WELLE UND NABE	113
8.3.1	ERMITTLUNG VON HAFT- UND GLEITREIBUNGSKOEFFIZIENTEN	113
8.3.2	ERMITTLUNG VON EIGENSINNUNGEN FÜR UNTERSCHIEDLICHE REIBUNGSBEDINGUNGEN	126
8.4	EINFLUSS DER PROFILPARAMETER AUF DEN UMFORMFÜGEPROZESS	130
8.4.1	EINFLUSS DER PROFILEXZENTRIZITÄT DER NABE	130
8.4.2	UNTERSUCHUNG ZUR MITNEHMERANZAHL DER INNENKONTUR.....	136
8.4.3	EINFLUSS DES PROFILTYPUS DER NABE	140
8.5	AUSWIRKUNG DER RADIALEN VORSPANNUNG DER NABE.....	148
9	FAZIT UND AUSBLICK.....	151
9.1	ZUSAMMENFASSUNG DER ARBEIT UND ERKENNTNISSE	151
9.2	AUSBLICK UND WEITERFÜHRENDE UNTERSUCHUNGEN	154
10	LITERATURQUELLEN.....	156
11	ANHANG	171
11.1	FLIEßKURVEN 16MnCrS5 IM ZUSTAND FERRITISCH-PERLITISCH	171
11.2	VERWENDETE PROBENGEOMETRIEN	172
11.2.1	VEREINFACHTE WELLENGEOMETRIE	172
11.2.2	VEREINFACHTE NABENGEOMETRIE	172
11.3	GRUNDGLEICHUNGEN DER NABENINNENPROFILE.....	173
11.4	FUNKTIONSPARAMETERVERHÄLTNISSE DER BETRACHTETEN PROFILTYPEN 3. ORDNUNG	173
11.5	VERSCHIEBEWEG DER SEGMENTE IN ABHÄNGIGKEIT VON DER SEGMENTANZAHL	175
11.6	RADIALKRAFTKOMPONENTE ENTLANG DER WELLENAUBENFLÄCHE.....	175

11.7	SIMULATIONSPARAMETER 2D.....	176
11.8	BESTIMMUNG DER TANGENTIALEN EIGENSpanNUNGEN (FEM)	177
11.9	EXPERIMENTELL ERMITTELTE STEMPELKRAFT BEZOGEN AUF DEN AUSPRESSGRAD	177
11.10	AUSPRESSGRAD FÜR UNTERSCHIEDLICHE PROFILEXZENTRIZITÄTEN	179
11.11	VERGLEICH DER EXPERIMENTELL ERMITTELTEN STEMPELKRAFT-STEMPELWEG-VERLÄUFE FÜR UNTERSCHIEDLICHE PROFILTYPEN	179
11.12	VERGLEICH DER NUMERISCH UND EXPERIMENTELL ERMITTELTEN STEMPELKRAFT FÜR UNTERSCHIEDLICHE PROFIL- UND PROZESSPARAMETER	180
11.13	QUALITATIVE BESCHREIBUNG DES OBERFLÄCHENEINFLUSSES	182
11.14	EINFLUSS DER PROFILEXZENTRIZITÄT AUF DIE RUNDHEITSABWEICHUNG	182
11.15	EINFLUSS EINER UNTERSCHIEDLICHEN RADIALEN NABENVORSPANNUNG	183
12	LEBENS LAUF	184

Abkürzungsverzeichnis

CNC	Computerized Numerical Control (deut. computergestützte numerische Steuerung)
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft
DIN	Deutsches Institut für Normung e.V.
DMS	Dehnungsmessstreifen
FP	Wärmebehandlungszustand (ferritisch-perlitisches Gefüge, auch Schwarz-Weiß-Gefüge genannt)
GKZ	Wärmebehandlungszustand (Glühen auf kugelig eingeformten Zementit)
HRC	Rockwell-Härte
HV	Vickers-Härte
HVFP	Hohl-Vorwärts-Fließpressen
IFU	Institut für Umformtechnik
IHU	Innenhochdruckumformen
IKTD	Institut für Konstruktionstechnik und Technisches Design
ISO	International Organization of Standardization
IT	Toleranzfeld
MFFDP	modified Fretting-Fatigue-Damage-Parameters (deut. Reibdauerbeanspruchungsparameter)
NRFP	Napf-Rückwärts-Fließpressen
P3G	Polygonprofil (3 Mitnehmer)
QFP	Quer-Fließpressen
RKV	Reibungskoeffizientenverhältnisses μ_H/μ_G
RT	Raumtemperatur
VDA	Verein Deutscher Automobilbauer
VVFP	Voll-Vorwärts-Fließpressen
WNV	Welle-Nabe-Verbindung

Formelzeichen

Lateinische Symbole

Δr_{rad}	[<i>mm</i>]	radialer Verschiebeweg zum Öffnen der Segmente
A	[<i>mm</i> ²]	Fläche
d_f	[<i>mm</i>]	Fügenenddurchmesser
$d_{\text{KM}} / r_{\text{KM}}$	[<i>mm</i>]	Matrizendurchmesser/-radius (Segmente geschlossen)
$d_{\text{Öff}} / r_{\text{Öff}}$	[<i>mm</i>]	Matrizenöffnungsdurchmesser/-radius (Segmente offen)
E	[<i>MPa</i>]	Elastizitätsmodul
e	[<i>mm</i>]	Profilexzentrizität
e_0	[<i>mm</i>]	Profilnennexzentrizität
e_0^*	[<i>mm</i>]	Ersatzprofilnennexzentrizität
E_N	[<i>MPa</i>]	Elastizitätsmodul der Nabe
E_W	[<i>MPa</i>]	Elastizitätsmodul der Welle
F_{GR}	[<i>kN</i>]	Gleitreibungskraft
F_{HR}	[<i>kN</i>]	Haftreibungskraft
F_n	[<i>kN</i>]	Reibungsnormalkraft
F_r	[<i>kN</i>]	Reibungskraft
F_{st}	[<i>kN</i>]	Stempelkraft
h	[<i>mm</i>]	Stempelweg bzw. -hub
h_{ges}	[<i>mm</i>]	Dreieckshöhe (Segmente geschlossen)
h_{off}	[<i>mm</i>]	Dreieckshöhe (Segmente offen)
k_f	[<i>MPa</i>]	Fließspannung
l_f	[<i>mm</i>]	Fügelänge
m	[/]	Reibfaktor
M_t	[<i>Nm</i>]	Drehmoment
n	[/]	Mitnehmer- / Zähnezahl der Nabeninnenprofile
p_f	[<i>MPa</i>]	Kontaktfugendruck
R_e	[<i>MPa</i>]	Streckgrenze
r_f	[<i>mm</i>]	Radius der Fügefläche
R_m	[<i>MPa</i>]	Zugfestigkeit
R_m	[<i>mm</i>]	Nennradius des Nabeninnenprofils

R_m^*	[mm]	Ersatznennradius des Nabeninnenprofils
r_{Na-0}	[mm]	Ausgangsaußenradius der Nabe
r_{Na-f}	[mm]	Außenradius der Nabe im gefügten Zustand
r_{Na-t}	[mm]	Außenradius der Nabe im getrennten Zustand
r_{Ni-0}	[mm]	Ausgangsinnenradius der Nabe
$R_{p0,2}$	[MPa]	Ersatzstreckgrenze
s	[μm]	Schlupf zwischen Welle und Nabe unter Last
s_a	[mm]	Auspressweg beim Trennen von Welle und Nabe
s_d	[μm]	Schlupf auf der Druckseite
s_z	[μm]	Schlupf auf der Zugseite
x	[mm]	Eckenabstand eines Matrizensegments
z	[mm]	Messposition bei der Bestimmung der radialen Nabendeformation

Griechische Symbole:

α	[$^\circ$]	Winkel eines Segments (= $360^\circ / \text{Segmentanzahl}$)
η	[%]	Formfüllung bzw. Formfüllungsgrad
γ	[$^\circ$]	Winkelposition der Nabe
ν_W	[/]	Poissonzahl der Welle
ν_N	[/]	Poissonzahl der Nabe
ε_{tan}	[%]	Axialdehnung
ε_{rad}	[%]	Radialdehnung
ε_{ax}	[%]	Tangentialdehnung
σ_{tan}	[MPa]	Tangentialspannung
σ_{rad}	[MPa]	Radialspannung
σ_{ax}	[MPa]	Axialspannung
μ_H	[/]	Haftreibungskoeffizient
μ_G	[/]	Gleitreibungskoeffizient
μ	[/]	Reibungszahl nach Coulomb

Kurzfassung

Laut VDA-Jahresbericht 2014 wird im Bereich des Automobilbaus etwa 75 % der Wertschöpfung des Endproduktes in vor- und zwischengeschalteten Produktionsschritten bei Zulieferern erbracht [VDA14]. Zur Effizienzsteigerung der Wertschöpfungskette wird hierbei die Bündelung von Fertigungsschritten bzw. die Synchronisation mehrerer Produktionsschritte in der Zulieferkette bei einem TIER-1 Lieferant als Systemlieferant angestrebt. Die Kombination der beiden Grundverfahren Umformen und Fügen bietet beispielsweise eine Möglichkeit zur Erhöhung des Anteils an der Wertschöpfungskette bei einem solchen TIER-1 Lieferanten, wenn dieser zusätzlich zum Fügeprozess auch für die umformtechnische Herstellung der Einzelteile verantwortlich ist. Dies erfordert zum einen die interdisziplinäre Zusammenarbeit der Fachgebiete Füge- und Umformtechnik und zum anderen die weitere wissenschaftliche Erforschung grundlegender Wirkzusammenhänge auf diesem Gebiet.

Zur Steigerung der Attraktivität konventioneller Umformverfahren im Allgemeinen und dem Quer-Fließpressen im Speziellen untersucht diese Arbeit eine Verfahrenskombination aus Quer-Fließpressen einer Welle und dem gleichzeitigen Fügen dieser mit einer Nabe. Aufgrund der Verfahrensspezifika des umformtechnischen Fügens handelt es sich bei der hergestellten Welle-Nabe-Verbindung um einen sowohl kraft- bzw. reibschlüssigen als auch formschlüssigen nicht lösbaren Verbindungstyp. Der elastisch-plastische Umformprozess der Welle führt zu bleibenden elastischen Verformungen beider Fügepartner, wobei sich in der Kontaktfläche ein Gleichgewichtszustand aus Innendruck auf die Nabe und Außendruck auf die Welle einstellt. Insbesondere dünnwandige und gehärtete Naben sind aufgrund der ebenfalls vorhandenen tangentialen Zugspannungen und der Spannungsinhomogenität, verursacht durch das Nabeninnenprofil, anfällig hinsichtlich eines Sprödbruchs während des Umformfügens. Zur Vermeidung eines derartigen Versagensfalls während des Umformfügeprozesses kann prinzipiell zum einen werkzeugseitig eine radiale Nabenvorspannung realisiert werden. Zum anderen kann bauteilseitig eine Anpassung des Nabeninnenprofils zur Reduzierung der Kerbwirkung erforderlich werden.

Eine weitere Herausforderung auf dem Gebiet des Umformfügens mittels Fließpressverfahren ist die Einstellung optimaler tribologischer Bedingungen. Im Gegensatz zum umformtechnischen Fügen im Bereich der Blechumformung treten beim Fließpressen signifikante Oberflächenvergrößerung der umgeformten Fügepartner auf. Dies wird beim Verfahren des gemeinsamen Fließpressens [Lang93] ausgenutzt, um annähernd stoffschlüssige Verbindungen in Form einer Kaltpressschweißverbindung zu erzeugen. Für den in dieser Arbeit betrachteten Fall des umformtechnischen Fügens sind daher während des Prozesses möglichst geringe Gleitreibungszahlen zum Erreichen hoher Formfüllungsgrade anzustreben. Nach dem Umformprozess sollten dahingegen hohe Haftreibungszahlen in der Kontaktfläche beider Fügepartner erreicht werden.

Zur Lösung der oben genannten Herausforderungen und offenen Fragestellungen wird im Rahmen dieser Arbeit zunächst der Stand der Technik für die beiden Themengebiete Fließpressen (**Kap. 2.1**) und Umformfügen (**Kap. 2.2**) betrachtet und bereits bekannte Lösungen und Herangehensweisen analysiert. Nach der Ermittlung der relevanten

Werkstoffkennwerte (**Kap. 5**) erfolgt eine numerische Prozessanalyse des Umformfügeprozesses (**Kap. 7**), die neben der Untersuchung unterschiedlicher Einflussfaktoren und der Festlegung von Versuchsparametern für die experimentelle Untersuchung die Grundlage für die Werkzeuggestaltung und -konstruktion (**Kap. 6**) bildet. Mit Hilfe eines segmentierten Werkzeuges zur einstellbaren, radialen Vorspannung der Naben während des Umformfügeprozesses werden im weiteren Verlauf der Arbeit drei Versuchsreihen durchgeführt (**Kap. 8**). Diese drei Versuchsreihen beschäftigen sich mit der Untersuchung des tribologischen Systems zwischen Welle und Nabe während und nach dem Umformfügeprozess, dem Einfluss des Nabeninnenprofils auf Vorgangs- und Kenngrößen der Verbindung und mit dem Einfluss der radialen Nabenvorspannung während des Umformfügeprozesses. In der ersten Versuchsreihe (**Kap. 8.3**), die die Analyse des tribologischen System umfasst, werden neben unterschiedlichen Oberflächentopografien beider Fügepartner auch verschiedene Schmierstofftypen untersucht sowie Haft- und Gleitreibungszahlen in der Kontaktfläche der Welle-Nabe-Verbindung ermittelt. In der nachfolgenden Versuchsreihe zum Einfluss des Nabeninnenprofils auf Vorgangs- und Verbindungskenngrößen (**Kap. 8.4**) werden die Hauptmerkmale des Nabeninnenprofils, bestehend aus Profillextrizität, Mitnehmeranzahl und Profiltyp variiert. Die letzte Versuchsreihe (**Kap. 8.5**) dient zur Ermittlung des Einflusses der radialen Nabenvorspannung durch das segmentierte Werkzeug auf Vorgangsgrößen und Bauteileigenschaften, wie beispielsweise die übertragbare Axialkraft, die sich ergebende Rundheitsabweichung oder den sich einstellenden Kontaktdruck in der Verbindung.

Die Diskussion der numerischen und experimentellen Untersuchungsergebnisse (**Kap. 9**) führt alle erzielten Ergebnisse zusammen und vergleicht diese. Abschließend werden Empfehlungen zur Prozessführung und Bauteilgestaltung gegeben, welche zur Herstellung einer dünnwandigen Welle-Nabe-Verbindung mit gehärteter Nabe einzuhalten sind und welche Wirkzusammenhänge zwischen den genannten Einflussfaktoren und Prozesskenngrößen und Bauteileigenschaften bestehen. Die im Rahmen dieser Arbeit erzielten Ergebnisse lassen den Schluss zu, dass es möglich ist, Welle-Nabe-Verbindungen mit komplexen Nabeninnenprofilen und guten Bauteileigenschaften mittels Quer-Fließpressen der Welle herzustellen. Hierbei treten Bauteileigenschaften wie die Zunahme der Rundheitsabweichung oder das Vorhandensein von Eigenspannungen in der Nabe auf, die sich aufgrund des Herstellverfahrens lediglich reduzieren, sich jedoch nicht vollständig vermeiden lassen. Die für diesen konkreten Fall gewonnenen Erkenntnisse werden abstrahiert und dienen als Basis für allgemeingültige Prozessanforderungen sowie zu erwartende Komponenteneigenschaften nach dem umformtechnischen Fügen durch Kaltfließpressen (**Kap. 9**).

Während sich diese Arbeit maßgeblich auf den Herstellungsprozess und einige Komponenteneigenschaften wie die erreichbare axiale Haftkraft oder die sich einstellenden Rundheitsabweichungen fokussiert, werden Verbindungseigenschaften, wie die dynamische und statische Torsionsfestigkeit von Hr. Michael Funk (Institut für Konstruktionstechnik und Technisches Design, IKTD, Universität Stuttgart) betrachtet und analysiert. Diese Arbeit entstand in enger Zusammenarbeit mit dem IKTD im Rahmen eines gemeinsamen

Forschungsprojektes, das von der Deutschen Forschungsgemeinschaft gefördert wurde (LI 1556/24-1 bzw. BI 746/10-1). Eine kurze Übersicht zu den ermittelten Verbindungseigenschaften ist ebenfalls in **Kap. 9** zu finden.

Abstract

According to VDA Annual Report of 2014 about 75 % of the value added of the final product in the field of automotive engineering is delivered in pre- and intermediate production steps by automotive suppliers [VDA14]. Therefore, the combination of production steps or the synchronization of multiple production steps by a single TIER-1 supplier which thereby can be seen as a system supplier is desired due to increase the efficiency of the value chain. The combination of the two basic manufacturing process steps such as metal forming and joining for example, offers an opportunity to increase the proportion of the value chain delivered by such a single TIER-1 supplier. Such a shortage of the process chain requires the interdisciplinary collaboration of the two disciplines joining and metal forming technology on the one hand and more scientific research on fundamental effects in this field on the other hand.

To increase the attractiveness of conventional metal forming processes in general, and lateral extrusion processes in particular, this study examines a new process combination of lateral extrusion of a shaft and the simultaneous joining of this shaft together with a hardened hub. Due to the specifics of joining by forming processes the manufactured shaft-hub-connection shows a pure force-closed or both a force-closed and form-closed non-removable connection type. The elastic-plastic deformation of the shaft causes remaining elastic deformations of both joining partners, whereat an equilibrium state of the internal pressure on the hub and the external pressure on the shaft is established within the contact surface. In particular, thin-walled and hardened hubs are very sensitive to a brittle fracture during joining by forming process caused by high tangential stress values on the one hand and inhomogeneous stress distribution caused by the internal hub on the other hand. To avoid such failures during joining by forming process a radial preload respectively prestress of the hubs can be realized by a segmented die. Also a adapted internal hub profile can be used to reduce localized critical tensile stresses caused by notch effects.

A further challenge in the field of joining by forming processes is the setting of optimal tribological conditions between both joining partners. In contrast to a joining process in the field of sheet metal forming a significant increase of surface area of at least one joining partner occurs during a joining process in the field of cold forging. This effect is utilized for common cold forging processes [Lang93] to generate approximately material-closed connections in terms of a cold press welding joint. Therefore, within this thesis low sliding friction coefficients are desired to achieve high levels of mold filling of the hub during the joining by forming process. After the joining process, in contrast, high static friction coefficients are required to transmit high forces and torques.

To solve the challenges mentioned above and to answer the open issues for joining by forming of a shaft-hub-connection by lateral extrusion the state of art for both subject areas cold forging (**Chapter 2.1**) and joining by forming (**Chapter 2.2**) are considered and analyzed. Subsequent to the determination of relevant material parameters and properties such as flow curves and Young's Moduli (**Chapter 5**) a numerical process analysis of the joining by forming process was performed (**Chapter 7**). In addition to the numerical investigation of different impact factors and the determination of experimental parameters such as profile

eccentricity or teeth number used for subsequent experimental investigations this numerical investigations are used for corresponding tool design and assembly (**Chapter 6**). Using a segmented tool to adjust the radial preload to the hub prior and during the joining by forming process the experimental investigations were carried out subdivided into three main test series (**Chapter 8**). These three main series deal with the investigation of the tribological system between the shaft and the hub during and after the forming and joining process, the impact of the internal hub profile on the process itself and the connection properties and the influence of the radial preload. Within the first test series (**Chapter 8.3**), which includes the analysis of the tribological system, in addition to different surface topographies of both joining partners, various lubricant types have been investigated. Static and sliding friction coefficients within the contact surface of the shaft-hub-connection have been determined to evaluate different tribological systems. The second test series deals with the influence of the internal hub profile on process parameters such as the press force or the radial deviation of the hub and connection properties such as the transmitted axial force of the shaft-hub-connection (**Chapter 8.4**). The main features of the internal hub profile are the profile eccentricity, the teeth number and the profile type. The conclusive experimental test series (**Chapter 8.5**) focuses on the determination of the influence of the radial preload of the hub by the segmented die on process parameters and connection properties such as roundness deviation or contact pressure within the contact surface.

The final discussion in this work (**Chapter 9**) compares all numerical and experimental results. Also process and design recommendations for the joining process of shaft-hub-connections with thin-walled and hardened hubs by lateral extrusion are given within this chapter. Results obtained within this work lead to the conclusion that it is possible to manufacture shaft-hub-connections joined by lateral extrusion, which show good connection properties such as high mould filling or high transmitted axial forces. Such shaft-hub-connections always show an increase of roundness deviation and the existence of residual stresses especially within the hub, which can only be reduced but not avoided completely. The findings for this particular case of a joining by forming process serve as a basis for general process requirements and expected component properties for joining by forming processes and parts manufactured in such a way in the field of cold forging (**Chapter 9**).

This thesis mainly focuses on the manufacturing process and a few component properties such as the transmittable axial force or the roundness deviations of shaft-hub-connections joined by lateral extrusion. Dynamic and static torsional strength of such components are investigated and analyzed by Mr. Michael Funk (Institute for Engineering Design and Industrial Design, University of Stuttgart). The results and investigations given by this thesis were part of a close collaboration project together with the Institute for Engineering Design and Industrial Design, which was funded by the German Research Foundation (DFG: LI 1556/24-1 and BI 746/10-1). A brief overview of these connection properties also can be found in **Chapter 9**.

Wenn ich die Menschen gefragt hätte, was sie wollen, hätten sie gesagt, "schnellere Pferde".

Henry Ford (1863 - 1947 in Dearborn, Michigan, USA)

1 Einleitung und Motivation

Die zunehmende Automatisierung, die hohe Flexibilität moderner Werkzeugmaschinen und die energieeffiziente Arbeitsweise von spanenden Fertigungsverfahren stehen heute bereits bei mittleren Stückzahlen zwischen 100 - 1000 Teilen pro Tag in Konkurrenz zu etablierten Verfahren des Kaltfließpressens. Festigkeitsanforderungen, die beim Fließpressen infolge des angepassten und nicht unterbrochenen Faserverlaufs sowie der Kaltverfestigung erreicht werden, können heute durch eine nachgeschaltete Wärmebehandlung teilweise weiter gesteigert werden, ohne dass hierbei die Stückkosten erheblich steigen. Dies erfordert die zunehmende Weiterentwicklung bestehender Fließpressverfahren hinsichtlich der realisierbaren Komplexität der Bauteilgeometrien, Erweiterung von Verfahrensgrenzen, Erhöhung der Werkzeugstandzeiten oder auch durch die Integration zusätzlicher Fertigungsverfahren. So bietet die Kombination der beiden Grundverfahren Umformen und Fügen beispielsweise die Möglichkeit, artverschiedene Werkstoffe ohne thermische Belastung und unter Vernachlässigung von Tolerierungsanforderungen form-, reib- bzw. kraft- und bedingt stoffschlüssig miteinander zu verbinden und weiterhin die Vorteile einer umformtechnischen Fertigung wie Kaltverfestigung, kurze Taktzeiten oder Fertigung in net-shape-Qualität zu nutzen. Ebenso erlaubt das Umformfügen die Herstellung hinterschnittiger und somit unlösbarer Verbindungen. Infolge des simultanen Umformens und Fügens von Welle-Nabe-Körpern aus Stahl ergeben sich aus wirtschaftlicher Sicht eine Verkürzung der Prozesskette und eine Erhöhung des Anteils an der Wertschöpfungskette.

Eine im Bereich der Antriebstechnik häufig zum Einsatz kommende Verbindung ist die Welle-Nabe-Verbindung. Ein Beispiel für eine derartige Verbindung ist in Abb. 1.1 dargestellt, bei welcher eine Nabe in der Form eines Stirnrades mittels eines thermisch erzeugten Querpressverbandes mit der Welle verbunden ist. Hauptaufgabe dieser Verbindungstypen ist die Übertragung von Drehmomenten, welche über die Nabe in die Welle ein- oder abgeleitet werden. Eine Welle-Nabe-Verbindung wird meist durch eine sequentielle Fertigung erzeugt, wobei zunächst eine separate Herstellung von Welle und Nabe erfolgt und in einer finalen Fügeoperation die Verbindung beider Bauteile erzeugt wird. Grund hierfür sind die teilweise stark unterschiedlichen Festigkeits- oder Werkstoffanforderungen an beide Bauteile, welche meist mit wirtschaftlichen Aspekten wie beispielsweise einer Materialeinsparung verknüpft sind. So sollten Naben, wie beispielsweise Zahnräder oder Lagerschalen, möglichst hohe Härtewerte und einen geringen Verschleiß aufweisen, wohingegen die Welle eher zähe Eigenschaften zeigen sollte.

Für solche Antriebskomponenten gibt es heute bereits zahlreiche Verbindungsarten [Kol84, Lei12], bei welchen die Fügeflächen der beiden Fügepartner bereits vor dem Fügen nahezu endkonturnahe vorhanden sind. Ebenso wird ein minimales Fügenspiel benötigt, um beide Bauteile entsprechend zu positionieren. Dies führt entweder zu sehr engen

Fertigungstoleranzen beider Bauteile im Bereich der späteren Fügefläche oder dazu, dass im Einsatz der Welle-Nabe-Verbindung ein Betriebsspiel auftritt. Letzteres reduziert infolge von Reibkorrosion und Rutschen der beiden Komponenten unter Last insbesondere die dynamische Verbindungsfestigkeit.

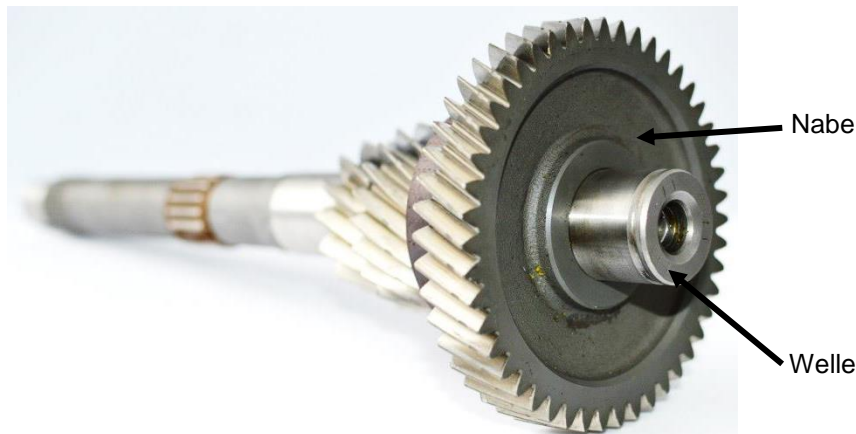


Abb. 1.1: Welle-Nabe-Verbindung am Beispiel einer Eingangswelle (7G-DCT Getriebe der Daimler AG)

Mit Hilfe eines umformtechnischen Fügeprozesses derartiger Verbindungen, bei dem lediglich der härtere Fügepartner die geeignete Fügekontur aufweist und somit einbaufertig vorliegt und der weichere Fügepartner plastisch umgeformt wird, lassen sich die oben genannten Herausforderungen beim konventionellen Fügen einer Welle-Nabe-Verbindungen hinsichtlich des Füge- und Betriebsspiels vermeiden. Infolge der umformtechnischen Ausbildung einer Fügefläche tritt zum einen kein Spiel bzw. kein Spalt zwischen beiden Bauteilen auf und zum anderen bildet sich in der Kontaktfläche ein Fugendruck aus, der eine zusätzliche Steigerung der Verbindungsfestigkeit ermöglicht. Aufgrund des Kräfte- bzw. Druckgleichgewichts in der Kontaktfläche bilden sich während und nach dem Umformfügeprozess in der Nabe radiale Druck- und tangential Zugspannungen aus. Insbesondere die tangentialen Zugspannungen an der Nabenaußenseite, die infolge der Kerbwirkung des Nabeninnenprofils eine zusätzliche inhomogene Spannungskonzentration erfahren, führen zu einer Reduzierung der ertragbaren Betriebslasten der Verbindung oder erreichen bereits während des Umformfügeprozesses kritische Werte, welche zum Reißen und damit dem Versagen der Nabe führen können. Durch eine radiale Nabenvorspannung und optimal angepasste Nabeninnenprofile können derartige Nachteile jedoch kompensiert werden.

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich daher mit der numerischen und experimentellen Untersuchung des Umformfügeprozesses einer exemplarischen Welle-Nabe-Verbindung mittels Quer-Fließpressen der Welle. Hierbei wird eine gehärtete, dünnwandige Nabe betrachtet, da hierbei die zuvor erwähnten Herausforderungen hinsichtlich Nabendeformation oder kritischen Zugspannungen in der Nabe deutlich stärker zum Tragen kommen als im Vergleich zu einer dickwandigen Nabengeometrie. In drei experimentellen Versuchsreihen, die den Schwerpunkt dieser Arbeit bilden, sollen die Einflussfaktoren "Nabeninnenprofil", "radiale Nabenvorspannung" und "tribologisches System der Kontaktfläche" untersucht werden. Eine numerische Voruntersuchung sowie die Konstruktion eines segmentierten

Werkzeuges zur spezifisch einstellbaren, radialen Nabenvorspannung bilden ebenfalls relevante Bestandteile dieser Arbeit. Die wissenschaftlichen Ziele dieser Arbeit sind somit neben der eigentlichen Verfahrensentwicklung zum Umformfügen einer Welle-Nabe-Verbindung mittels Quer-Fließpressen die Ermittlung von Wirkzusammenhängen von Eingangsparametern auf den Gebieten Tribologie, Fügegeometrie und Werkzeuggestaltung und den Vorgangsgrößen während des Prozesses und den sich einstellenden Bauteil- bzw. Verbindungseigenschaften.

Klug wird man nur aus Erfahrung.

(Unbekannt)

2 Stand der Technik

Im nachfolgend dargestellten Stand der Technik werden zunächst Verfahrensgrundlagen zum hier eingesetzten Umformverfahren, dem Fließpressen im Allgemeinen und dem Querfließpressen im Speziellen, aufgezeigt. Aufgrund der Verfahrensanalogien zum Verzahnungspressen werden in Kap. 2.1.3 charakteristische Merkmale für dieses Fließpressverfahren erläutert. Daran schließt sich eine allgemeine Zusammenfassung zum Fügen durch plastische Deformation an, welche durch Umformfügeverfahren auf den Gebieten der Rohr- und Massivumformung ergänzt wird. Abschließend erfolgt eine kurze Beschreibung zur Einteilung aktueller Herstell- und Fügeverfahren einerseits und zu den Anforderungen von form- und kraftschlüssigen Welle-Nabe-Verbindungen andererseits, wie sie im Rahmen dieser Arbeit betrachtet werden.

2.1 Fließpressen

2.1.1 Allgemein

Gemäß Lange [Lan88] zählt das Fließpressen zu den Kernverfahren der Massivumformung. Die Verfahrensvorteile wie eine hohe Mengenleistung, erreichbare Werkstoffeinsparungen sowie verbesserte Werkstoffeigenschaften durch Kaltverfestigung, werden in zahlreichen Fachbüchern und Normen detailliert beschrieben [Lan88, Lan08, Klo06, VDI99].

Die umformenden Fertigungsverfahren werden gemäß DIN 8582 [DIN82] nach den wirkenden Spannungen während des Umformprozesses eingeteilt. Das Fließpressen wird demzufolge der Gruppe 2.1 „Druckumformen“ zugeordnet, die in DIN 8583-6 [DIN83-6] näher beschrieben wird. Weitere Unterteilungskriterien der Fließpressverfahren bilden ...

...die Umformtemperatur (kalt, lauwarm, halbwarm und warm),

...die Richtung des Werkstoffflusses in Bezug auf die Wirkrichtung der angetriebenen Achsen der Umformmaschine,

...die Form der hergestellten Werkstücke,

...die Werkzeugart (starre Werkzeuge oder Fließpressen mit Wirkmedien) und

...die Art des Werkstoffflusses (stationär und instationär).

Die Einteilung nach der Richtung des Werkstoffflusses und der Werkstückform ist hierbei die gängigste Beschreibung und Unterscheidung der Verfahren (z.B. Napf-Rückwärts-Fließpressen).

Beim Fließpressen wird ein meist zylindrisches Rohteil mit Hilfe eines Stempels durch eine Matrize gedrückt und erfährt dabei eine plastische Formänderung. Hierbei treten neben sehr hohen Spannungen im Inneren des Werkstücks korrespondierende hohe Flächenpressungen zwischen Werkstück und Werkzeug auf. Diese Flächenpressungen führen zum einen zu einer

erheblichen Oberflächenvergrößerung und daher zu starken tribologischen Lasten in der Trennfuge zwischen Werkstück und Werkzeug. Zum anderen treten im formgebenden Werkzeug, der Matrize, Innendrucke von mehr als 1.000 MPa auf, welche eine Armierung dieser erfordert. Hierfür kommen entweder zylindrisch oder kegelig gestaltete, thermisch gefügte Pressverbände in ein- oder mehrfacher Ausführung zum Einsatz. Diese werden derart ausgelegt, dass an den Matrizeninnenseiten hinreichend große Druckspannungen entstehen, die während des Fließpressens aufgrund des hohen Innendrucks teilweise oder vollständig kompensiert werden. Die in axialer Richtung wirkende Umformkraft führt zu einer elastischen Verformung des gesamten Presse-Werkzeug-Systems.

2.1.2 Quer-Fließpressen

Das wesentliche Merkmal des Quer-Fließpressens ist die Erzeugung eines Werkstoffflusses quer zur Stempelbewegung. Im Gegensatz zum Stauchen bleibt die formgebende, laterale Werkzeugöffnung konstant. [Lan08]

Als Rohteil wird in der Regel ein zylindrisches Bauteil verwendet, das unter der Wirkung von einem oder zwei in axialer Richtung angeordneter Stempel lateral ausgepresst wird. Schätzle [Sch87] unterteilt die verschiedenen Quer-Fließpressverfahren zunächst nach der Anzahl der wirkenden Stempel sowie deren Bewegung, wie in Abb. 2.1 dargestellt.

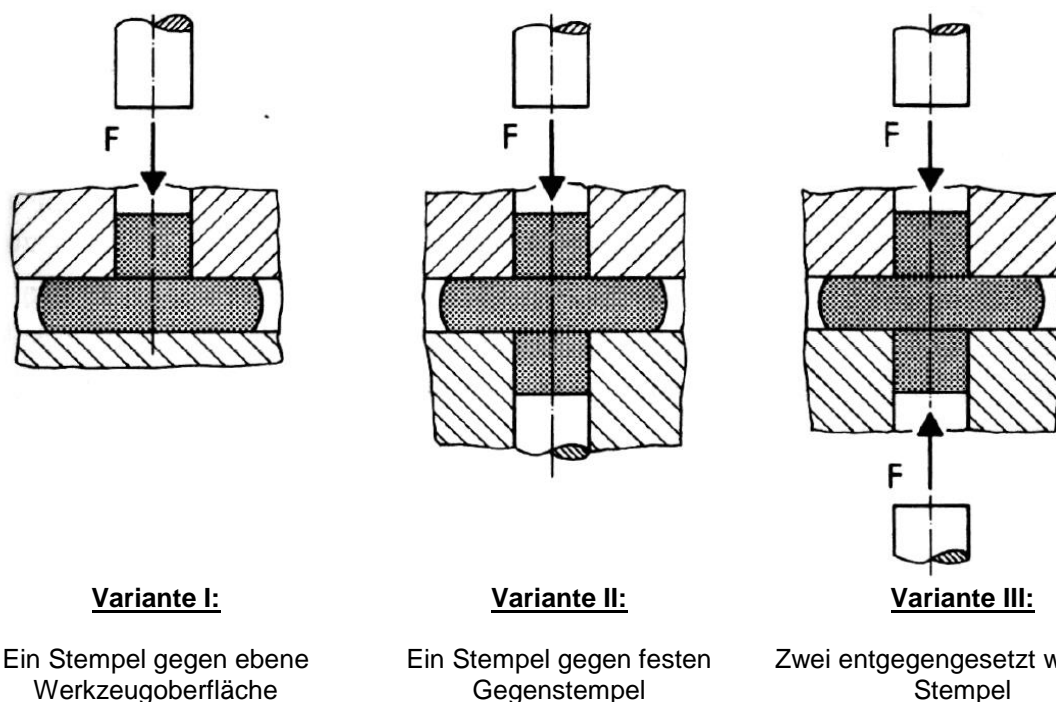


Abb. 2.1: Einteilung der Quer-Fließpressverfahren anhand von Stempelbewegung und Stempelanzahl nach [Sch87]

Variante I zeichnet sich besonders durch die um 30-40 % geringeren Stempelkräfte gegenüber den anderen beiden Varianten aus, wohingegen sich die Stempelkräfte von Variante II und III kaum unterscheiden. Dies ist auf unterschiedliche Reibungsbedingungen zurückzuführen, da sich die Reibungsfläche an der unteren Werkzeugbahn aufgrund des Abhebens des Werkstücks nur geringfügig vergrößert. Hinzu kommt, dass bei den Varianten II und III eine höhere Kaltverfestigung im Bund auftritt, wodurch zusätzlich eine höhere Stempelkraft

benötigt wird. Tendenziell benötigt Variante III eine geringere Stempelkraft als Variante II, dies lässt sich mit dem homogeneren Stofffluss aufgrund der symmetrischen Krafteinleitung begründen. Der Stofffluss unterscheidet sich prinzipiell bei allen Varianten, wobei sich Variante I und II hier sehr ähneln. Bei diesen beiden Varianten findet besonders im unteren Drittel ein radialer Fluss in den Flansch statt. Im oberen Bereich stellt sich in erster Linie ein axialer Werkstofffluss ein. Mit zunehmendem Außendurchmesser des Flansches zeigt dieser einen Abfall der oberen Stirnfläche und eine über die Flanschköhe ungleichmäßige Außenkontur. Bei Variante III fließt das Material erwartungsgemäß besonders im mittleren Bereich in radialer Richtung. Im oberen und unteren Bereich findet eine gleichmäßige Umleitung des axialen in einen radialen Materialflusses zur Flanschmitte hin statt, weswegen sich die Flanschaußenkontur mit einer zur Flanschmittelebene hin sehr symmetrischen Wölbung ausbildet. [Sch87]

Lange [Lan08] unterteilt das Quer-Fließpressen mit entgegengesetzt wirkenden Stempel zusätzlich nach der Querschnittsform des Rohteils bzw. nach der erzeugten Querschnittsform des Pressteils (s. Abb. 2.2).

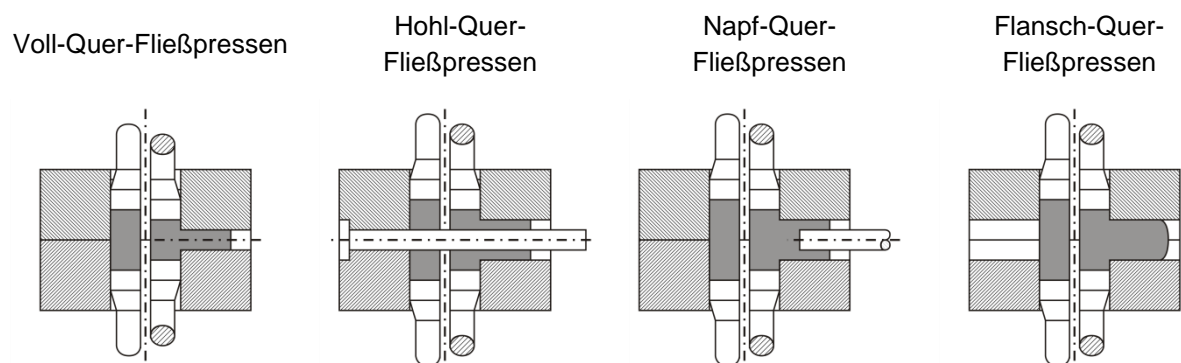


Abb. 2.2: Einteilung der Quer-Fließpressverfahren nach [Lan08]

Für jene Teileklassen, die durch Quer-Fließpressverfahren herstellbar sind, wurden verschiedene Formenordnungen entwickelt. Die detaillierteste ist dabei die Formenordnung nach Schätzle [Sch87].

2.1.2.1 Rotationssymmetrische Bauteile

In der Vergangenheit entstanden zahlreiche wissenschaftliche Untersuchungen zum Quer-Fließpressen von rotationssymmetrischen Bauteilen, die seitlich einfache Formelemente und auch Flanschgeometrien [Kuz74, Hen77, Ovc79, Ose86, Sch87] aufweisen.

In [Kuz74] wird die Umformzone beim Pressen von rotationssymmetrischen Bauteilen bestimmt und der vorherrschende Spannungs- und Formänderungszustand betrachtet. Die Dehnungswerte wurden dabei mit der Methode der Visioplastizität an der Oberfläche und in der Teilungsebene der mittig geteilten Rohteile ermittelt. In der Arbeit von Kuznezov wird ein empirisch ermittelter Faktor zur Bestimmung des Rissbeginns bei Quer-Fließpress-Teilen aus Stahl angegeben.

Eine grundlegende Arbeit zum Quer-Fließpressen rotationssymmetrischer Bauteile stellt die Veröffentlichung von Hendry [Hen77] dar. Er untersuchte die Auswirkungen verschiedener

Parameter auf den Kraftbedarf und die Verfahrensgrenzen beim einseitigen Quer-Fließpressen.

Ein weiterer Ergebnisbericht, der sich mit dem Fließpressen von Werkstücken mit Flanschen und seitlichen Formelementen beschäftigt, stammt von Ovcinnikov [Ovc79]. Er stellt eine Klassifikation der durch Quer-Fließpressen herstellbaren Werkstücke auf. Anhand dieser Klassifikation werden die Möglichkeiten und Grenzen des Verfahrens deutlich. Ovcinnikov unterteilt das verfahrenstechnisch mögliche Werkstückspektrum in fünf Gruppen. Die ersten beiden Gruppen beinhalten Teile mit nicht rotationssymmetrischen Nebenformelementen. Diese werden anhand des Schnittpunktes der Symmetrieachsen von Nebenformelementen unterschieden in Werkstücke, bei denen sich die Symmetrieachsen in einem Punkt schneiden und in jene Werkstückgeometrien ohne einen Schnittpunkt dieser Achsen. Die dritte Gruppe umfasst Produkte mit einem oder mehreren Bunden und/oder Flanschen. Die vierte Bauteilgruppe stellen Zahnprofile dar. Der fünften und letzten Gruppe ordnet Ovcinnikov Werkstücke mit gekrümmten Achsen der Nebenformelemente zu [Ovc79].

Osen [Ose86] untersucht in seiner Arbeit unterschiedliche Verfahrensvarianten des Quer-Fließpressens. Er beschäftigt sich mit dem Quer-Fließpressen von Hohlkörpern sowie mit den Verfahrenskombinationen von Quer-Fließpressen und Napf-Rückwärts- bzw. Napf-Vorwärts-Fließpressen. In den experimentellen Untersuchungen zum Quer-Napf-Vorwärtsfließpressen wird die Vergleichsformänderungsverteilung im Werkstück ermittelt, wobei von der Härteverteilung auf die log. Vergleichsformänderung des eingesetzten Werkstoffes geschlossen wird.

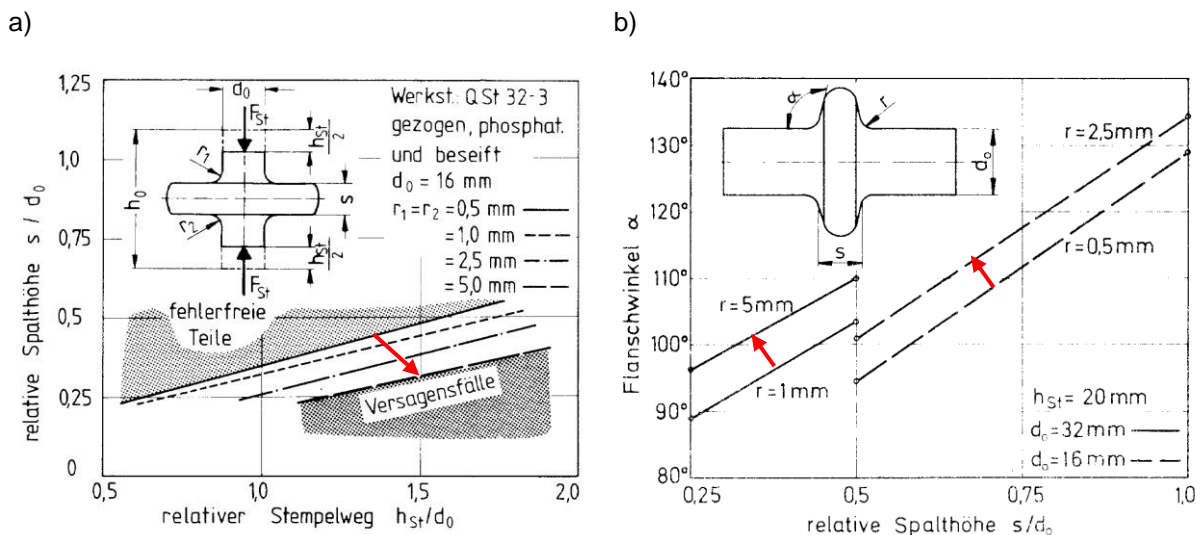


Abb. 2.3: a) Verschiebung der Verfahrensgrenzen beim Quer-Fließpressen für unterschiedliche Matrizenradien; b) Flanschwinkel α in Abhängigkeit von der relativen Spalthöhe [Sch87]

Schätzle [Sch87] befasst sich mit dem Quer-Fließpressen von Flanschen und Bunden an zylindrischen Vollkörpern, wobei er verschiedene Stähle einsetzt. Die Arbeit liefert geometrische Verfahrensgrenzen für Flanshhöhe, Flanshdurchmesser und Auslaufradien der Matrize (vgl. Abb. 2.3 a). Außerdem werden die zur Umformung benötigten Stempel- und Matrzenschließkräfte bestimmt. Als Nachteil des Quer-Fließpressens wird aufgezeigt, dass vor allem beim Anpressen eines Bundes mit zwei sich aufeinander zu bewegenden Stempeln

die Deckflächen des Bundes nicht planparallel sind und daher für viele Anwendungsfälle ein Kalibrierarbeitsgang notwendig wird (vgl. Abb. 2.3 b).

Im Gegensatz zum beschriebenen Verfahren des Quer-Fließpressens von Teilen mit Bund und Flanschen an massiven Ausgangsteilen behandelt Pipan [Pip93] das Quer-Fließpressen von Hohlkörpern. Er stellt das Quer-Fließpressen von Rohren vor, bei dem die Endgeometrie durch Verkürzen der Rohrlänge des Ausgangsmaterials erreicht wird. Dieses Verfahren stößt schnell an Grenzen, da das Rohr bei zu großer Spalthöhe seitlich ausknickt bzw. sich Überlappungsfalten bilden können.

2.1.2.2 Nicht-rotationssymmetrische Bauteile

In Abb. 2.2 sind die Verfahren Voll-Quer-Fließpressen, Hohl-Quer-Fließpressen und Napf-Quer-Fließpressen dargestellt, welche auch nach DIN 8583-6 [DIN83-6] derart beschrieben sind. Während für die beiden Verfahren Voll- und Hohl-Quer-Fließpressen eine Unterteilung nach der Querschnittsform des Rohrteiles erfolgt, stellt das Napf-Quer-Fließpressen eine Verfahrenskombination aus Quer- und Napf-Fließpressen dar. Den Verfahrensablauf des Napf-Quer-Fließpressens zeigt Abb. 2.4. Aufgrund des quer geteilten Aufnehmers mit in der Teilungsebene rechtwinklig hierzu angeordneten Matrizen ist es möglich, Zapfen rechtwinklig zur Stempelbewegung zu pressen. In beide Aufnehmerhälften dringen die Pressstempel mit gleicher Geschwindigkeit ein, so dass sich ein zur Teilungsebene symmetrischer Pressvorgang bzw. Werkstofffluss ergibt. Die Napfstempel werden nach dem Pressvorgang von Schiebern zurückbewegt, so dass ein Ausstoßen des Pressteils möglich wird.

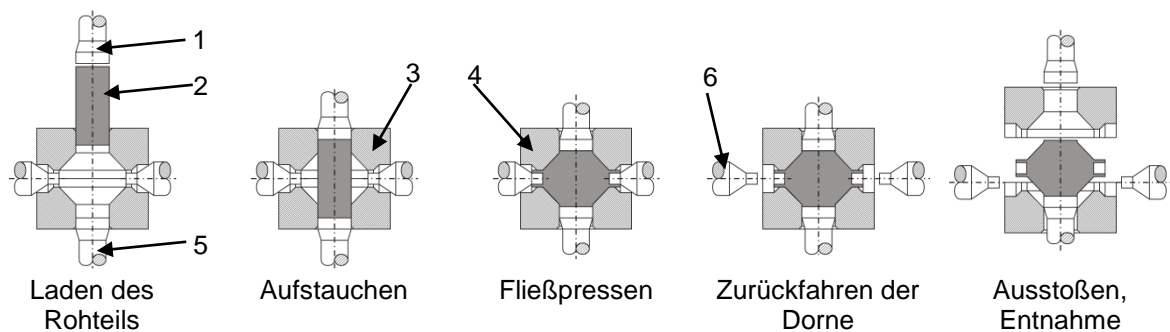


Abb. 2.4: Verfahrensablauf des Napf-Quer-Fließpressens (1 - Pressstempel; 2 - Werkstück; 3,4 - Matrize ; 5 - Gegenstempel; 6 - Dorn) [Kre99]

Materniak [Mat79] beschäftigt sich mit der theoretischen Bestimmung der log. Hauptformänderung für Teile mit einem quadratischen Nebenformelement. Er verwendet quadratische und zylindrische Ausgangsformen, die durch einseitiges Quer-Fließpressen umgeformt werden. Materniak [Mat79] betrachtet auch die benötigten Umformkräfte für das Quer-Fließpressen solcher Werkstücke. Die erforderliche Presskraft errechnet er aus der Summe von ideeller Umformkraft und jenen Kräften, die zur Überwindung der Reibung zwischen Umformgut und Matrize erforderlich sind.

Kudo [Kud74] untersucht das Quer-Fließpressen eines bzw. zweier Zapfen mit gleichem Durchmesser wie das Ausgangswerkstück. Die Restlänge des Rohteils stellt sich dabei im fertigen Werkstück als ein bzw. zwei weitere Zapfen dar. Zusätzlich wird das Quer-Fließpressen zweier Zapfen mit Gegenstempel erprobt. Des Weiteren werden die letzt-

genannten Versuche auch mit im Zapfenausfluss angeordneten Napfstempeln bei unterschiedlichen Durchmessern bzw. Querschnittsabnahmen durchgeführt.

Bogojawlenski [Bog79] stellt Ergebnisse experimenteller Untersuchungen des Pressens von bis zu vier kreiszylindrischen Nebenformelementen durch Quer-Fließpressen dar. Als Werkzeug wird ein Matrizenpaar mit vier verschließbaren Zapfenausflüssen verwendet, wobei jeweils zwei gegenüberliegende Zapfen den gleichen Durchmesser besitzen. Als Ergebnis wird dargestellt, dass die Umformkräfte bei kleineren Zapfendurchmessern der ausgepressten Nebenformelemente höher sind als bei größeren Zapfendurchmessern. Außerdem nimmt die maximal zur Umformung benötigte Kraft mit zunehmender Zapfenanzahl ab.

Eine weitere Veröffentlichung [Pla92] bezieht sich auf die Berechnung der Stempelkräfte mit Hilfe der Methode der „oberen Schranke“. Dabei wurde in [Pla92] ein Quer-Fließpressteil in vier Bereiche unterteilt, für die die benötigten Stempelkräfte mittels vermessener Geschwindigkeitsfelder hergeleitet wurden. Ein Vergleich der berechneten Werte mit experimentell ermittelten Daten zeigte, dass sich die gemessene Presskraft stets geringer einstellte als die theoretisch bestimmte und sich diese beiden Werte mit zunehmendem Stempelweg einander annäherten. Dieser Ansatz kann für verschiedene Werkstückgeometrien verwendet werden, wobei das Vermessen des Geschwindigkeitsfeldes in der Praxis nicht unproblematisch ist. In der verwendeten „Beispielgeometrie“ ist es möglich, den entwickelten Ansatz in Polarkoordinaten zu lösen; reale Teile entsprechen solchen Gegebenheiten jedoch selten.

Kondo [Kon05, Kon07] berichtet über ein Fertigungsverfahren beim Kalt-Quer-Fließpressen von Zahnrädern in einem Schließwerkzeug, in dem sich durch eine spezifische Kinematik der Werkzeugkomponenten ein geteilter Werkstofffluss im Umformgut einstellt. Dieser ermöglicht eine Verringerung der Prozesskräfte bei gleichzeitiger Verbesserung der Formfüllung und einer wesentlichen Verlängerung der Werkzeugstandzeiten.

2.1.2.3 Quer-Fließpressen mit einem Stempel

Aufgrund der Analogie des im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Quer-Fließpressverfahrens wird im Folgenden das Verfahren für das Quer-Fließpressen mit nur einem Stempel näher betrachtet. Balendra und Qin [Bal87, Bal00, Bal04, Qin04] untersuchten materialflussabhängige Bauteilfehler beim Quer-Fließpressen von Aluminiumwerkstoffen mit einem Stempel (s. Abb. 2.5 a). Diese Fließfehler wurden in fünf unterschiedliche Klassen eingeteilt und innerhalb einer Klasse nochmals nach Ausprägung, Initiierung und Größe gegliedert (s. Abb. 2.5 b).

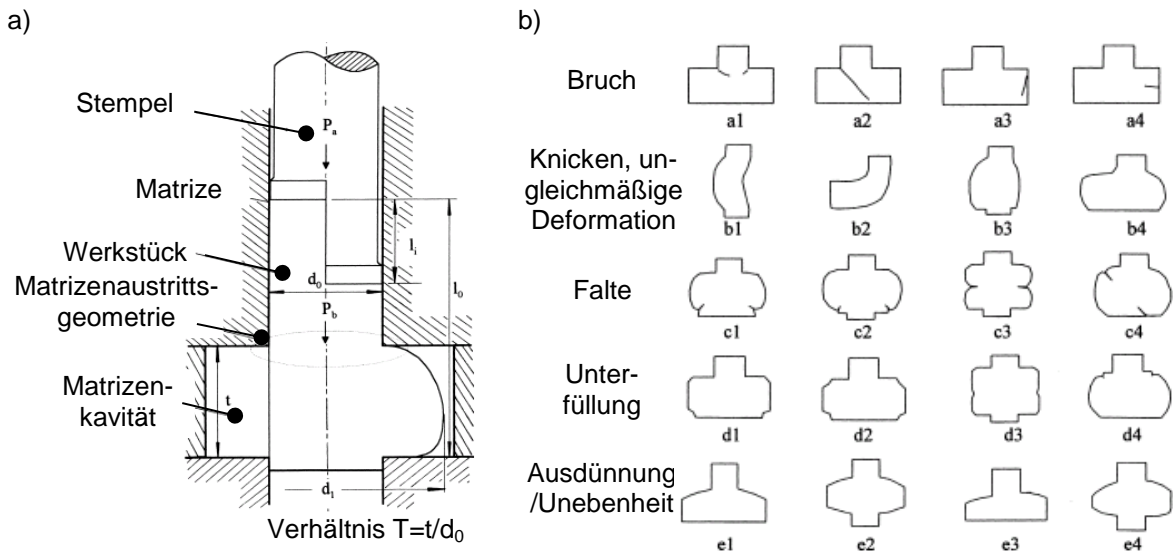


Abb. 2.5: a) Prinzipskizze des Quer-Fließpressens mit einem Stempel und b) Klassifizierung von Bauteilfehlern infolge des Quer-Fließpressens mit einem Stempel nach [Bal00]

Die Rissinitiierung findet entweder im Bauteilkern oder an der Flanschaußenseite statt und wird durch hohe Zugspannungen ausgelöst. Für den untersuchten Aluminiumwerkstoff fand Balendra diesbezüglich eine Verfahrensgrenze, welche eine rissfreie Umformung zulässt, wonach für das zulässige Durchmesser Verhältnis D folgender Grenzwert gilt:

$$D = \frac{d}{d_0} = 2,0 - 3,0, \quad \text{Gl. 2.1}$$

wenn zudem gilt:

$$T = \frac{t}{d_0} < 1,0. \quad \text{Gl. 2.2}$$

Kleine Matrizenradien oder hohe Reibungskräfte provozieren die Rissentstehung nahe des Matrizenradius (Fall a1 in Abb. 2.5 b). Hierzu gibt es laut Balendra [Bal00] keine quantitativen Verfahrensgrenzen.

Das Ausknicken bzw. die asymmetrische Verformung des Werkstücks infolge einer Instabilität des nicht geführten Werkstückbereichs wurde von Hendry [Hen77] und Balendra [Bal85] untersucht. Für Quer-Fließpress-Prozesse, bei denen das Werkstück am unteren Ende fixiert ist bzw. eine laterale Bewegung durch hohe Reibungskräfte verhindert wird, sind Flanschhöhe zu Durchmesser-Verhältnisse T von maximal 1,65 zulässig. Ursache für diese Instabilität sind geometrische Abweichungen, ungleichmäßige Reibungsbedingungen oder inhomogene Werkstoffeigenschaften, welche sowohl vereinzelt oder auch in Kombination auftreten können. Balendra [Bal00] weist daraufhin, dass die Neigung zum Ausknicken durch einen geringeren Verfestigungsexponenten verstärkt wird. Ebenso deutet er an, dass auch bei Vermeidung des Ausknickens selbst eine asymmetrische Verformung des Werkstücks auftreten kann.

Laut Balendra ist die unvollständige Ausformung der Werkzeugkavität beim Quer-Fließpressen mit nur einem Stempel meist auf eine zu geringe Presskraft zurückzuführen [Bal00]. Besonders bei hochfesten Werkstückwerkstoffen sind kleine Eckenradien in der Werkzeugkavität zu vermeiden, da die Reibungskräfte zu Prozessende derart hoch sind, dass

praktisch keine Gleitreibung mehr auftritt und die Ausformung lediglich durch die Deformation des Materials erzeugt werden kann. Die limitierende Größe für den Auspressgrad stellt daher die maximal zulässige Werkzeugbelastung dar.

Eine Ausdünnung des Flansches bzw. die Ausbildung einer unebenen Flanschstirnfläche tritt bei kleinen Flanshhöhe-Durchmesser-Verhältnissen T von unter 0,5 auf, kann jedoch durch das Umformen mit einer geschlossenen Werkzeugkavität vermieden werden. Oberhalb von Werten von 0,7 - 0,8 für das Flanshhöhe zu Durchmesser-Verhältnis T stellt sich eine ausreichende Ebenheit der Stirnflächen ein.

Beim Quer-Fließpressen mit nur einem Stempel tritt nach Balendra [Bal00] gleichzeitig ein axialer und radialer Werkstofffluss auf. Für große Verhältnisse von Flanshhöhe zu Rohteildurchmesser ($T > 1,0$) und ungünstigen Reibungsverhältnissen bildet sich ein kreisförmiger Werkstofffluss aus, in dessen Zentrum sich eine tote Zone entwickelt. Diese ist ausschlaggebend für die Entstehung einer Falte (s. c1 in Abb. 2.5 b). Eine Hemmung des radialen Materialflusses an der unteren Stirnfläche des Werkstückes verhindert die Faltenbildung nicht, sondern verzögert lediglich deren Beginn. Qin [Qin04] untersuchte ebenfalls die Faltenbildung beim Quer-Fließpressen mit einem Stempel und ermittelte ein Verhältnis von $T = 1,2$, oberhalb welchem eine Falte auftritt. Durch Verwendung eines konisch vorgeformten Rohteils konnte er die Faltenbildung vermeiden, da der radiale Werkstofffluss im unteren Bereich des Werkstücks zu Prozessbeginn weniger stark ausgeprägt ist. Hierdurch konnte er den Grenzwert für eine faltenfreie Umformung auf $T = 1,4 - 1,5$ erhöhen.

2.1.3 Verfahrenscharakteristika des Verzahnungspressen

Beim umformtechnischen Fügen einer formschlüssigen Welle-Nabe-Verbindung finden sich Verfahrensanalogien zum Verzahnungspressen. Die Ausformung der Nabenmitnehmer ähnelt dem Ausformen einer verzahnten Matrize. Nachfolgend soll daher ein Überblick zu den Verfahrensgrenzen und -charakteristika des Fließpressens von verzahnten Bauteilen gegeben werden. Neben dem Quer-Fließpressen als dafür eingesetztes Verfahren werden auch alternative Fließpressverfahren im Allgemeinen betrachtet.

Wiebe [Wie00] untersuchte die Herstellung verzahnter Werkstücke mit einer zusätzlichen Funktionsfläche mittels eines zweistufigen Umformprozesses, wobei niedrige Umformkräfte und eine hohe Werkzeugstandmenge im Fokus standen. Der Prozess bestand aus einem Napf-Rückwärts-Fließpressen und Hohl-Rückwärts-Fließpressen, wobei das zwischen beiden Prozessen notwendige Loch durch eine Bohroperation realisiert wurde. Unter anderem untersuchte Wiebe den Einfluss von der Pressschulter der Matrize, der Fließkurve des Werkstückwerkstoffs und dem Querschnittsverhältnis auf Gravurfüllung und Umformkraft. Er zeigte, dass die Gravurfüllung hierbei nur in geringem Maße bzw. gar nicht von der Festigkeit der eingesetzten Werkstoffe abhängt. Er stellte fest, dass selbst bei einem optimalen Querschnittsverhältnis und geringen Presskräften Abweichungen der Verzahnungen und eine nicht vollständige Gravurfüllung auftreten. Wiebe führt hierfür vor allem ungleichmäßige tribologische Bedingungen an.

Zahlreiche Untersuchungen [Cho00a, Cho00b, Cho00c, Hsu02] kommen zu dem Schluss, dass mit zunehmender Reibung die Presskraft maßgeblich zunimmt. Ebenso wird eine deutliche Abhängigkeit von der Presskraft und von der Zähnezahl festgestellt. So steigt laut Hsu und Song [Hsu02, Son04] mit zunehmender Zähnezahl auch die erforderliche Presskraft an. Choi [Cho00] hingegen zeigte, dass für sehr geringe Zähnezahlen von 4 bis 6 zunächst eine Kraftreduzierung auftritt und erst mit größeren Zähnezahlen diese Gesetzmäßigkeit gilt (s. Abb. 2.6 a).

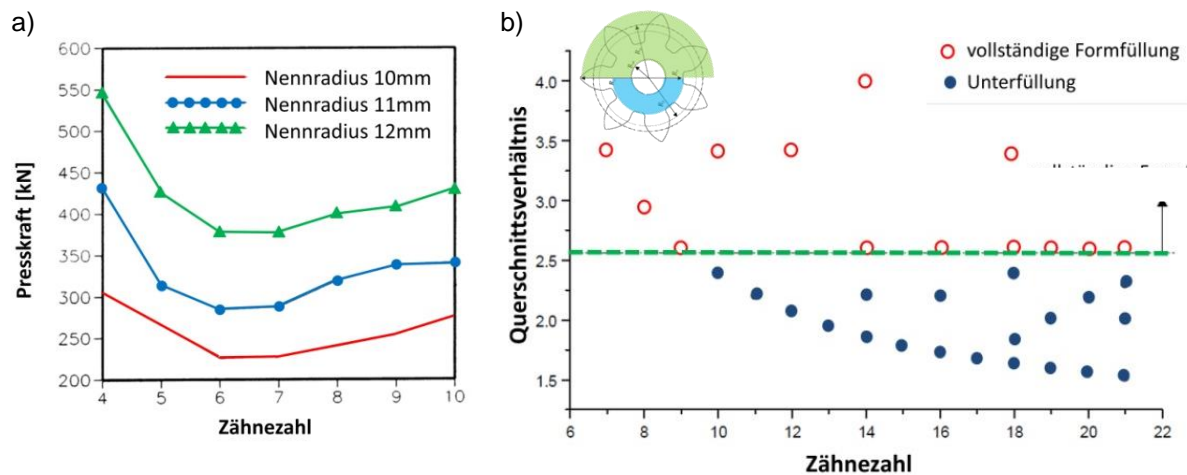


Abb. 2.6: Einfluss der Zähnezahl auf a) die Presskraft nach [Cho00a] und b) die Form- bzw. Gravurfüllung nach [Son04] beim Verzahnungspressen (überarbeitet durch Autor)

Song und Im [Son04] untersuchten mit Hilfe der FEM den Einfluss der Zähnezahl in Relation zu unterschiedlichen Querschnittsverhältnissen auf das Formfüllungsverhalten eines gepressten Zahnrades (s. Abb. 2.6 b). Sie stellten fest, dass unabhängig von der Zähnezahl ab einem bestimmten Querschnittsverhältnis eine vollständige Formfüllung erreicht wird. Das Querschnittsverhältnis drückt hierbei das Verhältnis der beiden in Abb. 2.6 b) dargestellten grün und blau eingefärbten Flächen aus.

Plančák [Pla04] verglich die analytische Bestimmung der Presskraft beim Quer-Fließpressen eines verzahnten Flansches mit Ergebnissen einer FEM-Simulation und experimentellen Resultaten. Zur analytischen Berechnung der Presskraft setzte er die Berechnungsmethode der oberen Schranke ein und unterteilte hierzu den relevanten Umformbereich in 4 Zonen (s. Abb. 2.7).

Nach Doege [Doe10] ist das Schrankenverfahren ein Verfahren zur näherungsweise Berechnung der Umformleistung von Umformprozessen, wobei die für den Prozess notwendige Leistung und schlussendlich die notwendige Kraft durch Annäherung mit einer unteren und einer oberen Schranke eingegrenzt wird. Die Forderung nach einer möglichst exakten Lösung wird dabei in zwei Unteranforderungen aufgeteilt, indem zum einen die untere Schranke einem statisch zulässigen Spannungsfeld genügen muss und zum anderen die obere Schranke einem kinematisch zulässigen Geschwindigkeitsfeld genügt. Die obere Schranke sollte möglichst niedrig und die untere Schranke möglichst hoch liegen, um die tatsächliche Lösung möglichst weitgehend einzugrenzen. Bei ingenieurtechnischen Fragestellungen besitzt die obere Schranke gegenüber der unteren Schranke eine weitaus

höhere Bedeutung, da sie zum maximal nötigen Umformkraftbedarf der Umformmaschine führt. Eine ausführliche Beschreibung zu dieser Berechnungsmethode findet sich in [Doe10].

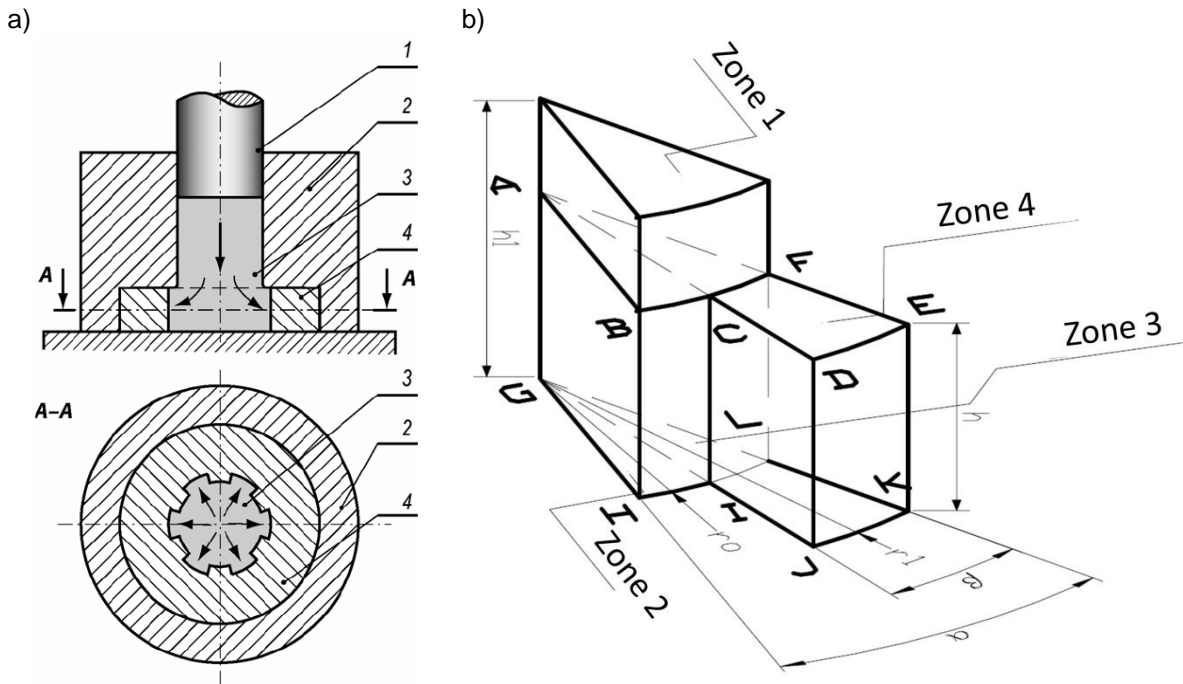


Abb. 2.7: Verfahrensprinzip und Einteilung der Umformzonen beim Quer-Fließpressen mit einem Stempel nach Plančak [Pla04]

Für die experimentellen Untersuchungen verwendete Plančak Aluminiumrohteile (Al99.5) mit einem Durchmesser von 28 mm und einer Rohteilhöhe von 40 mm. Der hierbei ermittelte exemplarische Kraft-Weg-Verlauf mit zugehörigen Bildern zum Formfüllungszustand der Matrize ist in Abb. 2.8 zusammen mit den Kraft-Weg-Verläufen der analytischen Berechnung und der FEM-Simulation dargestellt.

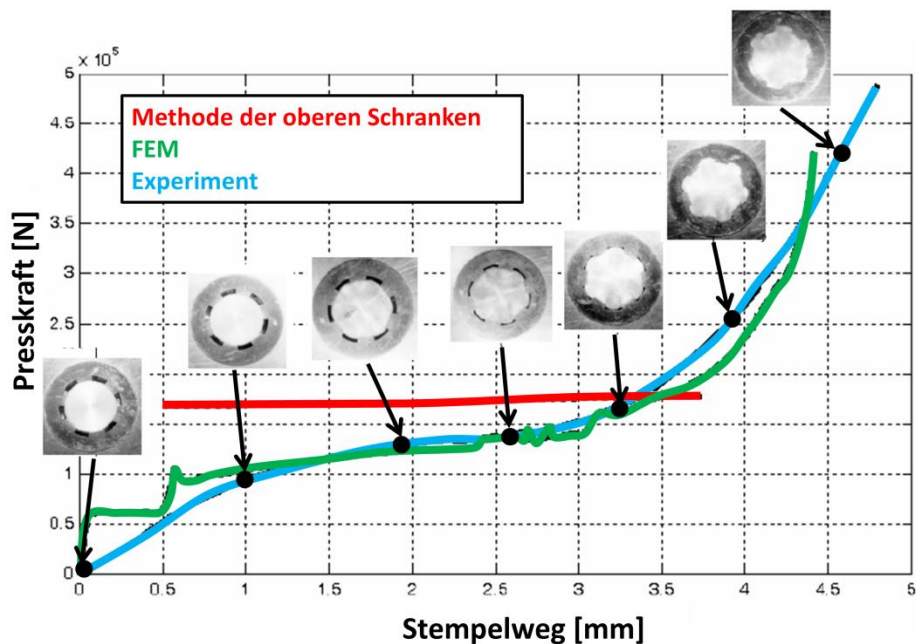


Abb. 2.8: Kraft-Weg-Verlauf und Matrizenformung beim einseitigen Verzahnungspressen und Vergleich unterschiedlicher Analyseverfahren zur Bestimmung der Presskraft nach [Pla04] (überarbeitet durch Autor)

Die mit Hilfe der Methode der oberen Schranke analytisch bestimmte Presskraft ist laut Plančák typischerweise zu Beginn des Prozesses zu hoch und am Prozessende deutlich zu niedrig. Als Ursache nennt er die getroffenen Vereinfachungen bei der Festlegung des Geschwindigkeitsfeldes für diese Berechnungsmethode. Hierdurch wird die Ausformung der Matrizenradien nicht berücksichtigt, obwohl diese den Kraftanstieg am Prozessende maßgeblich begründen. Auch zahlreiche weitere Untersuchungen [Chi01, Can05, Can08] zur analytischen Bestimmung der Presskraft beim Verzahnungs-Quer-Fließpressen mittels der Methode der oberen Schranke zeigen ähnliche Abweichungen zu den experimentell ermittelten Kraft-Weg-Verläufen.

Altinbalik und Can [Alt06] untersuchten in einer experimentellen und theoretischen Arbeit den Einfluss des Rohteildurchmessers und der Zähnezahl ($n = 2$ und $n = 4$) auf die Presskraft und die Formfüllung. Sie stellten fest, dass mit zunehmendem Rohteildurchmesser und der größeren Zähnezahl ($n = 4$) höhere Presskräfte zur Ausformung der Zähne notwendig sind. Ebenso zeigen deren Ergebnisse, dass ein größerer Rohteildurchmesser oder eine größere Zähnezahl bei einer vorgegebenen Presskraft zu einer geringeren Formfüllung führen. In den durchgeführten Versuchen erreichten Altinbalik und Can in keinem Falle eine Formfüllung von 100 %.

Paltasingh et al. [Pal13a, Pal13b] untersuchten den Einfluss der Flanschhöhe beim einseitigen Quer-Fließpressen und stellten fest, dass mit zunehmender Flanschhöhe die zur Ausformung notwendige Presskraft steigt. Des Weiteren beschreibt Paltasingh den Werkstofffluss während des Prozesses dahingehend, dass die vollständige Ausformung der Zähne zunächst an der unteren Stirnfläche beginnt und nach oben hin fortschreitet. Neben einem klassischen Verzahnungsprofil untersuchte er eine dreieckige Querschnittsgeometrie des Flansches. Die notwendige Presskraft zur Ausformung dieser Geometrie liegt niedriger als bei einem Verzahnungsprofil mit 4 Zähnen.

Plančák [Pla13] betrachtete zwei unterschiedliche Verzahnungsformen bei einer konstanten Zähnezahl, wodurch ein quantitativer Vergleich möglich ist (s. Abb. 2.9). Verzahnungstyp A weist eine radialverlaufende Flanke auf, wodurch zum einen eine größere Werkzeugkavität vorhanden ist und zum anderen der lateral orientierte Ausflussquerschnitt des Werkstoffflusses sich mit zunehmendem Radius nicht verkleinert, sondern leicht vergrößert. Der zweite Verzahnungstyp (Typ B) ähnelt einer Evolventenverzahnung, weist eine kleinere Werkzeugkavität auf und der Zahnquerschnitt reduziert sich mit zunehmendem Radius. Hierdurch ist die Presskraft während der Ausformung der Zähne zunächst bei diesem Typ höher. Aufgrund der scharfen Radien im Zahnkopfbereich des Verzahnungstyps A und des zunehmenden Ausflussquerschnitts wird zur vollständigen Ausformung am Prozessende eine deutlich höhere Presskraft erreicht. Beim Matrizenstyp B hingegen steigt die Presskraft mit fortschreitender Ausformung weniger stark an.

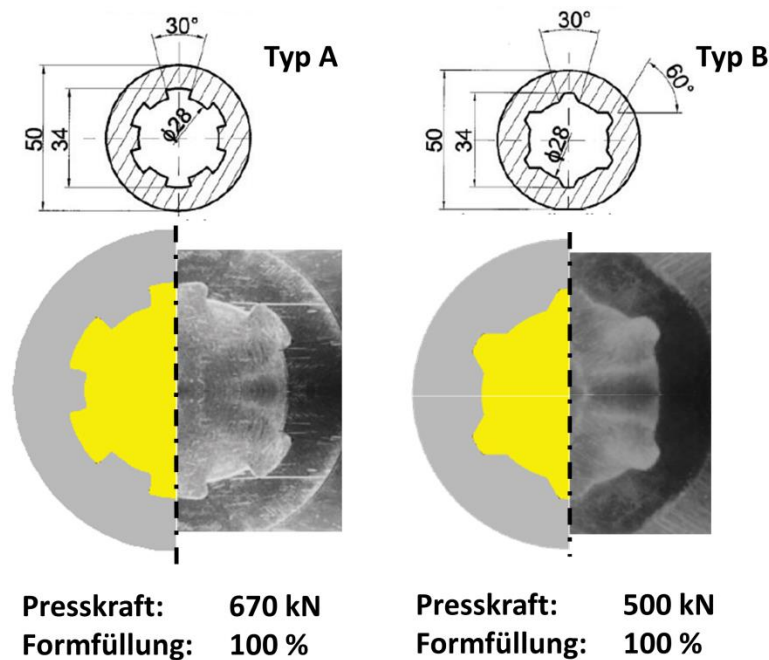


Abb. 2.9: Verzahnungsgeometrien und Presskraft bei identischer Formfüllung der Matrizenkavität nach Plančak [Pla13] (überarbeitet durch Autor)

Zusammenfassend kann anhand der dargelegten, zahlreichen Untersuchungen gesagt werden, dass die Presskraft und die Ausformung primär von geometrischen Größen wie Zähnezahl, Zahngeometrie und Flanshhöhe bestimmt werden. Zugleich haben die Reibungsbedingungen einen signifikanten Einfluss auf die Presskraft und Qualität der verzahnten Bauteile. Dahingegen zeigt die Festigkeit des Werkstoffes keinen relevanten Einfluss auf die Formfüllung der Matrizenkavität. Es ist zudem festzuhalten, dass nicht bei allen Untersuchungen eine Formfüllung von 100 % erreicht wurde.

2.2 Fügen durch plastische Deformation

Nach DIN 8580 [DIN80a] werden die Fertigungsverfahren in sechs Hauptgruppen unterteilt. Das Fügen und das Umformen stellen hierbei jeweils eine Hauptgruppe dar und sind beide dadurch gekennzeichnet, dass sie zu einer Änderung der Form des zugeführten Halbzeugs unter Beibehaltung des Volumens führen. Während beim Umformen der Stoffzusammenhalt erhalten und das Volumen konstant bleibt, wird beim Fügen der Zusammenhalt vermehrt.

Laut DIN 8593 Teil 0 wird das Fügen als das auf Dauer ausgelegte Verbinden oder Zusammenbringen von zwei oder mehreren Werkstücken geometrisch bestimmter Form definiert [DIN93-0]. Zur allgemeinen Unterteilung der Fügeverfahren wird zunächst zwischen lösbaren und unlösbaren Verbindungen unterschieden. Zur Aufhebung einer unlösbaren Verbindung muss mindestens einer der Fügepartner beschädigt oder zerstört werden. Die wesentlichste Eigenschaft einer Fügeverbindung ist dabei die Schlussart. Nach [Mat03] werden folgende Arten unterschieden.

Formschluss

Verbindung durch mechanischen Kontakt der zu fügenden Bauteile, wobei z.B. Kräfte über sich berührende Flächen übertragen werden.

Kraftschluss

Verbindung durch die Wechselwirkung von Kräften zwischen den zu fügenden Bauteilen, wobei dies sowohl über einen mechanischen Kontakt z.B. bei Pressverbindungen geschehen kann, als auch kontaktlos z.B. über die Wirkung von Magnetfeldern.

Stoffschluss

Verbindung durch Wechselwirkung von Kräften zwischen den Atomen und Molekülen der Werkstoffe der zu fügenden Bauteile, wobei physikalische und/oder chemische Prozesse zur Bildung eines Stoffschlusses führen.

Das Fügen durch Umformen (auch Umformfügen, mechanisches Fügen oder wärmearmes Fügen genannt) stellt nach DIN 8593-5 [DIN93-5] eine "Sammelbenennung" für jene Verfahren dar, bei denen entweder die Füge­teile oder Hilfsfüge­teile lokal oder auch vollständig umgeformt werden. Gemäß DIN8593-5 [DIN93-5] und Matthes [Mat03] sind derartig hergestellte Verbindungen im Allgemeinen durch Formschluss gegen ungewolltes Lösen gesichert. In den folgenden **Kap. 2.2.1** und **2.2.2** wird jedoch dargestellt, dass neben dem Formschluss beim Umformfügen im Bereich der Massiv- und Rohrumformung in der Regel noch ein Kraftschluss auftritt und somit eine Kombination aus beiden Verbindungsarten entsteht. Für die Prozesse des Kaltpressschweißens und des gemeinsamen Fließpressen treten lokal unter bestimmten Voraussetzungen auch bedingt stoffschlüssige Verbindungen auf.

Wie die Bezeichnung "wärmearmes Fügen" erkennen lässt, ist ein wesentlicher Vorteil dieser Verfahrenskombination, dass derartige Fügeverbindungen ohne thermische Energie hergestellt und somit metallurgische Kerben vermieden werden können [Mat03]. In Tab. 2.1 sind weitere wesentliche Vor- und Nachteile des Fügens durch Umformen dargestellt.

Tab. 2.1: Vor- und Nachteile des Fügens durch Umformen nach [Mat03]

Vorteile	Nachteile
<ul style="list-style-type: none"> • hohe Wirtschaftlichkeit • große Vielfalt fügbarer metallischer (auch artverschiedener) und nichtmetallischer Werkstoffkombinationen unterschiedlicher Abmessungen • keine thermische Beanspruchung (Verzug, Gefügeumwandlung) • bedingtes Fügen von Werkstücken mit Oberflächenbeschichtungen ohne Mehraufwand • hohe Prozesssicherheit • keine Emissionen • Vermeidung einer sequentiellen Fertigung (1. Umformen und 2. Fügen) 	<ul style="list-style-type: none"> • geringe quasistatische Festigkeit im Vergleich zu z.B. Schweißverbindungen • erschwerte Nacharbeit und Reparatur • fehlende Normung und begrenzte Bemessungsmöglichkeiten • verfahrensbedingte geometrische und konstruktive Unebenheiten der Fügeverbindung • Eigenspannungen (da sonst kein Kraftschluss möglich) • meist Kombination aus Form- und Kraftschluss • meist unlösbar • erhöhter Aufwand hinsichtlich Rohteil-Handhabung und -präparation

Die Verfahren des Fügens durch Umformen werden gemäß DIN 8593 Teil 5 [DIN93-5] nach der Art und den Abmessungen des zu fügenden Werkstückes unterteilt in:

- Fügen durch Umformen drahtförmiger Körper
- Fügen durch Umformen von Blech-, Rohr- und Profilverteilen
- Fügen durch Nietverfahren

Eine weitere Gliederungsmöglichkeit ist die Einteilung nach Anzahl der Fügepartner und deren Umformung beim Fügeprozess. Hierbei wird zwischen einer elastischen, bleibenden Verformung und einer elastisch-plastischen Umformung unterschieden. Neben zwei oder mehreren Fügepartnern kann auch ein Hilfsfügeteil eingesetzt werden.

In den folgenden Kapiteln wird ausschließlich das Umformfügen mittels Verfahren der Rohr- und Massivumformung dargestellt. Zum Umformfügen im Bereich der Blechumformung sind bereits zahlreiche Verfahren bekannt, ausführlich erforscht und teilweise in die industrielle Praxis umgesetzt, auf die hier nicht eingegangen wird [Klo06, Hoa10, Fah06, Bey11, Mor13, Mor07]. Die Schwerpunkte in der Darstellung des Standes der Technik liegen somit im Bereich der Entwicklung von Verfahren zur Herstellung von form- und kraftschlüssigen Welle-Nabe-Verbindungen oder ähnlichen Verfahren und dabei im speziellen auf dem elastisch-plastischen Bauteilverhalten beider Fügepartner während des Umformprozesses, den tribologischen Bedingungen in der Kontaktfuge und der Wirkungsweise und des Einflusses unterschiedlicher Prozessparameter sowie Bauteileigenschaften im Hinblick auf die Gebrauchseigenschaften der Fügeverbindung.

2.2.1 Umformfügen im Bereich der Rohrumformung

Das Fügen durch Umformen im Bereich der Rohrumformung erfolgt in der Regel durch elastisch-plastisches Weiten oder Verengen der rohrförmigen Welle [Lan93]. Nachfolgend soll lediglich das Fügen durch Aufweiten näher betrachtet werden. Nach DIN 8593 gliedert sich das Fügen durch Weiten in Fügen durch Rohreinwalzen und Fügen durch Aufweiten [Lan93, DIN93-0, DIN93-5]. In [Lan93] wird die herstellbare Verbindungsart als sowohl kraft- als auch formschlüssig und zugleich als unlösbar beschrieben. Bei beiden Verfahrensvarianten kommt es am Rohr lokal zu elastisch-plastischen und an der Nabe mindestens zu elastischen Verformungen [Mar09, Woj04]. Hagedorn [Hag05] zählt zu den Fügeverfahren mittels Weiten unter anderen folgende Verfahrensvarianten auf (*durch Autor ergänzt*):

- Aufweiten des Rohres mittels eines starren Werkzeuges
- Aufweiten des Rohres durch Einwalzen
- Aufweiten des Rohres durch Innenhochdruckumformung
- Aufweiten des Rohres mittels elektromagnetischer Wirkenergie
- Aufweiten des Rohres mittels Knickbauchen

In den nachfolgenden **Kap. 2.2.1.2** bis **2.2.1.5** werden aufgrund der Analogie zu dem im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Verfahren die unterschiedlichen Aufweitfügeverfahren näher betrachtet.

2.2.1.1 Fügen durch Aufweiten mit starrem Werkzeug

Die einfachste Möglichkeit, eine Verbindung einer Hohlwelle mit einer Nabe mittels Aufweiten herzustellen, ist mit Hilfe eines starren Werkzeuges, welches als Dorn oder Kugel ausgeführt sein kann. Hierbei weist der Außendurchmesser der Werkzeuge ein geringes Übermaß im Vergleich zum Innendurchmesser der Hohlwelle auf.

Das Aufweiten des Rohres mittels einer Kugel (s. Abb. 2.10) erfordert sehr kleine Durchmessertoleranzen. Ebenso ist eine erhöhte Sauberkeit des Rohres sowie eine gute Schmierung erforderlich.

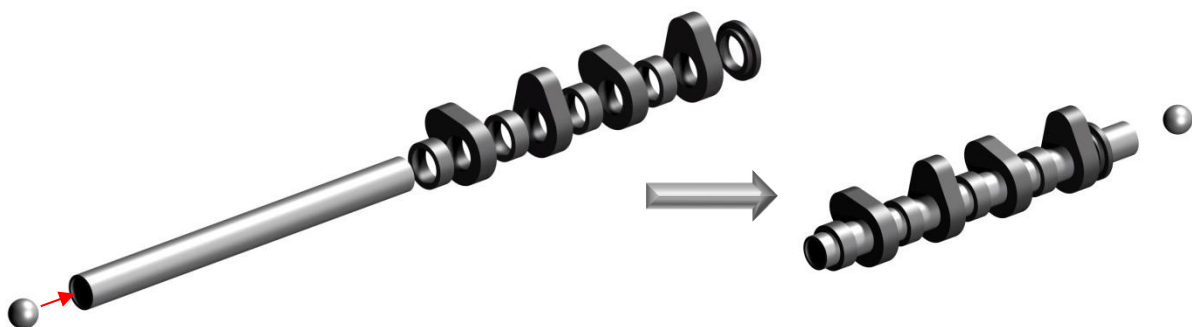


Abb. 2.10: Fügen durch Aufweiten mittels einer Kugel nach [Hor89]

Das Aufweiten mit einem Innendorn kann auf die gleiche Weise wie im Beispiel nach Abb. 2.10 erfolgen, wobei hier zwei alternative, optimierte Verfahrensvarianten entwickelt wurden. Bei der ersten Variante [Pyp03] sind die Nocken am Innendurchmesser mit Kerben in Längsrichtung versehen. Der Dorn weist nur an den entsprechenden Stellen eine Erhebung auf, wodurch sich der Form- und Kraftschluss nur durch ein lokales Aufweiten ergibt. Da hier

jedoch eine aufwendige Nacharbeit der Lagersitze notwendig ist, wurde eine weitere Verfahrensvariante entwickelt, welche das Rohr nur im Bereich der Fügefläche aufweitet. Hierbei werden die späteren Nockensitze zunächst im Durchmesser reduziert. Nach der Positionierung der Nocken, die zum Rohraußendurchmesser ein sehr geringes Montagespiel aufweisen, erfolgt die Aufweitung mittels Dorn in den zuvor reduzierten Bereichen. Die Nocken sind hierbei ebenfalls mit axial verlaufenden Kerben bzw. abgerundeten Ausnehmungen ausgeführt, die einen tangentialen Formschluss ermöglichen.

Bei diesen Aufweitfügeverfahren werden alle Nocken gleichzeitig auf dem Rohr positioniert und gefügt. Zudem kommt es infolge der Durchmesseränderung zu einer Längenänderung des Rohres. Diese beiden Aspekte bzw. fertigungstechnischen Effekte erfordern einen erhöhten Positionieraufwand der Nocken.

2.2.1.2 Fügen durch Einwalzen

Beim Einwalzen werden die rohrförmigen Bauteile lokal oder kontinuierlich mittels eines Einwalzwerkzeuges aufgeweitet und elastisch-plastisch umgeformt. Infolge der stärker ausgeprägten Rückfederung der Nabe im Vergleich zur der Welle bildet sich nach dem Umformfügeprozess ein kraftschlüssiger Verbund beider Bauteile, wobei die Nabe zusätzlich zu den radialen Eigenspannungen in der Kontaktfläche tangentielle Zugeigenspannungen aufweist. Das Verfahren, das in Abb. 2.11 b) dargestellt ist, findet vor allem Anwendung im Anlagen- und Apparatebau der Verfahrenstechnik, z.B. zur Anbindung von Rohrenden an Behälterböden [Zal67]. Aber auch bei der Herstellung von Verbundrohren, die z.B. unterschiedliche mechanische Festigkeiten oder chemische Resistenz in Wanddickenrichtung aufweisen, kommen Einwalzverfahren zum Einsatz.

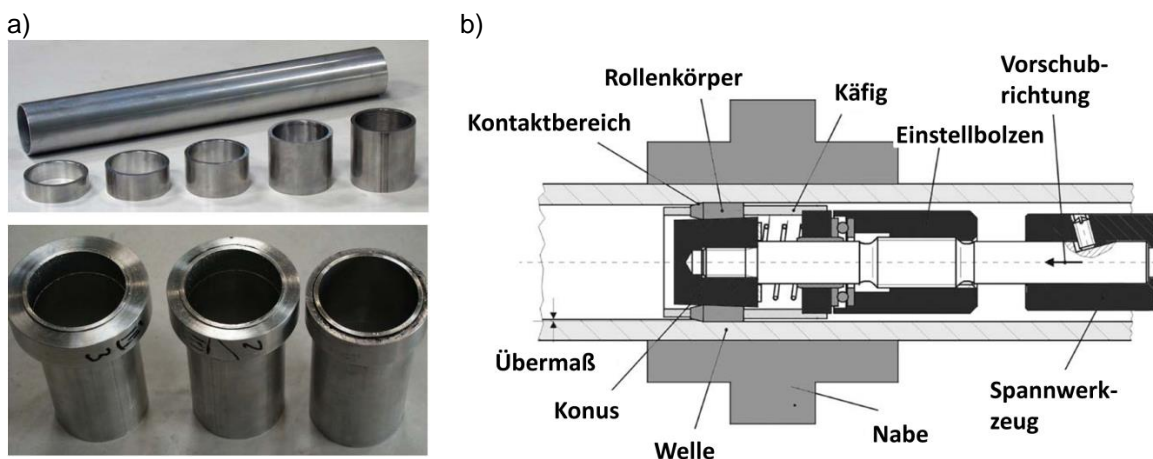


Abb. 2.11: a) Roh- und Fertigteile nach dem Fügen durch Einwalzen [Woj04] und b) Einwalzwerkzeug und Verfahrensskizze nach Hagedorn [Hag04]

Grundsätzlich werden zwei Verfahrensvarianten beim Einwalzen unterschieden. Beim kontinuierlichen Einwalzen führen die Walzkörper bzw. formgebenden Werkzeugelemente keine radiale Bewegung aus und weisen einen entsprechend dem Walzübermaß größeren Durchmesser als der Rohrinne Durchmesser auf. Die Expansion des Rohres erfolgt durch die Rotation und den axialen Vorschub des Einwalzwerkzeuges. Beim konventionellen Einwalzen, das von Hagedorn untersucht wurde, erfolgt dahingegen eine radiale Bewegung der Walzkörper und kein axialer Vorschub des Einwalzwerkzeuges. [Hag04, Hag05]

Hagedorn [Hag05] untersucht den Einfluss unterschiedlicher Prozessparameter und Bauteilabmessungen beim Einwalzen, wie beispielsweise Drehzahl, Walzübermaß, Einwalzlänge oder Außenrohrwanddicke auf die Gebrauchseigenschaften einer umformtechnisch gefügten Welle-Nabe-Verbindung. Während eine Zunahme der Einwalzlänge zu einem proportionalen Anstieg der übertragbaren Axialkraft führt, strebt diese mit steigender Außenrohrwanddicke einem Grenzwert entgegen. Auch Wojciechowski [Woj04] stellte fest, dass die Wanddicke des äußeren Fügepartners entsprechend groß gewählt werden muss. Er kam zu dem Ergebnis, dass die maximale axiale Abzugskraft zweier gefügter Rohre, wie sie in Abb. 2.11 a) dargestellt sind, ab einer Wanddicke des äußeren Rohres von 8 mm mit zunehmender Wanddicke nur noch unwesentlich ansteigt. Hagedorn [Hag05] zeigte ebenfalls, dass mit einer größeren Wanddicke der Nabe deren Aufweitung sinkt und das übertragbare Torsionsmoment zunimmt. Der Einfluss der Wellenwanddicke hingegen ist komplexer, da das elastisch-plastische Verhalten dieses Fügepartners maßgeblich den Fugendruck bestimmt. Kleine Wellenwanddicken erzeugen einen nur geringen Widerstand gegen die elastische Rückfederung der Nabe und führen somit zu geringeren Kontaktfugendrücken und übertragbaren Drehmomenten. Ist die Wellenwanddicke zu groß, dann kann keine vollständige Plastifizierung über die gesamte Wellenwandung erreicht werden und somit stellt sich keine ausreichend große, elastische Deformation der Nabe ein. Dies führt somit ebenfalls zu einem geringeren Fugendruck und niedrigeren maximal übertragbaren Drehmomenten.

Weitere Untersuchungen von Hagedorn [Hag04] zeigten, dass mit einem steigenden Walzübermaß bei der Herstellung von gebauten Nockenwellen höhere Drehmomente übertragen werden können. Weinert und Hagedorn [Kann01] hatten bereits in früheren Untersuchungen gezeigt, dass eine Profilierung der Nabeninnenseite in Form eines Sägezahnprofils im Vergleich zu unprofilierten Naben mindestens zu einer Verdopplung der Ziehkräfte zum Ausziehen der Welle aus der Nabe führen kann. Durch eine Änderung der Walz- und Ausdrückrichtung konnte eine weitere Steigerung der Ausziehungskraft auf 100 kN realisiert werden, was dem Fünffachen bei unprofilierten Naben entsprach. Aufgrund der geringen Relativbewegungen zwischen den beiden Fügepartnern, des trockenen Kontakts und der Trennung der Werkzeugberühr- und Fügeflächen bei diesem Verfahren ist eine Kontamination der Fügefläche mit Schmierstoff sehr einfach zu vermeiden.

2.2.1.3 Fügen durch Innenhochdruckumformung

Das Innenhochdruckfügen bzw. das hydraulische Aufweiten wurde bereits von Jantscha [Jan29] diskutiert. Podhorsky und Krips patentierten dieses Verfahren 1973 (s. Abb. 2.12 a) [Kri88, Pod76, Pod79] und beschrieben die Entstehung des Fugendrucks anhand der Umfangsdehnung, wie in Abb. 2.12 b) gezeigt.

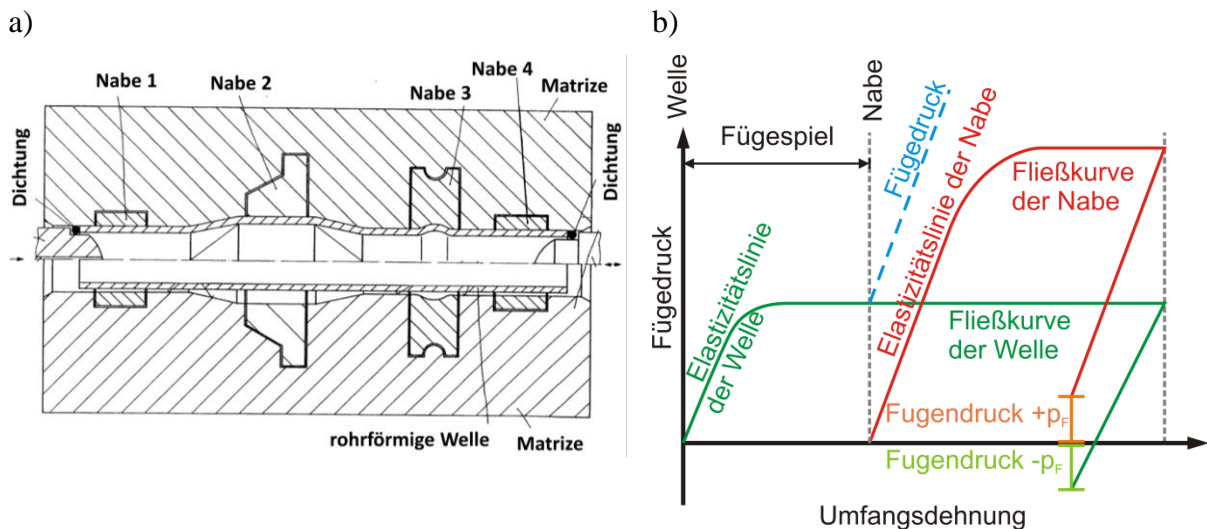


Abb. 2.12: a) Verfahrensskizze aus der Patentschrift von Podhorsky [Pod73] (überarbeitet durch Autor) und b) Ausbildung des Fugendrucks einer Welle-Nabe-Verbindung während des Innenhochdruckfügens nach [Pod79] (überarbeitet durch Autor)

Nach der Entlastung federn Welle und Nabe elastisch in radialer Richtung zurück, bis sich in der Fuge ein Gleichgewicht von Innendruck durch die Welle und Außendruck durch die Nabe einstellt. Ist demzufolge die Rückfederung der Nabe kleiner als die des Rohres, stellt sich kein ausreichender Fugendruck ein und es kommt nicht zur Ausbildung eines Presssitzes.

Zahlreiche weitere Untersuchungen beschäftigten sich in den vergangenen Jahren mit Grundlagenuntersuchungen dieses Fügeverfahrens und der Ermittlung von Gebrauchseigenschaften derartig gefügter Verbindungen vor dem Hintergrund weiterer Anwendungsmöglichkeiten außerhalb des Kraftwerk- und Anlagenbaus [Die03, Gar03, Grü04, Die04, Hom06, Gar07, Hil09]. Marré [Mar09] untersuchte in seiner Arbeit unter anderem die Ermittlung eines minimal notwendigen und maximal sinnvollen Wirkmediendrucks zur optimalen Gestaltung der Fügeverbindung. Zusätzlich können die auf diese Weise analytisch ermittelten Wirkmediendrücke zur Auslegung der Betriebsmittel herangezogen werden. Marré konnte durch eine plastische Umformung der Nabe infolge höherer Wirkmediendrücke keine signifikante Steigerung des Passfugendrucks feststellen. Ursache für diesen Effekt ist, dass nach der vollständigen Plastifizierung der Nabe die Steigerung des Passfugendrucks nur aus der unterschiedlich hohen Kaltverfestigung bzw. aus den unterschiedlichen Fließkurvenverläufen des Wellen- und Nabenwerkstoffes resultiert.

Aufgrund der hier beschriebenen Verfahrensprinzipien sind mit diesem Verfahren lediglich hohle Wellenkörper einsetzbar. Zwar sind die Prozess- bzw. Zykluszeiten des Innenhochdruckfügens im Vergleich zu einer sequentiellen Fertigung von Welle und Nabe und anschließendem Fügen mit starren Werkzeugen deutlich geringer, im Vergleich zu einem Kaltfließpressprozess jedoch erheblich länger. Das Fügen durch Fließpressen und im speziellen durch Kaltfließpressen bietet hier neben dem Einsatz voller Wellen auch hinsichtlich kurzer Taktzeiten ein enormes wirtschaftliches Potenzial.

2.2.1.4 Fügen mittels elektromagnetischer Wirkenergie

Anstelle des aktiven Wirkmediums beim Innenhochdruckumformen wird in zahlreichen Arbeiten das Fügen mit Hilfe der elektromagnetischen Umformung untersucht und weiterentwickelt. Hierbei wird prinzipiell zwischen dem Fügen durch Weiten und Fügen durch Komprimieren unterschieden. Einen Überblick zu den auf diesem Forschungsgebiet bereits gewonnenen Erkenntnissen findet sich bei Psyk et al. [Psy11]. Laut Psyk erlaubt dieses Umformfügeverfahren die Herstellung der drei Verbindungsarten Form-, Kraft- und Stoffschluss, wobei lediglich dünnwandige Rohre oder Blechwerkstücke verarbeitet werden können.

2.2.1.5 Fügen durch Knickbauchen

Das Verfahren des Knickbauchens erlaubt neben dem Fügen von Rohren und Blechen auch das Verbinden von rohrförmigen, wellenartigen Bauteilen mit nabenartigen Bauteilen, wie z.B. einer Kugelumlaufmutter einer Kugelrollspindel (s. Abb. 2.13). Bei diesem Verfahren wird der rohrförmige Fügepartner im zweiten, hohlen Fügepartner positioniert und anschließend durch ein bzw. zwei Knickbauchoperationen fixiert [Ber13]. Hierbei erfährt lediglich der rohrförmige Fügepartner eine elastisch-plastische Umformung, während der zweite Fügepartner in Relation zu seiner Wanddicke unterschiedlich hohe elastische Deformationen aufweist. Die hierbei auftretenden Schlussarten der Verbindung sind zum einen der Formschluss in Achsrichtung des Rohres und zum anderen der Kraftschluss in Umfangsrichtung.

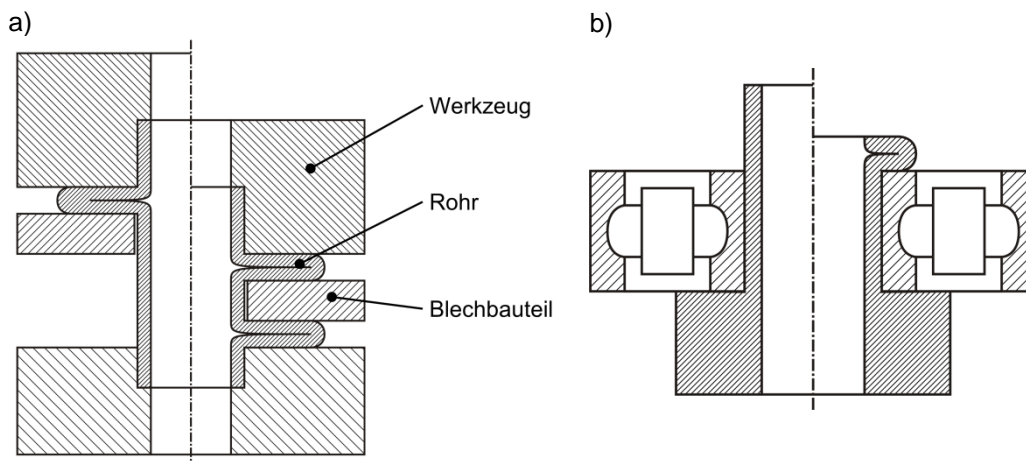


Abb. 2.13: a) Prinzip des Fügens eines Rohres und eines Blechbauteils durch Knickbauchen und b) das Fügen einer Kugelumlaufmutter einer Kugelrollspindel mit einer abgesetzten Hohlwelle [Vie13]

Alves et al., die ebenso eine derartig hergestellte Verbindungen untersuchten [Alv11, Alv12, Alv11, Alv13, Gon14] stellten fest, dass sich mittels derart gefügter Rohre und Blechteile nahezu identische Drehmomente übertragen lassen wie bei geschweißten Verbindungsausführungen. Im Rahmen zahlreicher Weiterentwicklungen untersuchte er unter anderem das Fügen durch Knickbauchen von Rohren mit nicht ebener Fügefläche [Alv12]. Die maßgebliche Verfahrensgrenze hinsichtlich der Unebenheit der Fügefläche wird dabei von den Instabilitätsbedingungen definiert. Es muss eine ausreichende Rohrfügelänge zu Prozessbeginn vorhanden sein, um eine Instabilität und somit das Ausknicken zu

ermöglichen. Gleichzeitig darf diese Länge nicht zu einem mehrfachen Ausknicken führen. Der Fügeprozess des Knickbauchens erfordert zwei Bereiche, die eine elastisch-plastische Umformung erfahren, und somit in der Regel zwei Umformoperationen. Zur Verkürzung der Fertigungsfolge und zum Umformfügen von Blechteilen an Rohrenden untersuchte Alves unterschiedliche Werkzeuggeometrien und kombinierte das Fügen durch Knickbauchen mit einem Rohraufweitprozess. Derart gefügte Bauteile weisen eine nahezu identische Verbindungsfestigkeit wie geschweißte Verbindungen auf [Alv13].

Im Gegensatz zu den Aufweitfügeverfahren, wie in den **Kap. 2.2.1.2** bis **2.2.1.4** dargestellt, erfolgt die elastisch-plastische Umformung des Rohres bei diesem Verfahren nicht im Bereich der Kontaktfuge. Hier tritt lediglich eine bleibende elastische Verformung auf.

2.2.2 Umformfügeverfahren im Bereich der Massivumformung

Im Bereich der Massivumformung findet sich mit dem Verbundschmieden das älteste, umformtechnische Fügeverfahren zum Verbinden unterschiedlicher metallischer Werkstoffe. Neben diesem Verfahren sollen das gemeinsame Fließpressen und das Fügen durch Fließpressen dargestellt werden. Während beim gemeinsamen Fließpressen beide Fügepartner eine elastisch-plastische Umformung erfahren, wird beim Fügen durch Fließpressen lediglich ein Fügepartner elastisch-plastisch umgeformt.

2.2.2.1 Gemeinsam Fließpressen

Bei diesem unmittelbaren Umformfügeverfahren werden beide Fügepartner elastisch-plastisch umgeformt. Nach [Lan93] und gemäß DIN 8593-5 [DIN93-5] werden bei diesen Verfahren zwei auf- oder ineinandergelegte Rohteile infolge der gemeinsamen Umformung verbunden. Beim gemeinsamen Fließpressen, welches von einigen Autoren auch als Kaltpressschweißen bezeichnet wird, sind laut Lange [Lan93], Haats [Haa93] oder auch Gumm [Gum64] alle drei Verbindungsarten Form-, Kraft- und Stoffschluss realisierbar. In der Regel tritt jedoch eine Kombination dieser Verbindungsarten auf, wie beispielweise ein Formschluss bei gleichzeitigem Kraftschluss in Form eines zusätzlichen Kontaktfugendrucks.

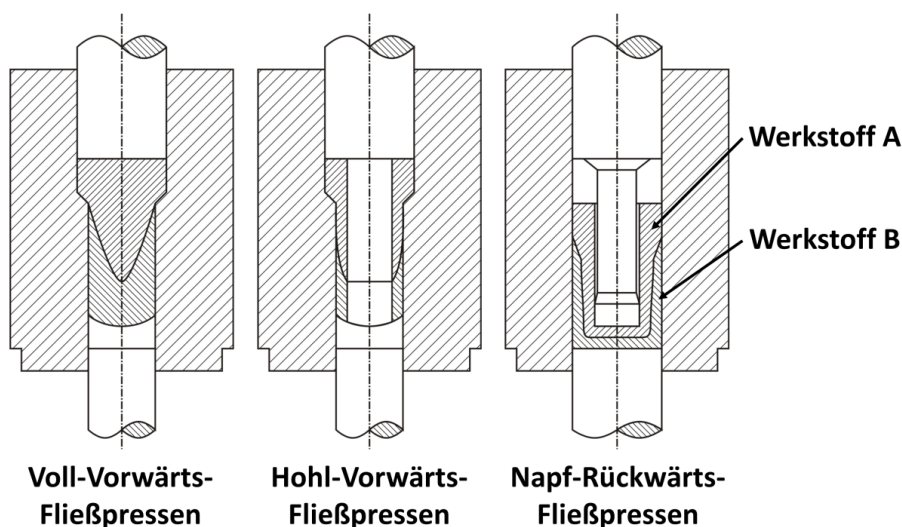


Abb. 2.14: Verfahrens des gemeinsamen Fließpressens nach [Lan93]

Erste Untersuchungen zu Kaltpressschweißverbindungen beim Fließpressen wurden von Gumm im Jahr 1964 durchgeführt [Gum64]. Er fügte Kupfer und Aluminium mittels der Fließpressverfahren Napf-Rückwärts-Fließpressen, Voll-Vorwärts-Fließpressen und Hohl-Vorwärts-Fließpressen (s. Abb. 2.14).

Gumm stellte fest, dass die Oberflächenvergrößerung in der Kontaktfläche variiert und die Qualität des Verbundes maßgeblich davon abhängt. Mit zunehmender Oberflächenvergrößerung steigt die Zugfestigkeit der Fügstellen an. Neben diesem Einflussparameter auf die Qualität des Verbundes sind auch die Geometrie der Fließschulter, das Verhältnis der Fließspannungen der zu fügenden Werkstoffe, die Geometrie der Kontaktflächen, der Umformgrad und die Anordnung der Rohteile zu berücksichtigen. Die realisierbare Festigkeit des Verbundes erreicht dabei maximal die Festigkeit des schwächeren Werkstoffes. Der isobare Spannungszustand beim gemeinsamen Fließpressen erlaubt dabei eine Reduzierung der für eine Kaltverschweißung notwendigen Oberflächenvergrößerung von 120 % auf 50 %. Basierend auf seinen experimentellen Untersuchungen entwickelte Gumm ein phänomenologisches Modell, welches das Aufbrechen von Oberflächen- und Deckschichten sowie den direkten Kontakt juveniler Oberflächenbereiche des Grundwerkstoffs als Voraussetzung für eine Kaltpressschweißung nennt. Durch den Kontaktnormaldruck beim gemeinsamen Fließpressen werden diese Bereiche so weit angenähert und gegen Reoxidation abgeschirmt, dass atomare Bindungskräfte wirksam werden.

Haats [Haa93] untersuchte ebenfalls das gemeinsame Fließpressen bzw. Kaltpressschweißen der Werkstoffkombinationen Titan und Aluminium sowie Titan und austenitischer Stahl. Als Fließpressverfahren setzte er das Hohl-Vorwärts- und Napf-Rückwärts-Fließpressen ein. Zur Erzeugung einer Kaltpressschweißung setzte er unterschiedliche Beschichtungen ein, welche ein Aufbrechen der Oberflächenschichten begünstigen und so eine Verschweißung fördern. Ruge und Böhme [Rug72] nennen eine fettfreie und nicht oxidierte Oberfläche als Voraussetzung für die Ausbildung einer Kaltverschweißung, wohingegen die Rauigkeit der beiden Oberflächen offensichtlich zu vernachlässigen ist. Ihren Erkenntnissen zufolge hängt die Erzeugung einer stoffschlüssigen Verbindung maßgeblich von der Oberflächenvergrößerung ab und wird durch eine erhöhte Umformtemperatur positiv beeinflusst. Zhang und Bay entwickelten ein theoretisches Modell zur Bestimmung der Verbundfestigkeit von Kaltverschweißungen. Bei diesem Modell werden die auf metallischen Oberflächen vorhandenen Deck- und Oxidschichten, welche laut Zhang und Bay [Bay83, Zha92, Zha96] während der Umformung aufbrechen, berücksichtigt. Durch die hierbei entstehenden Risse tritt juveniler, sehr reaktiver Grundwerkstoff beider Fügepartner in direkten Kontakt und verbindet sich stoffschlüssig. Ein Vergleich der numerisch ermittelten Werte und der experimentellen Ergebnisse des Kaltverbundwalzens zeigt in diesem Arbeiten eine gute Übereinstimmung.

Wohletz [Woh13], der sich ebenfalls mit dem gemeinsamen Kaltfließpressen von Aluminium und Stahl beschäftigte, untersuchte in diesem Zusammenhang den Einfluss der Oberflächenfeingestalt und des Wärmebehandlungszustand der Aluminiumlegierung auf die Ausbildung des stoffschlüssigen Verbundes. Hierzu nutzt er die FEM zur Bestimmung der

relevanten Zustandsgrößen, Oberflächenvergrößerung und Kontaktnormalspannung entlang der Kontaktfläche der beiden Fügepartner. Er stellte ebenso einen signifikanten Einfluss der Oberflächenpräparation auf die Ausbildung des Verbundes fest (s. Abb. 2.15).

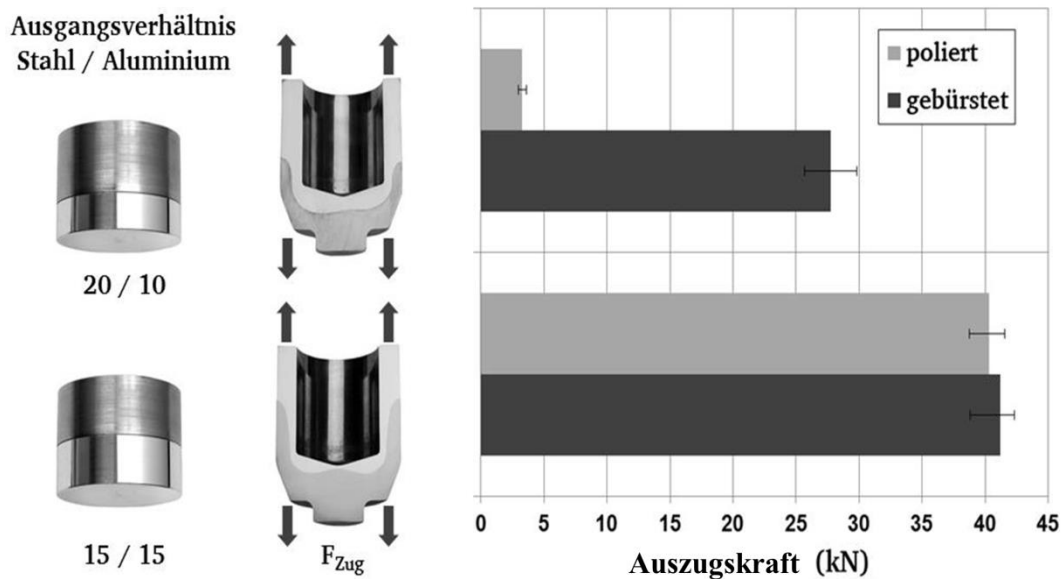


Abb. 2.15: Ausziehkräfte von Aluminium-Stahl-Verbundbauteilen, hergestellt durch gemeinsames Fließpressen [Woh13]

Gemäß der DIN 8593-5 [DIN93-5] ist das gemeinsame Fließpressen derart definiert, dass zwei auf- oder ineinandergelegte Ausgangsformen durch eine formgebende Matrize gepresst werden. Zahlreiche Forschungsarbeiten zu derartigen Fügeverfahren fokussieren hierbei zum einen lediglich die von Lange [Lan93] dargestellten Grundverfahren und nahezu ausschließlich den Einsatz gestapelter bzw. geschichteter Ausgangsformen. Liewald et al. [Lie14] hingegen untersuchten das gemeinsame Napf-Rückwärts-Fließpressen von Aluminium und Stahl von ineinandergelegten Ausgangsformen mit dem Ziel, eine axial formschlüssige Verbindung zu erzeugen (s. Abb. 2.16). Während Lange [Lan93] ein maximales Fließspannungsverhältnis von 5 der beiden gemeinsam fließgepressten Werkstoffe angibt, erreichte Liewald ein Fließspannungsverhältnis von 6,36 im Rahmen seiner Untersuchungen.

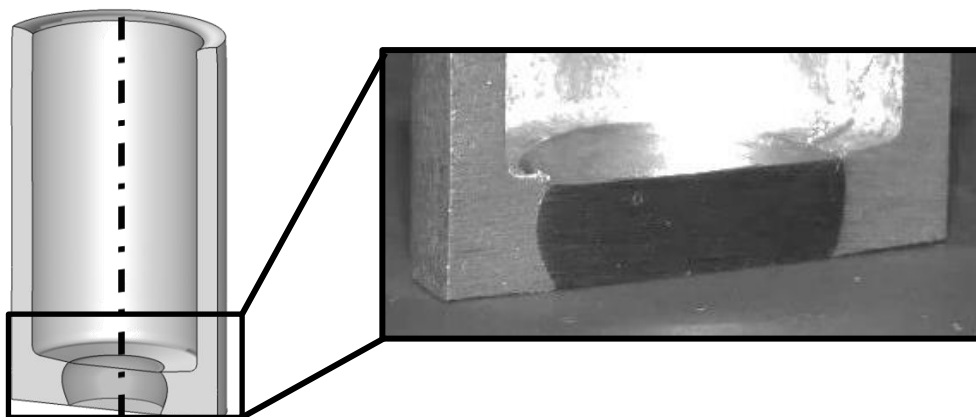


Abb. 2.16: Erzeugung einer axial formschlüssigen Verbindung beim gemeinsamen Napf-Rückwärts-Fließpressen von ineinandergelegten Ausgangsformen [Lie14]

Zur Generierung neuartiger Fließpressfügeverfahren ohne eine konkrete Bauteilgestalt ist nachfolgend eine einfache Methodik beschrieben. Prinzipiell kann durch die Teilung eines konventionellen Rohteils für ein klassisches Fließpressverfahren in zwei oder mehrere Rohteile ein gemeinsames Fließpressfügeverfahren generiert werden. Bei dieser Variante erfahren in der Regel beide Ausgangsformen eine elastisch-plastische Deformation [Lan88]. Wird hingegen bei einem klassischen Fließpressverfahren ein Bereich des Aktivwerkzeuges, wie beispielweise die Fließschulter oder der Stempelkopf, vom restlichen Werkzeug getrennt und im Folgenden als zweites Werkstück betrachtet, so ergeben sich weitere Fließpressfügeverfahren. Bei derartig generierten Verfahren erfährt jedoch das neue Werkstück meist nur eine elastische Deformation, während das übernommene Werkstück weiterhin eine elastisch-plastische Umformung erfährt [Dör13b]. Basierend auf der Gliederung der Fließpressgrundverfahren nach Lange [Lan88] sind mögliche Fließpressfügeverfahren, die sich aus einer derart methodischen Vorgehensweise ergeben, in Abb. 2.17 und Abb. 2.18 dargestellt. Hierbei stellt das hellgraue Bauteil stets das elastisch-plastisch umgeformte Bauteil dar, während das dunkelgraue Bauteil sowohl elastisch-plastisch als auch in einigen Fällen lediglich elastisch deformiert wird. Diese Übersicht erhebt keinen Anspruch auf Vollständigkeit, da bereits durch eine zweite Teilung der Rohteile und andersartige Trennung der Werkzeugaktivelemente prinzipiell weitere Fließpressfügeverfahren generiert werden können.

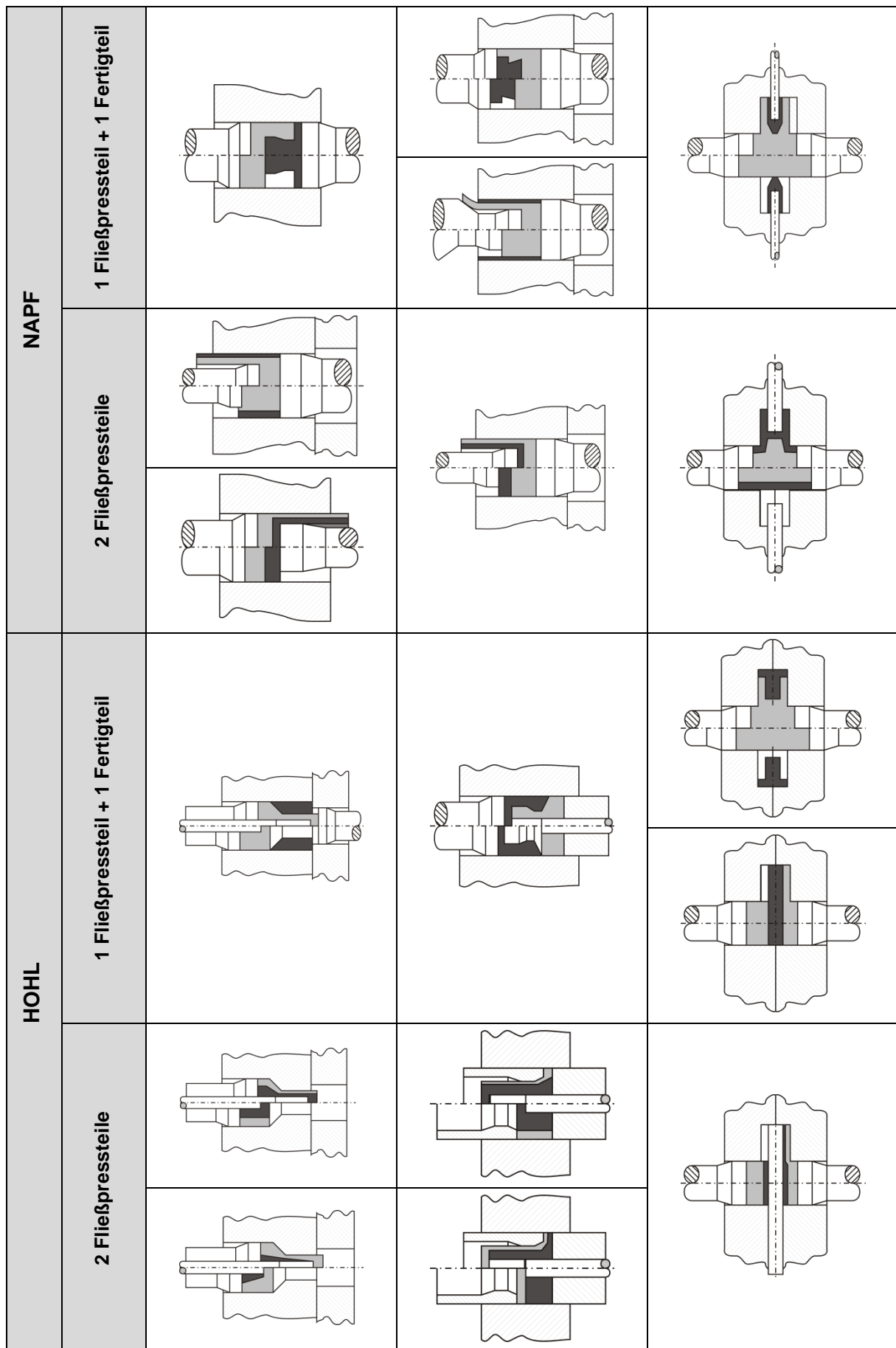


Abb. 2.17: Mögliche Fließpressfügeverfahren von zwei Rohteilen (Teil 1) [Dör13b]

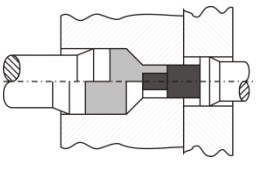
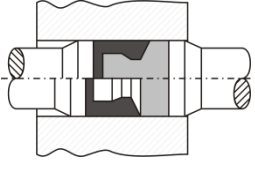
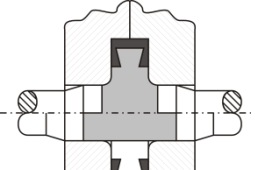
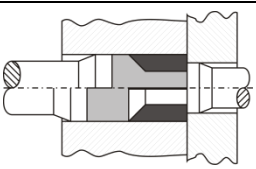
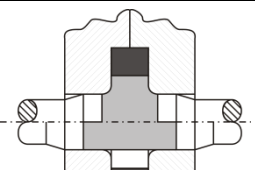

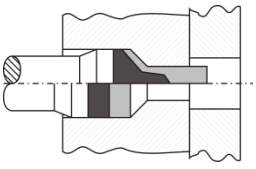
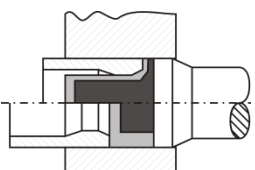
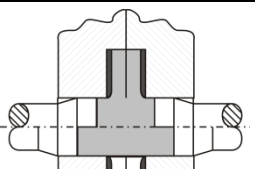
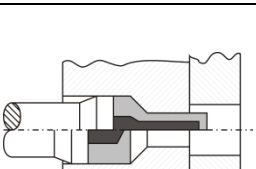
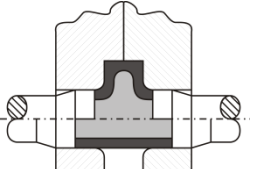
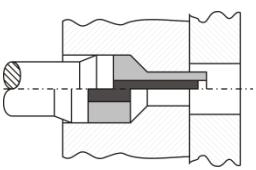
VOLL	1 Fließpressteil + 1 Fertigteil				
					
					
	2 Fließpressteile				
					
					
	VORWÄRTS	RÜCKWÄRTS	QUER		

Abb. 2.18: Mögliche Fließpressfügeverfahren von zwei Rohteilen (Teil 2) [Dör13b]

2.2.2.2 Fügen durch Einpressen

Matsumoto und Hanami [Mat08, Han08, Mat09, Mat13] untersuchten das Fügen eines kalten Stabes mit einer auf Schmiedetemperatur erwärmten Scheibe. Hierbei wird die erwärmte Scheibe mittels des Stabes gelocht und der Stab verharrt in seiner Position. Infolge der Abkühlung der Scheibe kommt es zur Ausbildung eines thermischen Quer-Pressverbandes mit juvenilen Oberflächen (s. Abb. 2.19). Die Einpresskraft wird durch die Fließspannung des Stabes begrenzt.

Der Anteil der Verbindungsfestigkeit infolge des Festfressens bzw. des Reibschweißens beträgt laut Matsumoto 80 %. Die mechanische Klemmung infolge des Umform- und Lochprozesses beträgt lediglich 20 %. Die Bestimmung dieser Anteile erfolgte durch ein Schlitzen der Nabe im gefügten Zustand. Hierbei wird die Klemmkraft nahezu vollständig abgebaut und bei der Ermittlung der Verbindungsfestigkeit kommt lediglich die adhäsive Verbindung beider Fügepartner zum Tragen. Matsumoto [Mat13] untersucht mit Hilfe einer servo-mechanischen Presse den Einfluss der Eindringgeschwindigkeit auf die Ausbildung der Verbindung und verzeichnete eine Zunahme des Anteils der stoffschlüssigen Verbindung auf 85 % bei einer Beschleunigung des Stabes während des Eindringens. In dieser Versuchsreihe trat für den Anteil der stoffschlüssigen Verbindung ein Wert von 75 % bei einer konventionellen Eindringgeschwindigkeit auf und beim gebremsten Eindringen des Stabes ein Anteil von nur 70 %. Insgesamt ist durch eine höhere Eindringgeschwindigkeit offensichtlich eine Steigerung der Verbindungsfestigkeit von 7 % möglich.

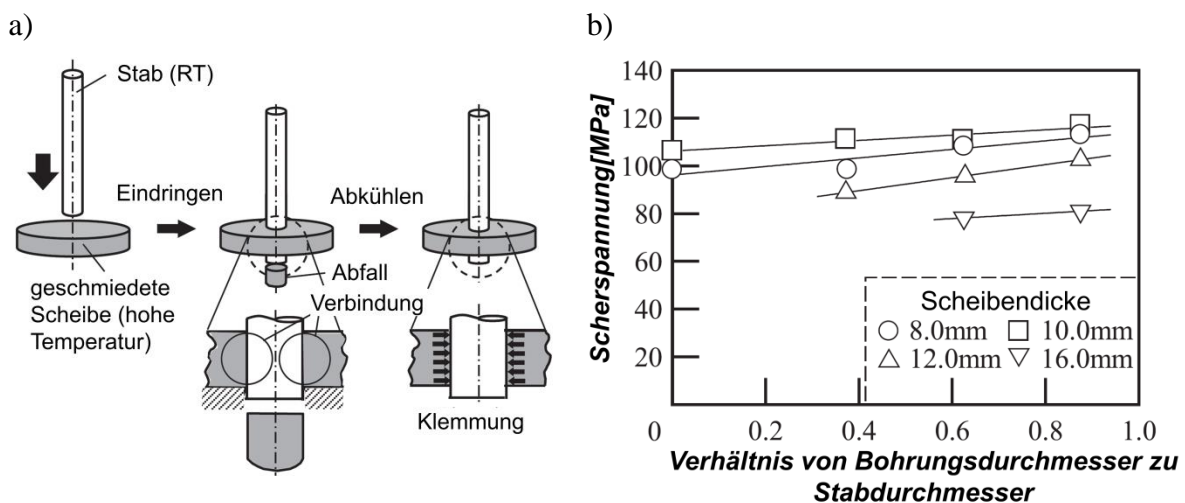


Abb. 2.19: a) Fügeverfahren zum Verbinden einer erwärmten Scheibe mit einem kalten Stab und b) Einfluss des Durchmesser-Verhältnisses auf die Verbindungsfestigkeit [Han08]

Zu Beginn der Untersuchungen [Han08, Mat09] wurden Scheiben mit Vorloch eingesetzt und durch die Verwendung eines konstanten Wellendurchmessers unterschiedliche Übermaße realisiert. Es konnte gezeigt werden, dass durch kleinere Übermaße zu Prozessbeginn höhere Axialkräfte übertragen werden können (s. Abb. 2.19 b). Aus Prozesssicht ist ebenso der Einsatz vorgelochter Scheiben zu favorisieren, da diese eine geringere Loch- und Eindringkraft erfordern und somit das Aufstauchen der Welle als Verfahrensgrenze vermieden wird.

Als weitere Verfahren zum Fügen einer Welle und eines Flansches durch plastische Deformation nennt Kitamura das „Shave Joining“ (deutsch: Fügen durch Schaben) und das „Upsetting joining“ (deutsch: Fügen durch Stauchen) [Kit13]. Beim Fügen durch Stauchen, welches in Abb. 2.20 a) dargestellt ist, wird ein Zwischenelement elastisch-plastisch umgeformt und formt dabei die Kavitäten der Welle und des Flansches aus, wodurch eine form- und reibschlüssige Verbindung erzeugt wird. Monaghan und Naughton [Mon91a, Mon91b] sowie Kanamuru et al. [Kann84] untersuchten eine Verfahrensvariante dieser Umformfügemethode, bei welcher der Flansch ohne Zwischenelement mit der Welle gefügt wird. Hierbei wird der Flansch elastisch-plastisch umgeformt und füllt dabei die Kavität in der Welle aus. Monaghan und Naughton konnten zeigen, dass durch das Einbringen einer Rändelung der Nuten in der Welle eine Steigerung der übertragbaren Torsionslasten von bis zu 70 % möglich ist. Gleichzeitig stellten sie jedoch fest, dass die Formfüllung infolge der raueren Oberflächentopografie sinkt. Daher merkten sie an, dass die Formfüllung bzw. der Auspressgrad zur Beurteilung der Verbindungsfestigkeit ungeeignet ist. Kitamura [Kit14] untersuchte ebenfalls den Einfluss der tribologischen Bedingungen in der Kontaktfuge beider Bauteile auf die Verbindungseigenschaften und stellt fest, dass durch eine gründliche Reinigung der Oberflächen von Schmierstoff vor dem Umformfügeprozess eine Verdoppelung der übertragbaren Axialkräfte möglich ist. In Abb. 2.20 b) sind die ermittelten Maximalkräfte beim Auspressen derartiger Verbindungen dargestellt, wobei sowohl geschmierte (ungereinigte) als auch gereinigte Bauteile miteinander gefügt wurden.

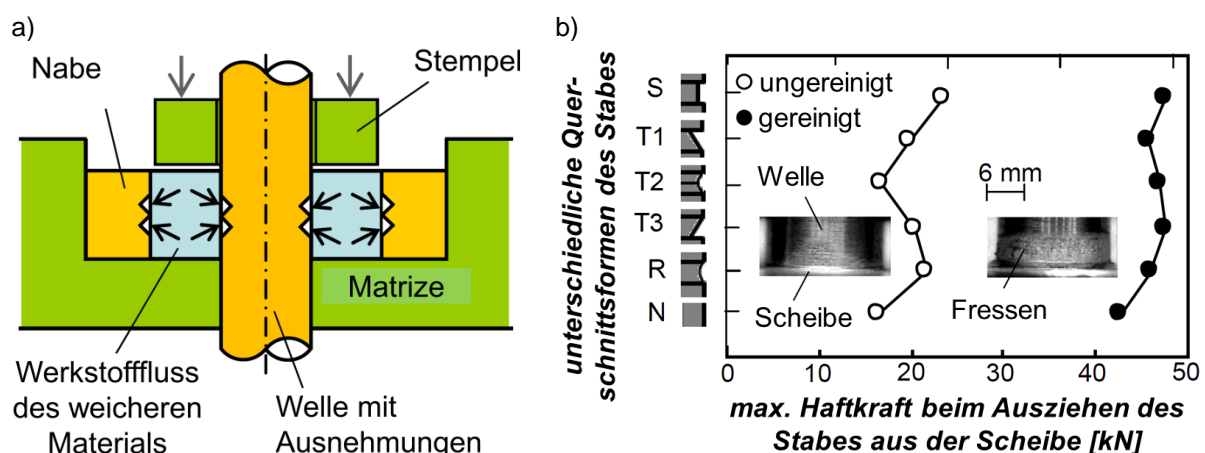


Abb. 2.20: a) Fügen durch Stauchen [Kit13] und b) Einfluss des Schmierstoff auf die übertragbaren Axialkräfte [Kit14]

Die zuvor genannten Untersuchungen beschäftigen sich ebenfalls mit der Gestaltung der Kavität in der Welle. Monaghan [Mon91a] untersuchte neben der Position und Anzahl der Nuten auch die geometrische Gestalt der Nut in Form eines dreieckigen und quadratischen Querschnitts. Er stellte fest, dass aufgrund der scharfen Kanten des quadratischen Querschnitts in den Übergangsbereich zum Wellenaußendurchmesser höhere Kräfte erforderlich sind, um die gleiche Ausfüllung wie bei einem dreieckigen Querschnitt zu erreichen. Kitamura [Kit14] verwendete unter anderem ebenfalls Nuten mit einem dreieckigen und einem halbkreisförmigen Querschnitt. Dabei stellt er fest, dass bei Nuten mit einem halbkreisförmigen Querschnitt nochmals eine Presskraftreduzierung möglich ist. Eine unsymmetrische Gestaltung der Nut, wie beispielsweise die Variante T1 oder T3 (s. Abb. 2.20

b), erlaubt keine vollständige Ausformung aufgrund der Zunahme der Reibungskräfte und des isobaren Spannungszustandes.

Nachteilig bei dieser Art des umformtechnischen Fügens ist zum einen die notwendige Schwächung des Wellenkörpers durch das Einbringen der Nuten. Zum anderen ist bei der untersuchten Verfahrensvariante von Monaghan und Kitamura ein weicher, plastisch umformbarer Nabenwerkstoff erforderlich. Erfolgt die Umformung eines Zwischenelements, wie in Abb. 2.20 a) gezeigt, können auch gehärtete Naben zum Einsatz kommen. Diese Untersuchungen zeigen zum einen die Bedeutung der tribologischen Bedingungen in der Kontaktfuge beim umformtechnischen Fügen und zum anderen den Einfluss unterschiedlicher Geometrien der Kavitäten auf den Prozess und die späteren Bauteileigenschaften.

Kitamura und Hirota [Kit12, Hir07, Hir08] verwendeten das Verfahren des Einpressens zum Fügen einer Welle mit einer Nabe, verzichteten jedoch auf die Erwärmung der Scheibe, wie sie von Matsumoto und Hanami [Mat08, Han08, Mat09, Mat13] eingesetzt wurde, und erzielten neben dem Kraftschluss infolge der elastischen Verspannung der Bauteile zudem auch einen Formschluss durch das Einpressen eines profilierten Stabes (s. Abb. 2.21 a). Bei diesem Verfahren ist die Scheibe mit einer Bohrung ausgeführt und es erfolgt kein Lochprozess unmittelbar vor bzw. beim Fügen beider Bauteile. Je nach Überdeckungsgrad erfolgt ein flächiges oder teilweises Nachschneiden der Scheibe.

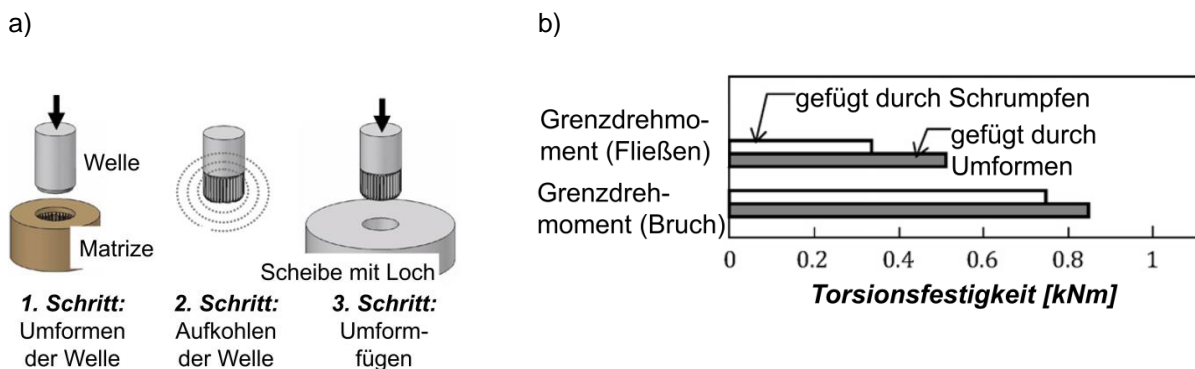


Abb. 2.21: a) Einpressfügeverfahren zum Verbinden einer kalten Scheibe mit einem kalten profilierten Stab und b) hierbei erzielte Steigerung des übertragbaren Drehmoments im Vergleich zum konventionell gefügten Querpressverband [Kit12]

Kitamura konnte eindrucksvoll eine Steigerung des zu übertragenden Drehmomentes infolge des umformtechnischen Fügens demonstrieren (s. Abb. 2.21 b). Hinsichtlich des Auspressgrades der Verzahnungsgeometrie stellte Hirota [Hir08] fest, dass mit zunehmendem Auspressgrad die übertragbaren Axialkräfte und das übertragbare Drehmoment ebenfalls ansteigen. Eine vollständige Formfüllung wird jedoch nicht erreicht. Die relevante Verfahrensgrenze bei diesem Fügeverfahren ist durch das Festigkeits- bzw. Härteverhältnis von Welle und Nabe gegeben. Hirota et al. [Hir14] nennt hier als Bedingung für eine erfolgreiche Welle-Nabe-Verbindung eine dreifach höhere Härte der verzahnten Welle im Vergleich zur Nabe. Der Einsatz gehärteter Naben ist somit bei diesem Verfahren nicht möglich.

In weiteren Untersuchungen versuchte Hirota et al. [Hir14] die Verfahrensgrenzen des zuvor beschriebenen Verfahrens hinsichtlich des Härteverhältnisses zu erweitern, indem er eine innenverzahnte Nabe einsetzte. Hierbei wies die ebenfalls verzahnte Welle zwei

unterschiedliche Arten eines Übermaßes im Bereich der Mitnehmerflanken auf (s. Abb. 2.22). Zum einen (s. Abb. 2.22, Typ I) setzt Hirota ein über die gesamte Flankenfläche konstantes Übermaß ein und zum anderen ist die Mitnehmerflanke der Nabe über die gesamte Fügelänge im Vergleich zur Mitnehmerflanke an der Welle um einen konstanten Winkel geneigt (s. Abb. 2.22, Typ II). Dies erlaubt den Einsatz desselben Werkstoffes C45 (1.0503) im weichen Zustand für beide Fügepartner.

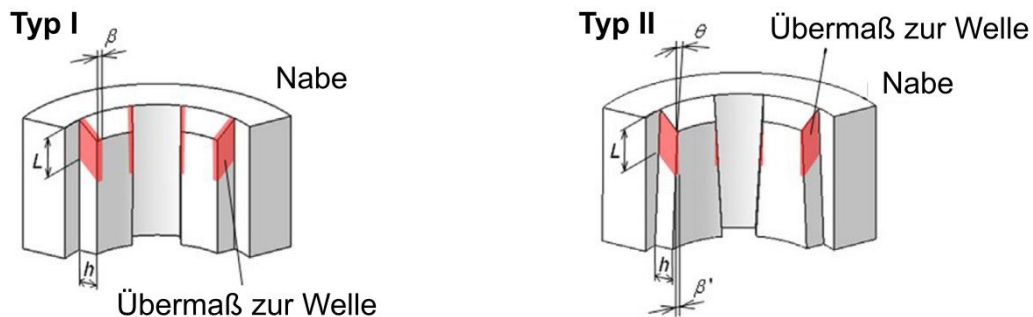


Abb. 2.22: Überdeckungstypen von Welle und Nabe beim modifizierten Fügeverfahren mittels Einpressen nach [Hir14]

Vergleichende Untersuchungen dieser beiden Überdeckungsvarianten hinsichtlich der übertragbaren Axialkraft (Abb. 2.23 a) zeigten zum einen, dass Typ I höhere Axialkräfte zulässt, und zum anderen, dass eine größere Überdeckung in beiden Fällen nochmals zu einer Zunahme der maximal übertragbaren Axialkräfte führt. Die als gering bezeichneten Axialkräfte führt Hirota auf das Fehlen von Adhäsionen und dem des mechanischen Eingriffes auf mikroskopischer Ebene in Form von hinterschnittigem Eingriff der Asperiten (ergänzt durch Autor) zurück. Die Kräfte werden von Hirota als „Reibungskräfte“ interpretiert.

Hinsichtlich des übertragbaren Drehmoments bis zum Fließen der Welle stellte Hirota fest, dass mit zunehmendem Übermaß größere Grenzdrehmomente erzielt werden können (s. Abb. 2.23 b). Zu Beginn einer derartigen Torsionsbelastung zeigen die unterschiedlich gefügten Welle-Nabe-Verbindungen stark abweichende Drehmoment-Drehwinkel-Verläufe, nähern sich jedoch mit zunehmendem Verdrehwinkel wieder an.

Hirota weist bei der Fertigung beider Fügepartner ausdrücklich darauf hin, dass im Vergleich zu klassischen Keilwelle-Nabe-Verbindungen in diesem Fall keine besonderen Maßnahmen hinsichtlich der Tolerierung beider Bauteile zu treffen sind, da die Ausbildung der Verbindung umformtechnisch erfolgt.

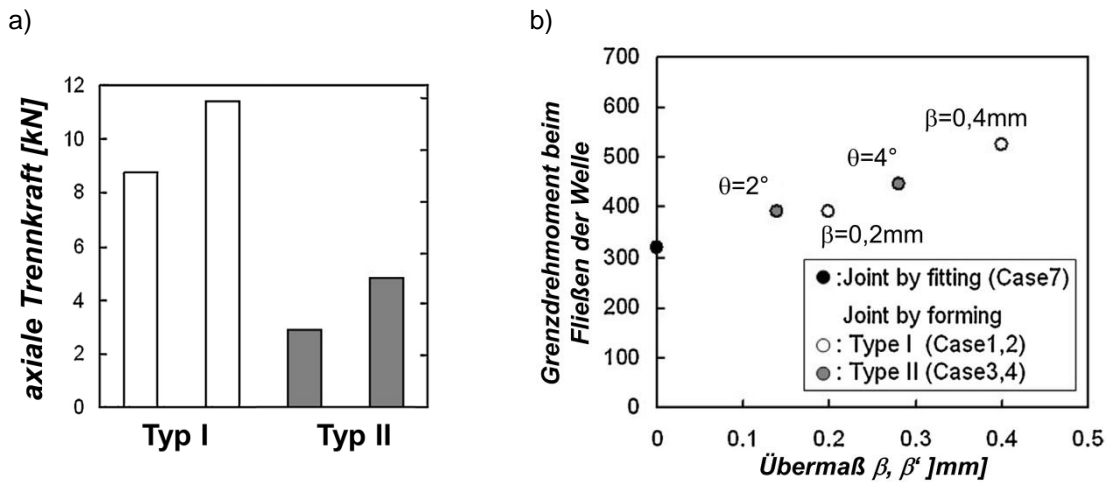


Abb. 2.23: Übertragbare a) Axialkräfte und b) Drehmomente der von Hirota hergestellten Welle-Nabe-Verbindungen [Hir14]

Eine Verfahrenskombination aus den Einzelfügeverfahren Einpressen und Stauchen stellt Kitamura et al. [Kit14] vor. Hierbei schließt sich dem Einpressen einer verzahnten, harten Welle in eine weiche Scheibe ein lokales Stauchen der Scheibe auf der der Einpressseite gegenüberliegenden Stirnfläche an (Abb. 2.24). Das zusätzliche Stauchen begünstigt die Druckeigenspannungen in der Scheibe, die zu dieser Verbindung führen.

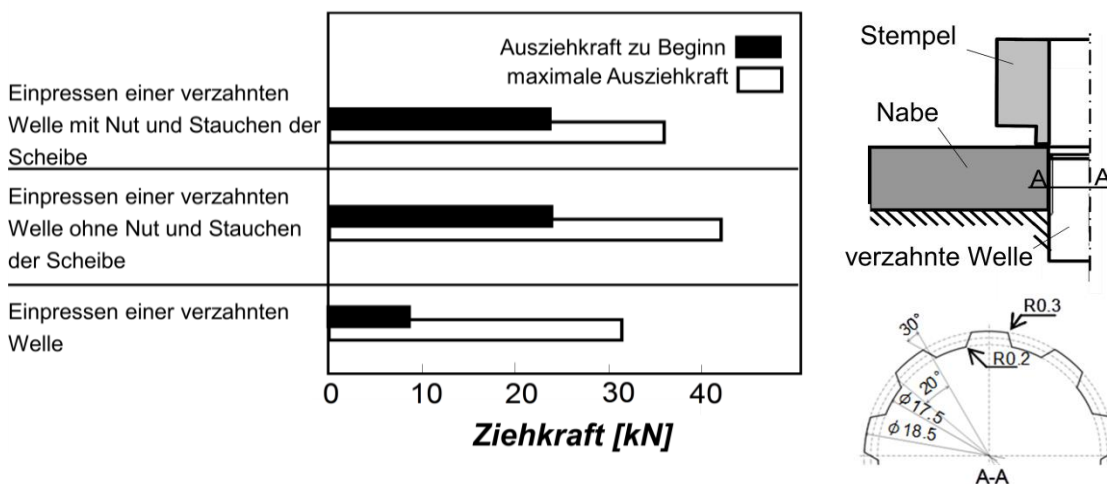


Abb. 2.24: Übertragbare Axialkraft für drei unterschiedliche Verfahrensvarianten des Fügens einer Welle mit einem Flansch [Kit14]

In Abb. 2.24 sind die übertragbaren Axialkräfte für drei unterschiedliche Fügeverfahren dargestellt. Im Vergleich zum einfachen Einpressen einer verzahnten Welle ohne Stauchen ist durch das zusätzliche Stauchen der Nabe bzw. Scheibe eine Steigerung der anfänglichen Auspresskraft um ca. 150 % möglich. Infolge einer verkürzten Fügelänge beim Einpressen und Stauchen mit Umfangsnut in der Welle zeigt diese keine zusätzliche Steigerung der Axialkräfte im Vergleich zur Variante ohne Umfangsnut.

Ein weiteres Verfahren zum Fügen zweier Bauteile mit lokal begrenzter plastischer Deformation wird von Machida et al. [Mac88a, Mac88b, Mac10] unter dem Begriff „shave-joining“ vorgestellt (*keine sinnvolle deutsche Übersetzung bekannt*). Dieses Verfahren kennzeichnet sich aus durch eine mechanische Verhakung der Fügpartner und einem

überlagerten Fugendruck der sich beispielsweise aus thermischen Spannungen ergibt. Das Verfahrensprinzip ist in Abb. 2.25 a) dargestellt. Zum Einsatz kommt das „shave-joining“ bei der Bearbeitung von Rohrenden. Machida zeigt mögliche Verbindungsvarianten, die sich durch „shave-joining“ an Rohrenden realisieren lassen (s. Abb. 2.25 b). Bei diesem Verfahren wird eine harte Scheibe mit einem deutlich größeren Außendurchmesser in ein weiches Rohrende eingepresst, wobei sich ein Schnittspan am Rohr ausbildet und mit fortschreitendem Prozess ein einseitiger axialer Formschluss erzeugt wird. Die Übertragung der Axialkraft entgegen der Einpressrichtung erfolgt bei dieser Verfahrensvariante ausschließlich über einen Kraftschluss (Abb. 2.25 b) Typ a, b, c, e, f, g und h). Wird die Scheibe mit einer Umfangsnut ausgeführt, ergibt sich in beiden axialen Richtungen ein Formschluss (Abb. 2.25 b) Typ d). Hierdurch ist eine moderate Steigerung der Scherfestigkeit der Verbindung möglich (s. Abb. 2.26 a).

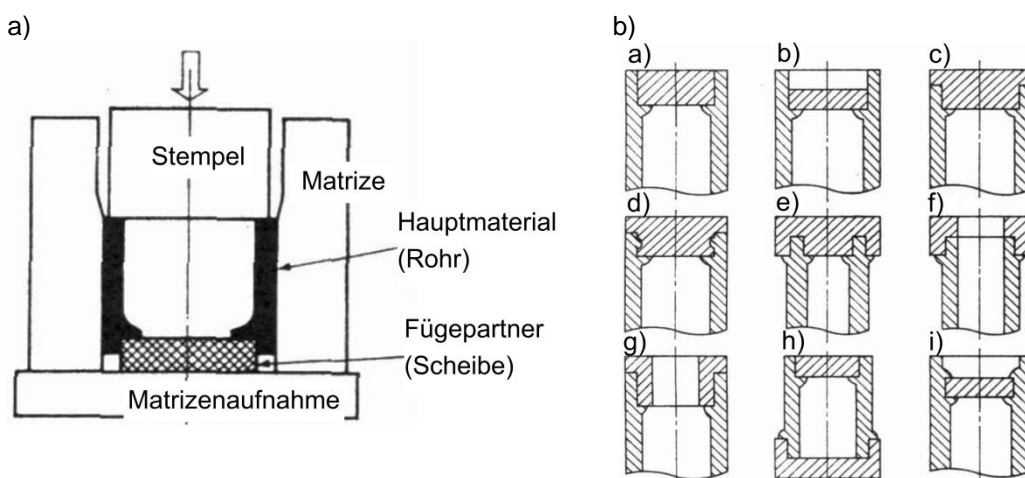


Abb. 2.25: a) Verfahrensprinzip des „shave-joining“, b) mögliche Verbindungsvarianten an Rohrenden nach [Mac88a]

Neben der Einbringung einer Umfangsnut untersuchte Machida [Mac88a, Mac88b, Mac10] auch die Steigerung der Verbindungsfestigkeit durch induktives Erwärmen des Rohrendes unmittelbar vor dem Fügeprozess. Hierdurch wird zum einen beim Einpressen der kalten Scheibe ein thermischer Quer-Pressverband erzeugt und zum anderen ein Versagen des Rohres durch Überschreiten des Formänderungsvermögens vermieden. Abb. 2.26 b) zeigt, dass durch eine längere induktive Erwärmung und damit verbundene höhere Rohrtemperatur eine Zunahme der Scherfestigkeit der erzeugten Verbindung erzielt wird. Dieser Effekt ergibt sich jedoch nicht nur aus dem zunehmenden Kontaktfugendruck, sondern wird durch die ebenfalls gestiegene Adhäsionsneigung überlagert.

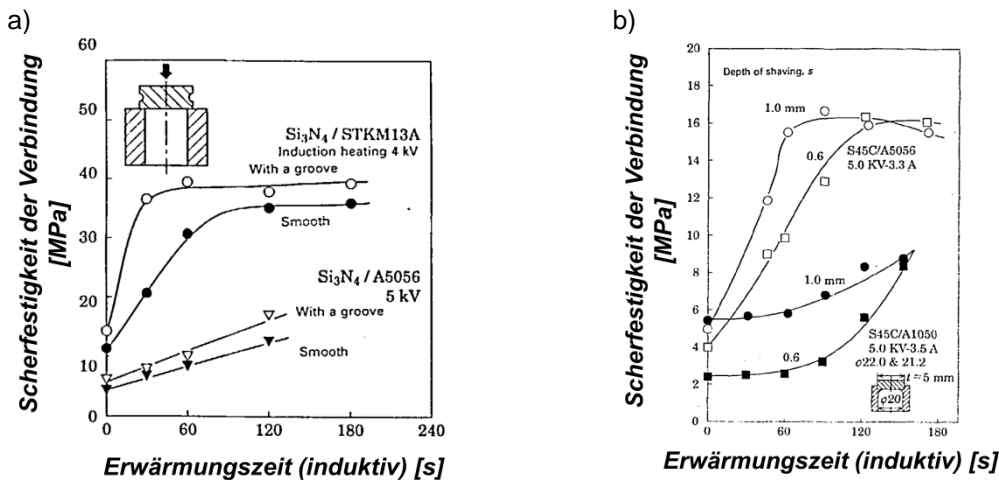


Abb. 2.26: Steigerung der Verbindungsscherfestigkeit beim „shave-joining“ durch a) die Einbringung einer Umfangsnut in die Scheibe und b) durch eine Anpassung der induktiven Erwärmungszeit [Mac10]

Bei seinen Untersuchungen stellte Machida ebenfalls fest, dass durch die Erhöhung des Reibungskoeffizienten in der Kontaktfläche durch Weglassen von Schmierstoff eine Steigerung der Scherfestigkeit der Verbindung von ca. 40 % möglich ist. Ab einer bestimmten Einpresstiefe der Scheibe in das Rohrende sinkt die erreichbare Scherfestigkeit wieder ab. Als Ursache hierfür nennt Machida zum einen die steigenden Füge- bzw. Einpresskräfte und zum anderen das Auftreten von Rissen. Eine entscheidende Rolle nehmen bei diesem Verfahren die Werkstoffeigenschaften des Rohres ein. So führen ein höherer Elastizitätsmodul und ein größerer Wärmeausdehnungskoeffizient zu einem höheren Kontaktfugendruck und damit auch zu einer höheren kraftschlüssigen Verbindungsfestigkeit. Ein niedriger Schmelzpunkt und eine Fügetemperatur nahe dieser Temperatur verbessert die Adhäsionsneigung des Rohres zur Scheibe.

2.3 Welle-Nabe-Verbindungen

Zur Herstellung gebauter Antriebselemente bestehend aus Welle und Nabe stehen zahlreiche lösbare und unlösbare Verbindungsarten zur Verfügung. Diese werden zunächst nach der Verbindungsart in form-, stoff- und reib- bzw. kraftschlüssige Verbindungen unterteilt [Kol84, Lei12]. Ebenso sind formschlüssige Welle-Nabe-Verbindungen mit einem Presssitz herstellbar, die als Kombination aus form- und kraftschlüssiger Verbindungsart gelten (s. Abb. 2.27).

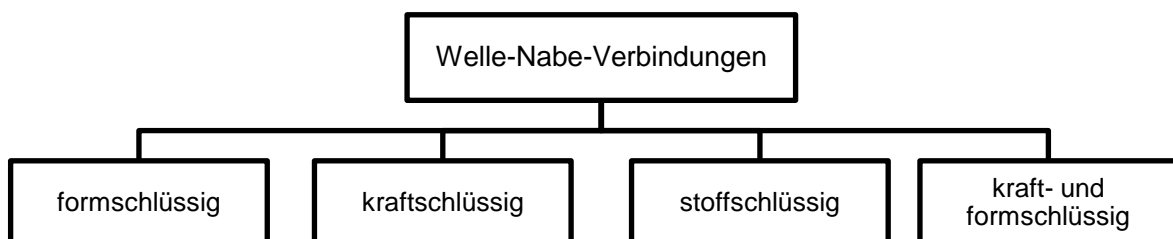


Abb. 2.27: Einteilung von Welle-Nabe-Verbindungen nach Verbindungsart

Neben der Einteilung von Welle-Nabe-Verbindungen anhand der Verbindungsart, kann auch eine Gliederung nach lösbaren und unlösbaren oder mittelbaren und unmittelbaren Verbindungen erfolgen. Zu den lösbaren Verbindungen zählen unter anderem reibschlüssige Verbindungen mit einem Spannsatz oder formschlüssige Verbindungen mit Passfeder. Unlösbare Verbindungen sind zum einen stoffschlüssige Verbindungen, die mittels Schmelzschweißverfahren erzeugt wurden, oder auch Querpressverbände. Bei mittelbaren Verbindungen ist im Gegensatz zu unmittelbaren Verbindungen ein zusätzliches Zwischen- oder Hilfselement, beispielsweise ein Stift, eine Passfeder oder ein Spannsatz, erforderlich.

Aufgrund der überaus zahlreichen lösbaren und unlösbaren Wellen-Nabe-Verbindungsarten und deren konstruktiven Ausführungen werden in den folgenden Kapiteln lediglich die form- und kraftschlüssigen Verbindungen betrachtet. Als weitere Einschränkungen werden im Wesentlichen die Einflussparameter Tribologie, Innenprofiltyp und Fugendruck sowie deren Auswirkung auf die Gebrauchseigenschaften, wie beispielsweise die Übertragbarkeit von Axialkräften und Drehmomenten oder die radiale Verformung der Nabenaußenkontur infolge des Fügeprozesses betrachtet.

2.3.1 Formschlüssige Verbindungen

Bei formschlüssigen Welle-Nabe-Verbindungen erfolgt die Kraftübertragung maßgeblich durch die Flächenpressung in den Wirkflächenpaaren. Dabei wird zwischen mittelbaren und unmittelbaren Verbindungen unterschieden, wobei bei mittelbaren Verbindungen ein bzw. mehrere zusätzliche Übertragungsglieder im Kraft- bzw. Momentenfluss zu finden sind. Im Gegensatz zu reibschlüssigen Verbindungen sind solche Welle-Nabe-Verbindungen in der Regel mit einer Spiel- oder Übergangspassung ausgeführt und somit nach der Montage spannungsfrei. Der sich hieraus ergebende Vorteil der einfachen Demontage wird durch Nachteile, wie das meist vorhandene Betriebsspiel, und zusätzlich notwendige Maßnahmen zur axialen Sicherung aufgehoben. Der große Vorteil formschlüssiger Verbindungen im Vergleich zu reibschlüssigen Verbindungen ist die Übertragung größerer Drehmomente aufgrund des Formschlusses auch bei geringen Nabenwanddicken [Lei12]. Untersuchungen an Passfederverbindungen haben gezeigt, dass eine Reduzierung des Spiels bzw. ein leichter Presssitz zwischen Welle und Nabe zu einer Verbesserung insbesondere hinsichtlich der Übertragung unter Umlaufbiegebeanspruchungen führen [Old03]. Ebenso kann die Gefahr eines Bruchs der Welle oder der Nabe infolge der Reibdauerbeanspruchung reduziert werden [Gro03]. Eine Reibdauerbeanspruchung ist gekennzeichnet durch oszillierende Mikrogleitbewegungen in der Kontaktfläche zwischen Welle und Nabe aufgrund einer dynamischen Belastung der Verbindung [Hey12].

Da im Rahmen dieser Arbeit primär der Umformfügeprozess einer Welle-Nabe-Verbindung mittels Quer-Fließpressen entwickelt und untersucht wird und der Umformvorgang, insbesondere der Werkstofffluss, maßgeblich von der auszuformenden Nabeninnenkavität und deren Geometrie bestimmt wird, werden nachfolgend ausschließlich Profilwellenverbindungen näher betrachtet und hierzu der Stand der Technik wiedergegeben. Bei derartigen Verbindungen wird zwischen Keil- und Zahnwellenverbindungen sowie Polygonverbindungen unterschieden. Weitere formschlüssige Welle-Nabe-Verbindungen,

insbesondere mittelbare Verbindungen wie beispielsweise Passfederverbindungen oder Stiftverbindungen, sind hierbei ausgenommen.

2.3.1.1 Keil- und Zahnwellenverbindungen

Bei Keilwellen (s. Abb. 2.28 a) erfolgt die Übertragung des Drehmomentes über die jeweils parallelen Flanken eines Mitnehmers, wobei diese üblicherweise eine geradzahlige Anzahl aufweisen. Durch diese symmetrische Anordnung wird eine einseitige Nabenmitnahme vermieden [Lei12].

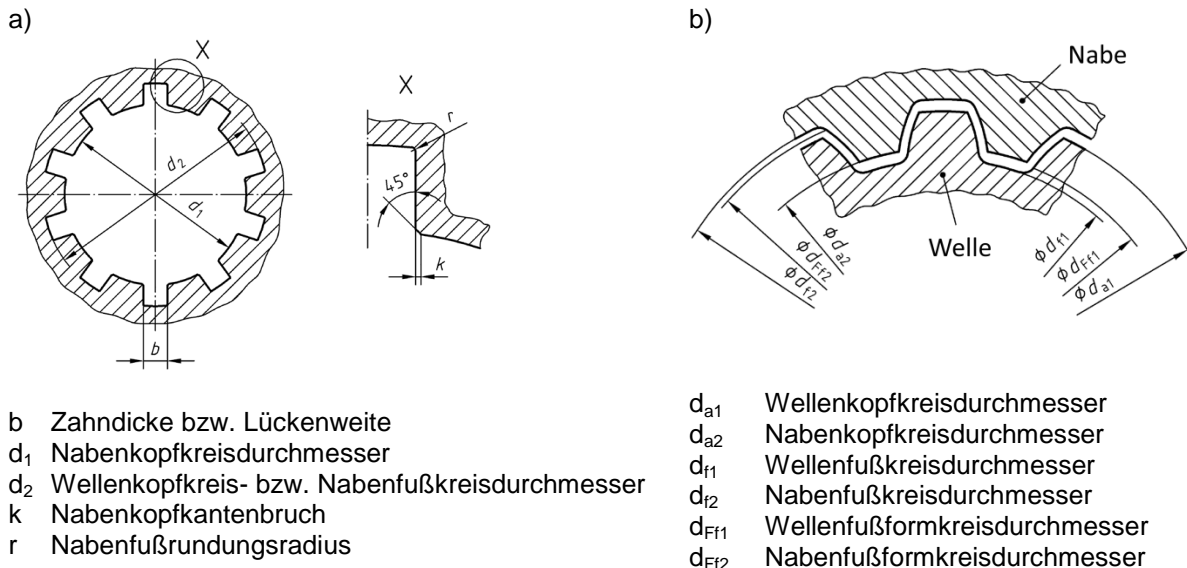


Abb. 2.28: a) Prinzipskizze eines Keilwellenprofils nach DIN 5464 [DIN64] und b) eines Zahnwellen- / Evolventenprofils nach DIN 5480-1 und DIN 5480-2 [DIN80b, DIN80c]

Bei der Zentrierung der Welle zur Nabe wird zwischen Flanken- oder Innenzentrierung unterschieden. Hierbei gewährleistet die Flankenzenrierung ein geringes Verdrehspiel und die Innenzentrierung einen guten Rundlauf [Lei12]. Zur Übertragung von stoßartigen und wechselnden Belastungen kommen in der Regel Zahnwellenverbindungen (s. Abb. 2.28 b) zum Einsatz, die aufgrund ihrer Zahnfußrundung zu einer geringeren Kerbwirkungen führen als bei Passfederverbindungen. Bei diesem Profiltyp wird zwischen Kerbzahn- und Evolventenprofil unterschieden. Das Evolventenprofil weist im Gegensatz zu evolventischen Laufverzahnungen einen Flächenkontakt im Bereich der Zahnflanke auf. Die Zentrierung erfolgt bei diesem Profiltyp über die Flanken. Kommt dennoch eine Innen- oder Außenzenrierung zum Einsatz, so ergibt sich eine Doppelpassung und folglich tritt ein Klemmen der Verbindung auf. Eine Vergrößerung des Flankenspiels verhindert dies, führt jedoch zu Relativbewegung in der Verbindung und verstärkt die Reibdauerbeanspruchung der Verbindung [Lei12]. Diese Relativbewegung führt im praktischen Einsatz stets zu Verschleiß, der durch elastische Deformationen der Verbindungsteile, Querkraftanteile, Verzahnungsabweichungen und Fluchtungsfehler zusätzlich gefördert wird [Sch95]. Eine Reduzierung dieses Verschleißes ist durch die Ausführung der Zahnwellenverbindung mit einem Presssitz möglich, wodurch die Montage erschwert und Demontage meist nicht mehr möglich ist [Bur98].

2.3.1.2 Polygonverbindungen

Ebenfalls zur Gruppe der Profilwellenverbindungen zählen die Polygonverbindungen. Deren geometrische Profilform und analytische Berechnungsansätze sind in den Normen DIN 32711 und DIN 32712 beschrieben [DIN11a, DIN11b, DIN12a, DIN12b]. Es wird zwischen den Polygonprofilen mit drei (P3G) und vier (P4C) Ecken unterschieden (s. Abb. 2.29).

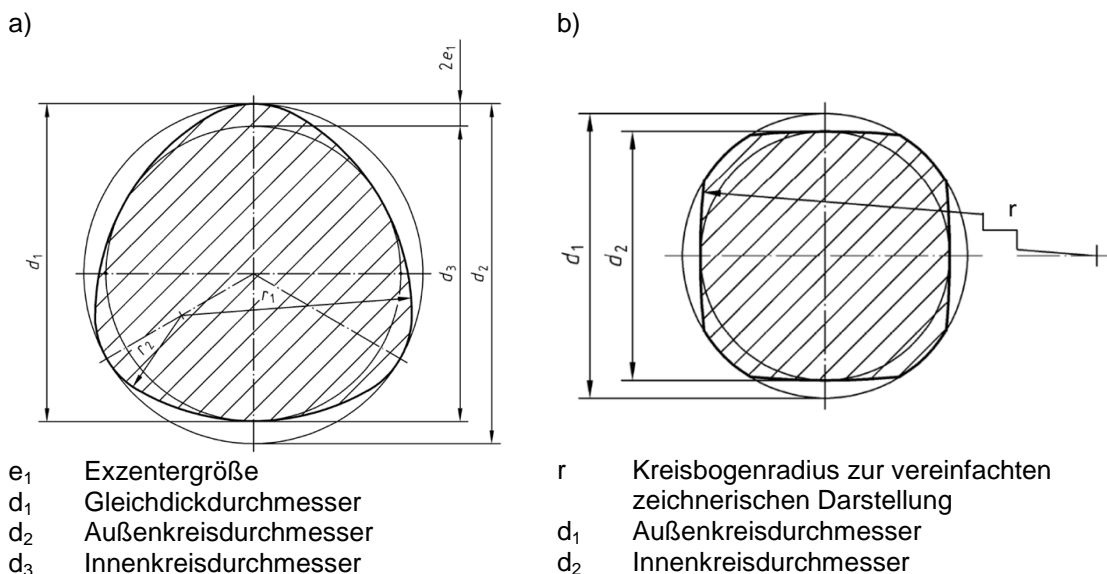


Abb. 2.29: Polygonverbindungen: a) P3G-Profil nach DIN 32711 [DIN11a] und b) P4C-Profil nach DIN 32712 [DIN12a]

Der Fokus liegt im Weiteren auf den Verbindungen des P3G-Profiles, das einen Gleichdickcharakter aufweist, wodurch der Wellendurchmesser an allen Stellen identisch groß ist. Nach Leidich [Lei12] zeichnet sich die Polygonverbindung durch folgende besondere Merkmale aus:

- passgenaue Formschlüssigkeit,
- CNC-gesteuerte Herstellung sowie CNC-Schleifen möglich,
- selbstständige Zentrierung unter Last und
- hohe Laufruhe.

Die geometrische Gestalt der P3G-Profile ist von Trochoiden abgeleitet, welche unter anderem von Bronstein [Bro91] ausführlich beschrieben werden. Eine Trochoide entsteht durch Abrollen eines sogenannten Rollkreises auf einem Grundkreis (s. Abb. 2.30). Der Abstand zwischen dem Erzeugungspunkt M und dem Mittelpunkt des Rollkreises wird dabei als (Profil-) Exzentrizität e bezeichnet. Die Mitnehmeranzahl n , auch Periodizität genannt, lässt sich durch Gl. 2.3 aus der Profilexzentrizität e und dem Radius des Grundkreises bestimmen.

$$N = \frac{r_g}{e} \quad \text{Gl. 2.3}$$

Die Trochoiden werden in zwei Hauptgruppen unterschieden. Eine Epitrochoide entsteht, wenn der Rollkreis außen auf dem Grundkreis abrollt. Rollte dieser innen auf dem Grundkreis ab, so entsteht eine Hypotrochoide. Sonderformen stellen Zykloide dar (s. Abb. 2.30 a und b), bei denen die Exzentrizität dem Radius des Rollkreises entspricht. [Bro91] Hierbei entstehen

sehr spitze Profiltiefpunkte bei einer Epizykloide bzw. Profilhochpunkte bei einer Hypozykloide, welche eine erhebliche Kerbwirkung in der Verbindung bewirken.

Eine Verkleinerung bzw. Vergrößerung der Exzentrizität führt zur Erzeugung einer verkürzten oder verlängerten Trochoide (s. Abb. 2.30 c und d) [Bro91]. Es zeigt sich, dass verlängerte Trochoide aufgrund der Überschneidung in den Profilhochpunkten bzw. -tiefpunkten nicht geeignet sind. Trochoide Profile weisen im Gegensatz zu den zuvor genannten Zahn-, Keil- und Polygonwellen folgende Vorteile auf [Zia07]:

- Der stetige Profilverlauf erlaubt eine gleichmäßige Zentrierung des gesamten Profilumfangs und nicht nur im Bereich der Flanken.
- Die Krümmungsradien sind einstellbar und lassen sich den Fertigungs- oder Gebrauchsanforderungen entsprechend anpassen.
- Die Mitnehmeranzahl kann nahezu beliebig gewählt werden.

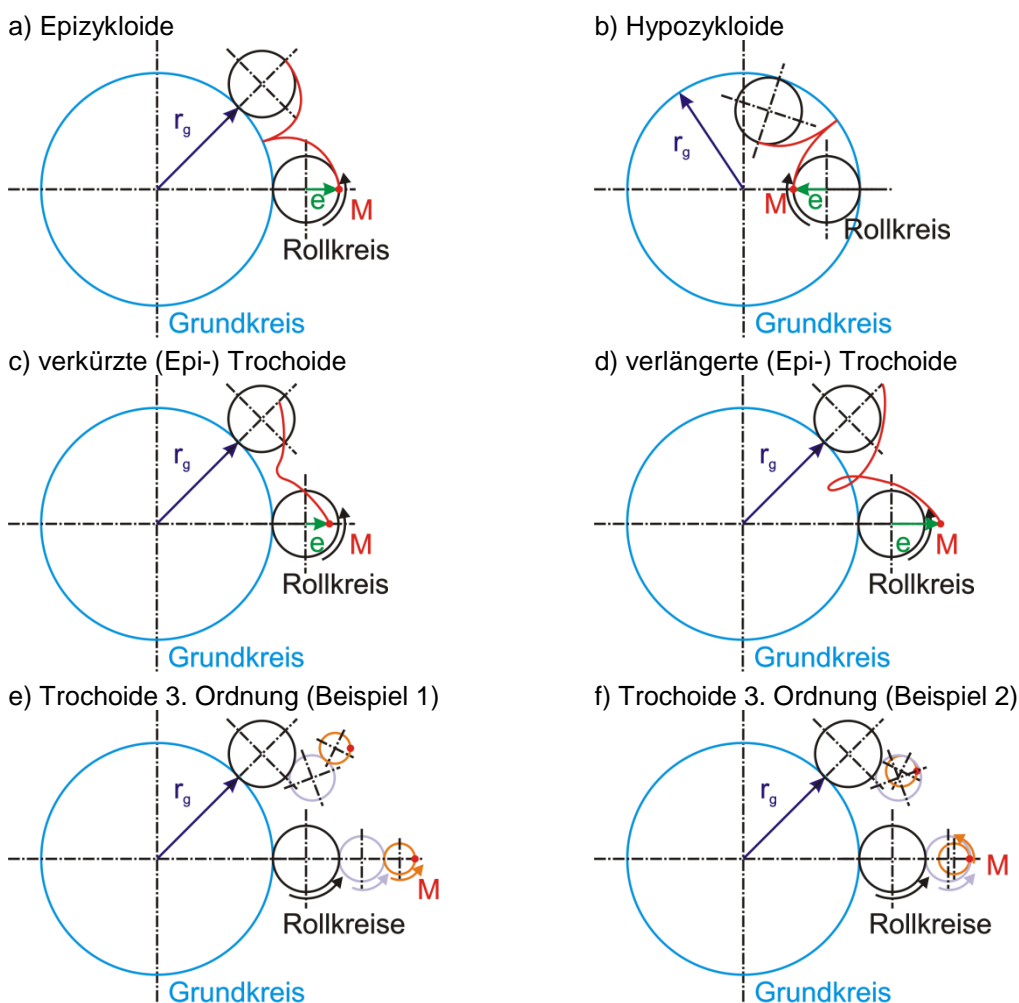


Abb. 2.30: Geometrische Erzeugung und Einteilung trochoider und zyklorder Profile

Werden anstelle eines einzelnen Rollkreises mehrere Rollkreise auf- bzw. auch ineinander gestapelt und rollen dann jeweils auf dem Rollkreis der vorherigen Ordnung ab, dann wird von Trochoiden n-ter Ordnung gesprochen. In Abb. 2.30 e) ist die Erzeugung zweier derartig trochoider Profile dritter Ordnung dargestellt. Im Gegensatz zu den konventionellen Trochoiden ist die Exzentrizität bei diesen Profilen nicht konstant, sondern variiert periodisch [Zia12b]. Die Grundgleichungen der hier vorgestellten Profilformen sind im **Anhang 11.3**

zusammengestellt. Eine mathematische Beschreibung zu den im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Parametern folgt in **Kap. 6.1**.

Ziaei [Zia07, Zia12a, Zia12b] untersucht derartig komplexe, verkürzte Trochoide höherer Ordnung und klassifizierte diese anhand der in den Grundgleichungen frei wählbaren Funktionen f_i . Für komplexe Epitrochoide (E-Profile) und Hypotrochoide (H-Profile) gilt folgender Zusammenhang dieser Funktionen:

E-Profile:

$$f_{x1} = f_{y1}, f_{x2} = f_{y2}, f_{x3} = f_{y3}, f_{x4} = f_{y4} \text{ usw.} \quad \text{Gl. 2.4}$$

H-Profile:

$$f_{x1} = -f_{y1}, f_{x2} = -f_{y2}, f_{x3} = -f_{y3}, f_{x4} = -f_{y4} \text{ usw.} \quad \text{Gl. 2.5}$$

Weisen die f_x -Funktionen den entsprechenden f_y -Funktionen betragsmäßig gleiche Werte mit beliebigem Vorzeichen auf, entstehen hybride komplexe Trochoide (M-Profile) [Zia12b]. Während Ziaei in seinen Untersuchungen die Faktoren f als Funktionen der Profilexzentrizität betrachtet, werden in dieser Arbeit lediglich Funktionen in Abhängigkeit von der Mitnehmeranzahl n betrachtet. Die Profilexzentrizität ist somit als direkte Eingangsgröße in den Grundgleichungen der Profile nicht mehr explizit zu finden. Vielmehr ist eine zusätzliche Randbedingung für die Funktionsparameter erforderlich, welche die Profilexzentrizität festschreibt. Ziaei [Zia12a, Zia12b] konnte in theoretischen Untersuchungen zeigen, dass sich der modifizierte Reibdauerbeanspruchungsparameter (MFFDP) durch den Einsatz derartig optimierte Profiltypen im Vergleich zum genormten P3G-Profil oder auch einem Evolventenprofil um 50 % (E-T03) bzw. 80 % (M-T04) reduzieren lässt (s. Abb. 2.31).

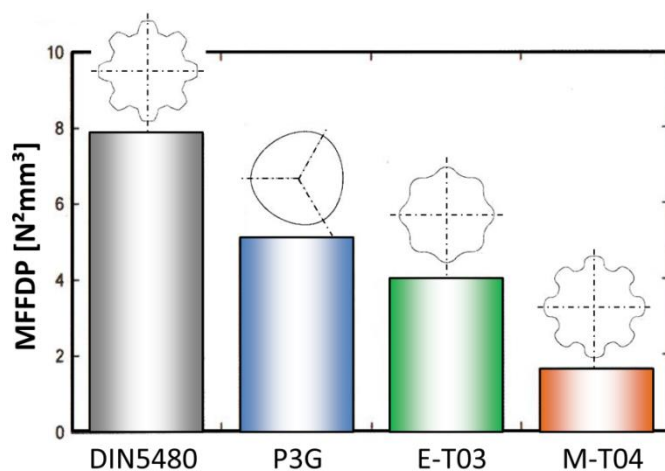


Abb. 2.31: Analytisch ermittelte Maximalwerte des Reibdauerbeanspruchungsparameters (MFFDP) für unterschiedliche Profiltypen nach Ziaei [Zia12a]

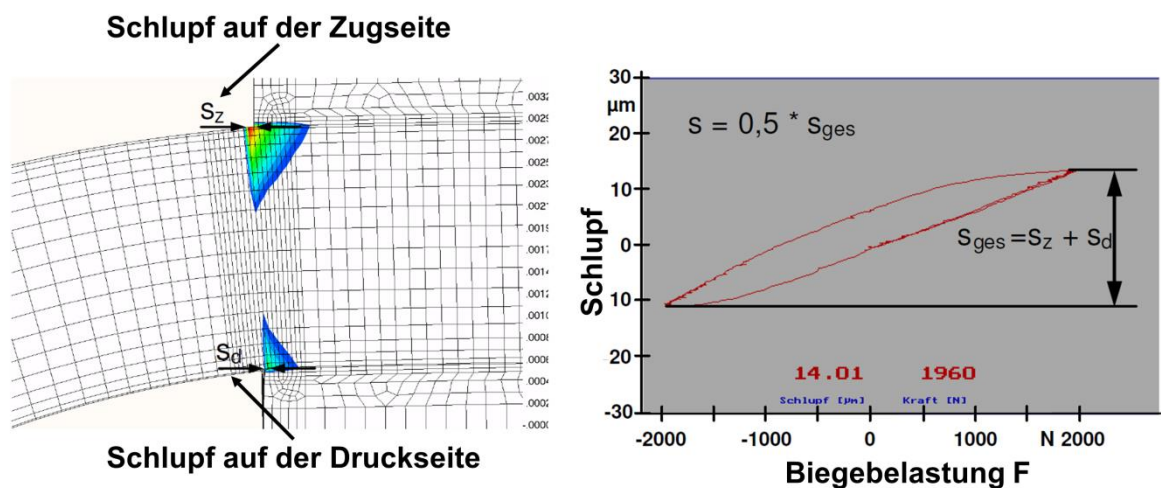
2.3.2 Kraftschlüssige Welle-Nabe-Verbindungen

Die Kraft- und Drehmomentübertragung bei kraftschlüssigen (auch als „*reibschlüssig*“ bezeichnet) Welle-Nabe-Verbindungen wird durch die in der Kontaktfläche von Welle und Nabe erzeugten Normal- bzw. Reibungskräfte bewirkt. Die Normalkräfte sind eine Folge von senkrecht wirkenden Druckspannungen in der Kontaktfläche beider Bauteile. Da diese nach

dem Fügeprozess weiterhin vorhanden sind und keine äußeren Kräfte wirken, werden diese Spannungen als Eigenspannungen bezeichnet. [Kol84]

Reibschlüssige Welle-Nabe-Verbindungen werden zunächst nach der Art des Reibschlusses in mittelbare und unmittelbare Verbindungen unterteilt. Bei mittelbarem Reibschluss wird ein zusätzliches Element wie beispielsweise ein Spannsatz benötigt, um die erforderliche Flächenpressung zwischen Welle und Nabe zu erzeugen. Zwischen dem Nabeninnendurchmesser und dem Wellenaußendurchmesser ist hierzu ein entsprechender Spalt vorzusehen. Beide Bauteile haben hierbei in der Regel keinen direkten Kontakt entlang ihres Umfangs. Im Gegensatz hierzu sind die beiden Durchmesser bei der Herstellung einer unmittelbaren Verbindung mit einem Übermaß ausgeführt. Die größte Gruppe der reibschlüssigen Welle-Nabe-Verbindungen stellt die Gruppe der zylindrischen Querpressverbände dar. Aufgrund der Analogien zu dem im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Verfahren wird nachfolgend ausschließlich dieser Verbindungstyp betrachtet. Längspressverbände, Kegelpressverbände oder weitere unmittelbare reibschlüssige Verbindungen sind in der nachfolgenden Betrachtung daher ausgenommen.

Beim Fügen von derartigen zylindrischen Querpressverbänden wird die Nabe, die einen geringeren Innendurchmesser als die Welle aufweist, entweder mittels Öldruck aufgeweitet oder infolge einer Erwärmung und der damit einhergehenden thermischen Ausdehnung vergrößert. Nach der Positionierung der aufgeweiteten Nabe auf der Welle schrumpft diese und es treten Druckspannungen in der Fügefläche auf. Je höher dieser Fugendruck, desto größer sind zum einen die elastischen Verformungen und Eigenspannungen in den Bauteilen und zum anderen steigt die Reibdauerbeanspruchung an [Kol84]. Infolge der Umlaufbiegebeanspruchung tritt am Übergangsbereich der Welle-Nabe-Verbindung Schlupf, also eine Relativbewegung der beiden Bauteile ein [Sch10] (s. Abb. 2.32).



Schlupf (Zugseite):	s_z	Schlupf (Druckseite):	s_d
Schlupf (gesamt):	$s = \frac{ s_z + s_d }{2}$		Gl. 2.6

Abb. 2.32: Definition von Schlupf eines zylindrischen Querpressverbandes unter einmaliger Biegelast nach Schwämmle [Sch10]

Infolge dieser Relativbewegung an der Stirnseite der Nabe unter Umlaufbiegung tritt bei Querpressverbänden in der Regel eine Reibdauerbeanspruchung auf, die aufgrund von

Schäden der Bauteiloberflächen zu einem Reibdauerbruch führen kann. Diese Schädigung steigt bei gleicher Relativbewegung mit zunehmendem Fugendruck bis ca. 70 MPa an und erreicht dann einen Grenzwert. In der Praxis übliche Fugendrucke von Querpressverbänden liegen in diesem Bereich oder teilweise höher, weswegen grundsätzlich eine relativ hohe Schädigung bei auftretenden Relativbewegungen eintritt [Sch10].

Das tribologische System in der Kontaktfläche zwischen Welle und Nabe wird neben der Flächenpressung und der Relativbewegung auch durch die Faktoren Oberflächentopografie beider Bauteile und Schmierstoff beeinflusst. Schmierstoff ist beim Fügen thermischer Querpressverbände unnötig und so befinden sich in der industriellen Praxis lediglich Ölrückstände auf den Bauteilen, welche die Reibung in der Kontaktfuge reduzieren. Hinsichtlich der Oberflächenrauigkeiten fand Hahne [Hah69] heraus, dass je kleiner das arithmetische Mittel aus den Rauigkeiten R_a der Welle und der Nabe an den Kontaktflächen gewählt wird, desto höhere Haft- und Rutschkräfte ergeben sich. Bei den Reibungskoeffizienten wird zum einen nach Haft- und Gleitreibungswerten und zum anderen nach der Richtung der Relativbewegung, Längs- oder Umfangsrichtung, unterschieden. [Kol84]

Mögen wir noch so viele Eigenschaften haben, die Welt achtet vor allem auf unsere schlechten.

Molière (eigentlich Jean-Baptiste Poquelin; 1622 - 1673, Paris, Frankreich)

3 Charakteristika des Fügens durch Umformen

In diesem Kapitel sollen die bisherigen Erkenntnisse aus dem Stand der Technik zu bereits untersuchten und zuvor dargestellten Umformfügeverfahren aus dem Bereich der Massivumformung herangezogen und mit neuen, im Rahmen dieser Arbeit erlangten Erkenntnissen ergänzt werden, um charakteristische Merkmale und Anforderungen von Umformfügeverfahren aus dem Bereich der Massivumformung abzuleiten. Diese Charakteristika betreffen den gesamten Entwicklungs- und Entstehungsprozess eines mittels Umformfügeverfahren hergestellten Bauteils bzw. einer solchen Komponente.

3.1 Allgemeine Anforderungen an Umformfügeprozesse

Das umformtechnische Fügen erlaubt die Verbindung artverschiedener Werkstoffe, welche sich mittels thermischer Fügeverfahren, wie beispielsweise Schmelzschweißverfahren, aufgrund unterschiedlich hoher Schmelzpunkte nicht verbinden lassen. Durch diese Möglichkeit ergibt sich ein signifikant erweitertes Spektrum an Werkstoffkombinationen. Die oftmals nur form- oder kraftschlüssige Verbindungsart erlaubt jedoch das Eindringen von Feuchtigkeit in den Kontaktpalt infolge der Kapillarwirkung. Werden zwei metallische Werkstoffe mit deutlich unterschiedlichem Lösungspotenzial verbunden, wirkt die in der Kontaktfuge vorhandene Feuchtigkeit als Elektrolyt und fördert die Kontaktkorrosion des unedleren Metalls, welches die Anode darstellt (s. Abb. 3.1 a). Das Ausmaß der Kontaktkorrosion wird minimiert, wenn...

- die Potenzialdifferenz minimal gewählt wird,
 - die Fügepartner korrosionshemmende Deckschichten aufweisen bzw. bilden oder
 - die Leitfähigkeit des Elektrolyten minimal ist (Schmierstoff anstelle von Wasser).
- [Wen98, Roo02]

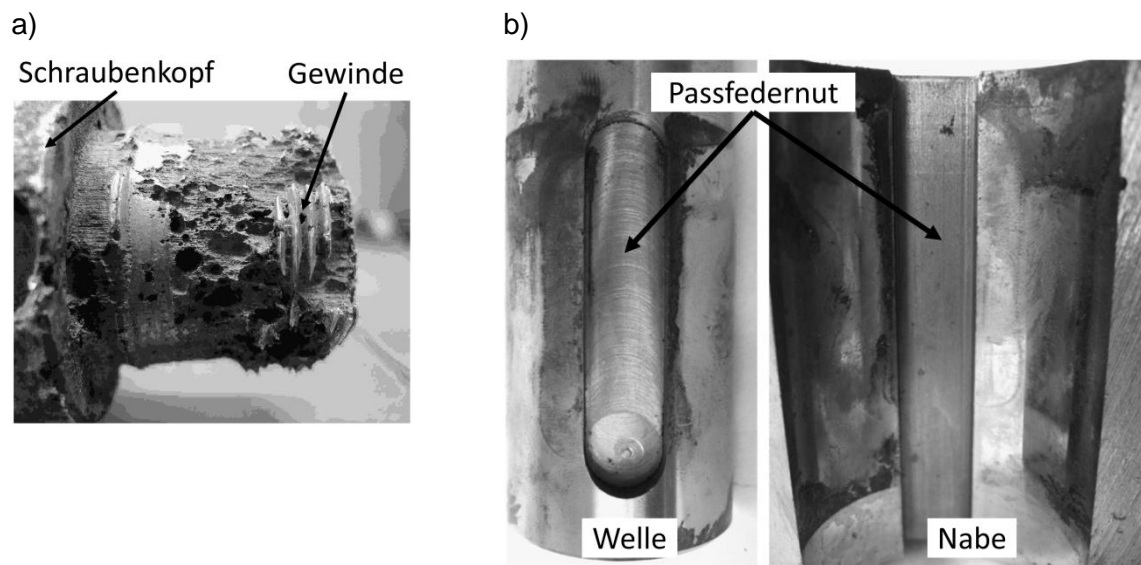


Abb. 3.1: a) Kontaktkorrosion am Beispiel einer Mutter-Schraube-Verbindung [Kor14] und b) Reibkorrosion einer Welle-Nabe-Verbindung mit Passfeder [Vid07]

Neben der Kontaktkorrosion kann bei umformtechnisch gefügten Verbindungen zusätzlich die Reibkorrosion (s. Abb. 3.1 b) als Versagensfall auftreten. Der hierbei entscheidende Mechanismus ist die Zunahme der wahren Kontaktfläche und der freien, metallischen Partikel in der Trennfuge. Verursacht werden diese Effekte infolge der kombinierten Beanspruchung aus Flächenpressung und Schlupf, der unter Last infolge der elastischen Verformung in der Trennfuge auftritt. Hierdurch kommt es zu plastischen Deformationen der Asperiten oder zu einem Abscheren dieser. Die tribochemisch aktivierten Partikel in der Trennfuge reagieren mit dem Sauerstoff der Umgebung und führen zu Verschleißmechanismen wie Abrasion, Adhäsion, Oberflächenzerrüttung oder tribochemischen Reaktionen [Czi92].

Bei der Werkstoffauswahl für eine Welle-Nabe-Verbindung ist daher, sofern möglich, auf eine geeignete Kombination der Werkstoffe zu achten. Im Vergleich zum Fügen mittels Schmelzschweißverfahren ist beim umformtechnischen Fügen eine werkstoffliche Trennung der gefügten Bauteile einfacher zu realisieren, welche zum Beispiel beim Recycling-Prozess mehrere Vorteile bietet. Dahingegen weisen umformtechnisch hergestellte Fügeverbindungen nahezu immer einen Fügespalt auf, der sich, auch wenn er nur im Bereich der Oberflächenrauigkeit der Fügepartner zu finden ist, hinsichtlich des Korrosionsverhalten nachteilig auswirkt und die Werkstoffauswahl mit Bezug auf die Einsatzbedingungen einschränkt.

3.2 Tribologische Anforderungen beim Fügen durch Umformen

In der Regel ist für das Umformen metallischer Werkstoffe ein Schmierstoff zur Vermeidung des direkten metallischen Kontakts zwischen Werkstück und Werkzeug erforderlich, der zu Schäden am Bauteil oder Werkzeug führen kann. Für die meisten Anwendungsfälle kommen flüssige Schmierstoffe auf Mineral- oder Syntheseölbasis sowie natürliche Öle zum Einsatz. Des Weiteren werden pastöse, fettartige und feste Substanzen oder Folien eingesetzt, da diese eine erhöhte oberflächentrennende Wirkung besitzen. Für die Verfahren des Kaltfließpressens ist das Aufbringen der Schmierstoffe auf die Werkstücke direkt nicht möglich und es kommen

Schmiermittelträgerschichten wie Zinkphosphatschichten (Konversionsschichten) zum Einsatz. [Klo06] Die Anforderungen an den Schmierstoff für die Blech- und Massivumformung sind in knapper Form in Abb. 3.2 dargestellt.

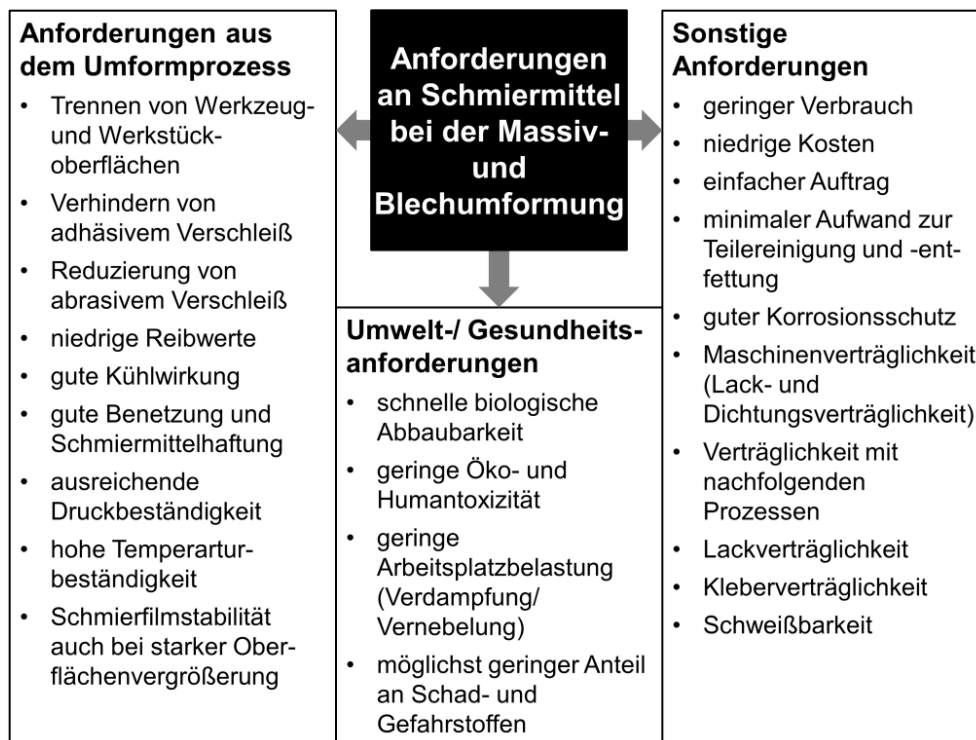


Abb. 3.2: Anforderungen an ein Schmiermittel für die Umformtechnik [Klo06]

Aus Sicht eines der Gebrauchseigenschaften einer umformtechnisch gefügten Komponente ist die Kontamination der Fügefläche mit Schmierstoff möglichst immer zu vermeiden. Eine Ausnahme hierbei gilt jedoch, sofern der Schmierstoff als Korrosionsschutz während des Gebrauchs dienen soll bzw. muss. Die teilweise kraft- bzw. reibschlüssige Verbindungsart erfordert hohe Haftreibungskoeffizienten, die bei einer mit Schmierstoff verunreinigten Fügefläche nicht erreicht werden. Ein genereller Verzicht des Schmierstoffes beim Umformfügen ist jedoch nur bedingt möglich, da der auftretende adhäsive Kontakt beider Fügepartner während des Prozesses zu einem meist nur schwer reproduzierbaren Werkstofffluss und oftmals zu hohen Presskräften führt. Ebenso haben die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen zur Herstellung einer kraft- und formschlüssigen Verbindungsart gezeigt, dass hohe Reibungskräfte die vollständige Ausformung behindern und teilweise gänzlich unmöglich machen.

Neben dem Schmierstoff sind die beiden Kontaktflächen der Fügepartner stets wesentlicher Bestandteil des tribologischen Systems und beim Umformfügen zu berücksichtigen. Auch hier besteht die Herausforderung, die Prozess- und Bauteilanforderungen im späteren Einsatz der Komponente zu erfüllen. Der Prozess erfordert eine möglichst glatte Kontaktfläche des härteren Fügepartners zur Reduzierung der Reibungskräfte. Zur Steigerung der Verbindungsfestigkeit ist eine mikromechanische Verhakung beider Bauteile notwendig. Dies erfordert eine entsprechend hohe Rauigkeit der Kontaktfläche des härteren Fügepartners, da der weiche Fügepartner dessen Oberflächenstruktur adaptiert.

Eine Ausnahme der beschriebenen Herausforderungen bilden die Verfahren des gemeinsamen Fließpressens bzw. des Kaltpressschweißens. Hier sind teilweise stark strukturierte Kontaktflächen notwendig, um einen stoffschlüssigen Verbund zu erzeugen. Ebenso ist eine Verunreinigung der Kontaktfläche nicht beabsichtigt. Hier wird der adhäsive Verschleiß beider Fügepartner absichtlich herbeigeführt, um einen Stoffschluss zu erzeugen. In der industriellen Praxis besteht jedoch die Herausforderung, den Werkzeug-Werkstück-Kontakt zu schmieren und dennoch die Kontaktflächen beider Fügepartner möglichst weitgehend frei von Schmierstoff zu halten. Dies macht die Prozesshandhabung der Bauteile und deren Schmierstoffapplikation in einem Serienprozess für Verfahren des gemeinsamen Fließpressens sehr anspruchsvoll und aus wirtschaftlicher Sicht nach heutigem Kenntnisstand wenig attraktiv.

3.3 Einfluss des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens der Fügepartner

Wie in **Kap. 2.2** dargestellt, bildet sich beim Umformfügen in der Regel eine Kombination aus form- und kraftschlüssiger Verbindungsart aus. Ebenso können entweder beide Fügepartner oder auch nur einer der Fügepartner elastisch-plastisch umgeformt werden. Der zweite Fügepartner wird bei einigen Verfahren lediglich elastisch verformt. Unabhängig davon sind umformtechnisch hergestellte Fügeverbindungen zu einem großen Teil spannungsbehaftet. Ausnahmen bilden hierbei zum Beispiel Verfahren des Drahtflechtens oder des Verlappens, welche ebenfalls nach DIN 8593-5 [DIN93-5] als Umformfügeverfahren definiert sind. Diese, in der Verbindung aufgrund des Umformfügeprozesses hervorgerufenen, Eigenspannungen sind bei der Auslegung der Verbindungsfestigkeit den Betriebslasten bzw. -spannungen stets zu addieren, wobei der vorliegende Spannungszustand infolge der Umformung in der Regel einen mehrachsigen Charakter aufweist.

Für die Prozessauslegung ist sowohl das Verhältnis der Fließspannungen als auch der Elastizitätsmodul der Fügepartner zu berücksichtigen. Beim Umformprozess ist zwischen dem Umformen beider Fügepartner (s. Abb. 3.3 a₂) und dem elastischen Verformen eines der beiden Bauteile (s. Abb. 3.3 a₁) zu unterscheiden. Soll nur ein einzelner Fügepartner umgeformt werden, darf die Fließspannung dieses Bauteils während des Fügeprozesses die Streckgrenze des Fügepartners nicht überschreiten (a₁). Bei der gleichzeitigen Umformung beider Fügepartner sollten deren Fließspannungen das gleiche Niveau aufweisen. In Abhängigkeit von den Fließkurven sowie der Verfestigung tritt plastisches Fließen beider Werkstücke in der Kontaktfläche erst dann ein, wenn beide Fügepartner die gleiche Fließspannung aufweisen (s. Abb. 3.3 a₂).

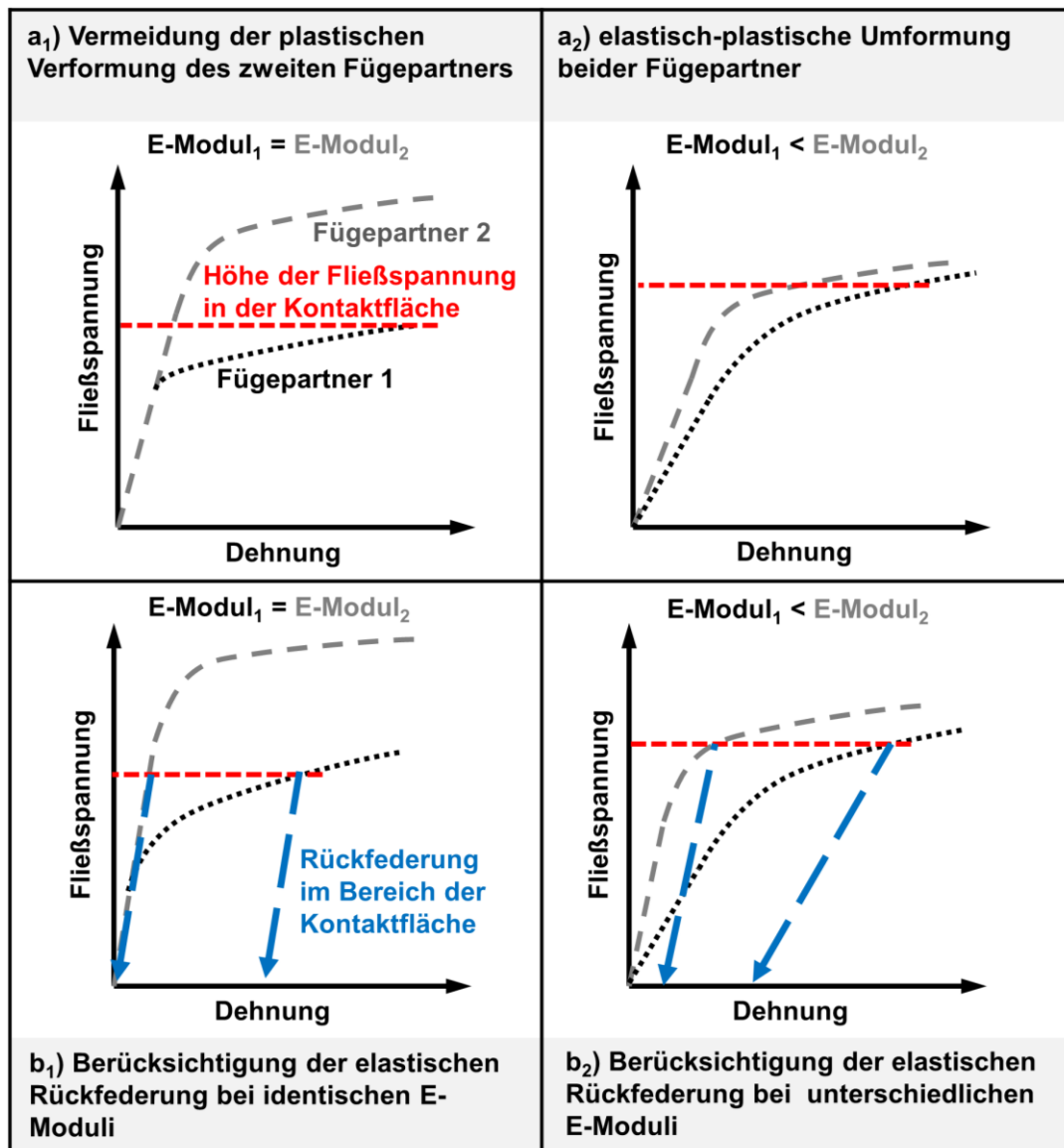


Abb. 3.3: Schematische Darstellung des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens zweier Fügepartner in deren Kontaktfläche a) während des Umformfügeprozess und b) nach dem gemeinsamen Entlasten für unterschiedliche Werkstoffkombinationen

Nach der Entlastung muss sich in Abhängigkeit von den Elastizitätsmoduli und der im Körper verbleibenden Spannungen eine bleibende, elastische Dehnung in der Kontaktfläche ausbilden, welche die notwendige Kraftkomponente für einen Reibschluss liefert. Um die Entstehung eines Spaltes nach dem Entlasten von reibschlüssigen Verbindungen zu vermeiden, sollte der weichere Fügepartner keine geringere Fließspannung aufweisen.

Hinsichtlich des Fließspannungsverhältnisses gibt Lange [Lan93] beim gemeinsamen Fließpressen ein maximales Verhältnis von 5 an. Liewald et al. [Liew14] konnten jedoch zeigen, dass höhere Verhältnisse möglich sind. Hierbei ist zu beachten, dass bei einem großen Fließspannungsverhältnis entweder der Volumenanteil des festeren Fügepartners reduziert werden muss oder der weichere Fügepartner stets keine freie Umformung erfährt.

Sofern die Verbindung keinen Form- oder Stoffschluss aufweist und somit rein reibschlüssig vorliegt, erfolgt eine Berechnung der übertragbaren Kräfte oder Momente anhand des

Zusammenhangs von Reibungs- und Normalkraft in der Kontaktfläche (s. Gl. 3.1) nach Coulomb.

$$\mu = \frac{\textit{Reibungskraft}}{\textit{Normalkraft}} \quad \text{Gl. 3.1}$$

Insbesondere aufgrund der Unzulänglichkeit bei der Bestimmung der Gleit- und Haftreibungszahl in der Kontaktfläche und der oftmals inhomogenen Verteilung der Flächenpressung und somit der Normalkraft ist lediglich eine grobe Näherung zur Reibungskraft in der Verbindung möglich. Zur numerischen Bestimmung der Flächenpressung in der Kontaktfläche steht heutzutage die FEM-Simulation zu Verfügung, welche in Abhängigkeit von der Güte der vorhandenen Materialdaten und der Abbildung des tribologischen Systems während des Umformfügeprozesses erste sehr gute Anhaltswerte für den Kontaktdruck liefert. Im Bereich des umformtechnischen Fügens rotationssymmetrischer Komponenten ist die experimentelle Bestimmung des Kontaktdruckes mittels analytischer Berechnung anhand der gemessenen elastischen Dehnung bzw. der Verschiebung der Außenkontur des außenliegenden Fügepartners sowie der Kenntnis von dessen Wanddicke möglich. Hierbei können jedoch nur Kontaktdrücke für kreiszylindrische Kontaktflächen bei dünnwandigen, außenliegenden Fügepartnern berechnet werden. Mit zunehmender Wanddicke des außenliegenden Fügepartners zeichnet sich keine messbare, elastische Dehnung an dessen Außenkontur ab, wodurch eine Berechnung des Kontaktfugendrucks mittels dieses einfachen messbaren Bauteilkennwerts nicht möglich ist.

Worten sollten Taten folgen.

(Unbekannt)

4 Problemstellung, Zielsetzung und Vorgehen

Der recherchierte Stand der Technik dieser Arbeit zeigt eine Vielzahl an wissenschaftlichen und industriellen Untersuchungen und Verfahrensentwicklungen auf dem Gebiet des umformtechnischen Fügens in der Rohr- und Massivumformung. Während Umformfügeverfahren aus dem Bereich der Blech- oder Rohrumformung bereits seit Jahrzehnten Anwendung in der industriellen Praxis finden, wie das Beispiel der gebauten Nockenwelle zeigt, finden sich Untersuchungen zum Umformfügen in der Kaltmassivumformung zum Großteil derzeit nur auf dem wissenschaftlichen Gebiet. Hinderungsgründe für eine industrielle Umsetzung dieser Verfahren sind häufig offene Fragestellungen zum tribologischen System der Trennfuge während und nach dem Umformprozess oder die teilweise hohen verbleibenden Eigenspannungen in den Bauteilen infolge hoher Kontaktdrücke, die zu einer Reduzierung der nachfolgend ertragbaren Betriebslasten führen. Bei den bereits bekannten Umformfügeverfahren aus dem Bereich der Innenhochdruckumformung oder dem Fügen durch Aufweiten von Rohren kommen verfahrensbedingt nur sehr dünnwandige Hohlwellenquerschnitte zum Einsatz, die bereits während des Fügeprozesses aufgrund ihrer geringen Wanddicke und somit der geringeren ertragbaren Innendrücken zu kleineren Flächenpressungen in der Kontaktfläche führen. Nach dem Entlasten tritt infolge der geringeren Steifigkeit des Wellenquerschnitts in radialer Richtung zusätzlich eine stärkere Rückfederung der Hohlwelle und somit eine größere Reduzierung des Kontaktfugendrucks auf.

Für unlösbare Welle-Nabe-Verbindungen zeigt der Stand der Technik, dass insbesondere bei der Herstellung formschlüssiger Verbindungen ein hohes Potenzial hinsichtlich der Drehmomentübertragungsfähigkeit vorhanden ist. Dieses ergibt sich in erster Linie durch den Einsatz angepasster Nabeninnenprofile, die die Vorteile der klassischen Keilwellen- und Polygonwellenverbindung vereinen. Zum einen tritt dabei infolge der weichen bzw. stetigen Übergänge zwischen Flanke und Mitnehmerfuß- bzw. Mitnehmerkopfbereich eine geringe Kerbwirkung auf, zum anderen weisen diese Profiltypen im Vergleich zu einer konventionellen P3G-Polygonverbindung höhere Mitnehmerzahlen auf. Aufgrund zu großer und somit für den Fügeprozess oftmals unzureichender Fertigungstoleranzen der beiden Fügeflächen an Welle und Nabe bei deren Herstellung mit aktuell vorhandenen Fertigungsverfahren können derartige Vorteile jedoch nur bedingt umgesetzt werden. Diese herstellungsbedingte Fertigungstoleranz und das zum Verbinden notwendige Fügenspiel führen oftmals zu einem Betriebsspiel der verbundenen Bauteile. Das umformtechnische Fügen der beiden Fügepartner, Welle und Nabe, jedoch zeigt eine Lösungsmöglichkeit, wie derartige Herausforderungen überwunden werden können und erlaubt zusätzlich eine Steigerung der Verbindungseigenschaften durch den sich verfahrenstechnisch einstellenden Kontaktfugendruck beim Fließpressen.

Neben den genannten Vorteilen des umformtechnischen Fügens einer Welle-Nabe-Verbindung mittels Fließpressen finden sich noch offene weitere Fragenstellungen und Herausforderungen. Hierzu zählt unter anderem die Einstellung des tribologischen Systems der Kontaktfuge derart, dass beim Umformfügen möglichst niedrige Gleitreibungszahlen vorhanden sind und im gefügten Zustand möglichst hohe Haftreibungszahlen erreicht werden. Ebenso ist zu klären, welche Profilparameter das Nabeninnenprofil aus umformtechnischer Sicht aufweisen muss, um möglichst optimale Bauteileigenschaften zu erzielen. Aus Sicht der späteren Bauteileigenschaften sind beispielsweise eine möglichst große Mitnehmeranzahl oder eine große Profilexzentrizität anzustreben. Beides führt jedoch beim Umformfügen zu einem Anstieg der Prozesskräfte, zu einer Zunahme der Rundheitsabweichung der Nabenaußenkontur und zu einer stark inhomogenen Spannungsverteilung in der Nabe und sollte aus Prozesssicht eher vermieden werden. Zuletzt bleibt zu klären, wie bei sehr dünnwandigen und gehärteten Nabenquerschnitten mit Nabeninnenprofil das Auftreten von Rissen oder einem Sprödbruch während des Prozesses, bei dem nochmals deutlich höhere Innendrucke und somit tangential Zugspannungen in der Nabe im Vergleich zum gefügten Zustand auftreten, vermieden werden kann.

Ausgehend vom heutigen Stand der Technik bietet die umformtechnische Herstellung einer form- und kraftschlüssigen Welle-Nabe-Verbindung die Möglichkeit, hohe Kontaktfugendrucke in der Trennfuge zu erzeugen und komplexe Nabeninnenprofile einsetzen zu können. Gleichzeitig können Tolerierungsprobleme vernachlässigt werden, da mindestens ein Fügepartner umgeformt wird und sich somit der vorhandenen Kontaktfläche des anderen Fügepartners geometrisch anpasst. Der Stand der Technik lässt jedoch zahlreiche Fragen und Herausforderungen insbesondere beim Umformfügen auf dem Gebiet der Kaltmassivumformung und dem Fließpressen im Speziellen offen. Zu den ungelösten Problemen bei der umformtechnischen Herstellung von Welle-Nabe-Verbindungen, so zeigt der vorausgehend dargestellte Stand der Technik, zählen unter anderem im Bereich der Rohrumformung die verfahrenstechnisch begrenzte Wanddicke der Hohlwelle bzw. des Rohres. Größere Wanddicken oder der Einsatz von Vollquerschnitten der Welle erlauben eine Steigerung der Verbindungsfestigkeit infolge höherer Kontaktfugendrucke (**Kap. 2.2.1**). Im Bereich der Massivumformung gibt es bereits Untersuchungen zum Fügen einer Vollwelle anstelle einer Hohlwelle mit einer Nabe, wobei hier der Kontaktfugendruck teilweise mittels eines thermischen Querverbandes unmittelbar im Anschluss an den Fügeprozess durch Schrumpfen der erwärmten Nabe erfolgt und nicht durch die Umformung selbst erzeugt wird (**Kap. 2.2.2.2**). Die hierbei eingesetzten Verfahren sind in der Regel das Einpressen der Welle, welches Analogien zur Herstellung eines Längspressverbandes aufweist, oder das Stauchen, welches aber aufgrund der abnehmenden Stauchhöhe nur begrenzte axiale Fügelängen erlaubt. Ebenso weisen die Naben, die im Rahmen dieser Untersuchungen verwendet wurden, einen eher dickwandigen Charakter und keine Nabeninnenprofile bzw. Nabeninnenprofile mit sehr geringer Profilexzentrizität auf. Des Weiteren erlaubt das Erwärmen der Naben nicht den Einsatz von bereits gehärteten Naben.

Das wissenschaftliche Ziel dieser Arbeit besteht somit aus der Verfahrensentwicklung des umformtechnischen Fügeprozesses einer Vollwelle mit einer dünnwandigen, gehärteten und

innenprofilierter Nabe mittels Quer-Fließpressen der Welle im Fügebereich. Hierzu zählen unter anderem die Ermittlung und Darstellung von Wirkzusammenhängen wie beispielsweise dem Einfluss des tribologischen Systems, der Nabeninnenkontur und der radialen Nabenvorspannung auf Vorgangsgrößen während des Umformfügeprozesses und die späteren Gebrauchseigenschaften für diesen spezifischen Fall. Hierfür erfolgen zunächst eine numerische Verfahrensanalyse (**Kap. 7**), die die Ermittlung von Materialdaten der Untersuchungswerkstoffe voraussetzt (**Kap. 5**), und die Werkzeugauslegung und -konstruktion (**Kap. 6**) zum einstellbaren, radialen Vorspannen der Naben während des Umformfügeprozesses. Ausgehend von den numerischen Voruntersuchungen werden die zuvor erwähnten Fragestellungen zum tribologischen System, dem Nabeninnenprofil und der radialen Nabenvorspannung in drei Versuchsreihen (**Kap. 8.3, 8.4, 8.5**) experimentell betrachtet. Das Vorgehen sowie die Analysemethodiken für diese Versuchsreihe sind in den **Kap. 8.1** und **8.2** dargestellt und erläutert. Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen sollen einen Beitrag zur Prozess- und Bauteilgestaltung für das umformtechnische Fügen einer Welle-Nabe-Verbindung leisten, indem unterschiedliche Profilparameter, Vorspannungszustände und tribologische Bedingungen eingestellt und deren Einflüsse analysiert werden. Anhand der so erarbeiteten Ergebnisse sollen abschließend allgemeine Anforderungen, Einflüsse und Wirkzusammenhänge für das umformtechnische Fügen eines Fertigteils und eines beim Fügen mittels Umformverfahren hergestellten Bauteils abgeleitet werden.

Wir werden vom Schicksal hart oder weich geklopft, es kommt auf das Material an.

Marie von Ebner-Eschenbach (1830 - 1916, Wien, Österreich)

5 Charakterisierung der Versuchswerkstoffe

Zur numerischen Analyse (s. **Kap. 7**) des Umformfügeprozesses, welche in dieser Arbeit auch Grundlage für die spätere Werkzeuggestaltung und dessen Auslegung ist, werden im Rahmen dieses Kapitels das elastisch-plastische Werkstoffverhalten und die Werkstoffeigenschaften dargestellt. Neben der Einordnung des Wellen- und Nabenwerkstoffes hinsichtlich deren Legierungsbestandteile, mechanischen Kennwerte und Einsatzmöglichkeiten stehen hier die Ermittlung von Fließkurven und Elastizitätsmoduli der beiden Werkstoffe im Mittelpunkt. Bei den im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen wurde als Wellenwerkstoff der Einsatzstahl 16MnCrS5 (1.7139) und als Nabenwerkstoff der Vergütungsstahl 42CrMo4 (1.7225) verwendet. Die Charakterisierung der beiden Werkstoffe ist nachfolgend in den **Kap. 5.1** und **5.2** beschrieben.

5.1 Wellenwerkstoff 16MnCrS5

Als Wellenwerkstoff wird in dieser Arbeit der häufig für Getriebeteile und im Bereich des Kaltfließpressens verwendete Einsatzstahl 16MnCrS5 in zwei unterschiedlichen Gefügeständen eingesetzt. Die Legierungsbestandteile dieses Werkstoffes sind gemäß DIN EN 10084 [DIN84] in Tab. 5.1 dargestellt.

Tab. 5.1: Legierungsbestandteile des Wellenwerkstoffes 16MnCrS5 [DIN84]

Chemisches Formelzeichen	C	Si	Mn	Cr	S
Anteil in [%]	0,14-0,19	max. 0,40	1,00-1,30	0,80-1,10	0,020-0,040

Stähle mit perlitischer Gefügestruktur weisen sehr hohe Festigkeiten auf, die als Eigenschaft im Endprodukt oftmals erwünscht sind, sich jedoch im Herstellungsprozess mittels Kaltumformung als nachteilig erweisen. In der industriellen Praxis werden diese Stähle daher einer vorausgehenden Wärmebehandlung – dem Glühen auf kugeligem Zementit (GKZ-Glühen) – unterzogen und im weichgeglühten Zustand umgeformt. Hierbei wird ein Gefüge aus eingeformtem Zementit, der in einer ferritischen Matrix eingebettet ist, angestrebt, das eine sehr gute Umformbarkeit gewährleistet. Nach der umformtechnischen Verarbeitung erfolgt ein Normalisierungsglühen, um das Festigkeitsniveau entsprechend anzuheben [Hop12]. Der Wellenwerkstoff wird im Rahmen dieser Arbeit in den beiden Wärmebehandlungszuständen ferritisch-perlitisch-geglüht (FP-Zustand) und geglüht auf kugelig eingeformten Zementit (GKZ-Zustand) umgeformt. Der FP-Zustand weist ein reines Ferrit-Perlit-Gefüge (Schwarz-Weiß-Gefüge) auf. Das GKZ-Glühen wird angewendet bei übereutektoiden Stählen mit einem Kohlenstoffgehalt > 0,8 %. Der Stahl wird dabei auf eine Temperatur knapp oberhalb der ersten Umwandlungslinie (Ac1, ca. 680-700 °C) erwärmt und gehalten. Im Vergleich zum Weichglühen liegen die Haltezeiten jedoch deutlich höher und richten sich nach dem gewünschten Einformungsgrads des Zementits in der Ferritmatrix.

Nach [Hop12] sinken die mechanischen Kennwerte des Werkstoffes bereits nach einer Haltezeit von ca. 1 Std. Für einen Einformungsgrad der Karbide von 85-90% ist eine Haltezeit von ca. 8 Stunden notwendig. Die Abkühlung erfolgt ohne besondere Anforderungen an Luft. Die sich einstellenden Gefügestrukturen sind in Abb. 5.1 dargestellt. Zunächst sind für beide Werkstoffe Seigerungen in den beiden Teilbildern a) und b) erkennbar. In Bild b) ist die lamellare Struktur des perlitischen Gefügeanteils, bestehend aus Ferrit (weiß) und Zementit, erkennbar. In Teilbild a) hingegen ist keine lamellare Struktur erkennbar. Ebenso zeigen sich hier die im Ferrit eingeformten Zementitanteile und Karbide als schwarze, fast kreisrunde Punkte.

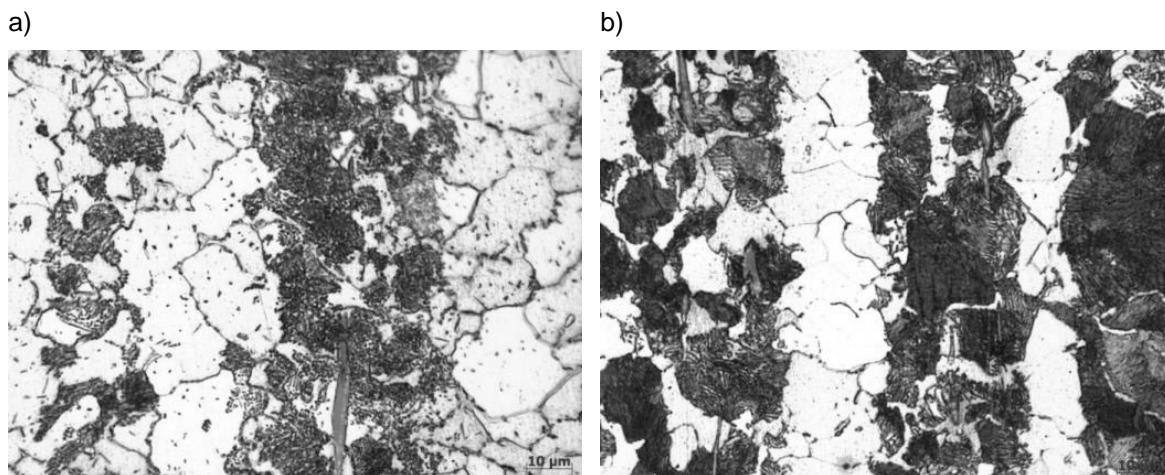


Abb. 5.1: Gefügebilder für 16MnCrS5 a) im GKZ-Zustand und b) im FP-Zustand

Gemäß [DIN81] weist der Einsatzstahl 16MnCrS5 im weichgeglühten Zustand eine maximale Brinell-Härte von 207 HB auf. Gelegt auf kugelig eingeformten Zementit (GKZ) hingegen sinkt die Härte auf unter 165 HB ab. Eine Härtemessung des GKZ-geglühten Probenmaterials ergab einen mittleren HB-Wert von 156,5/2,5/187,5, der somit den Anforderungen gemäß [DIN81] entspricht.

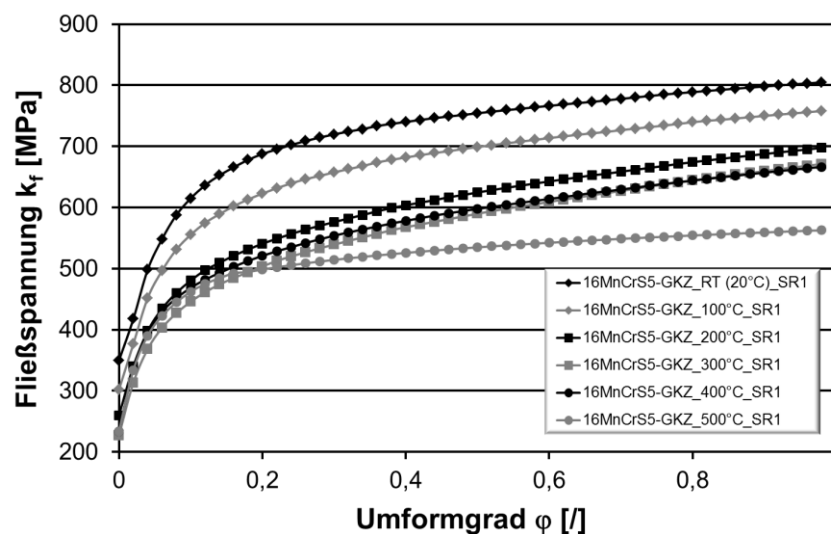


Abb. 5.2: Fließkurven des Wellenwerkstoffes 16MnCrS5 (GKZ-Zustand; Umformgeschwindigkeit: $\dot{\phi} = 1/s$)

Die weitere Materialcharakterisierung des Wellenwerkstoffes wurde mit dem thermomechanischen Prüfsystem GLEEBLE 3800c durchgeführt, wobei die Fließkurven mit einer Umformgeschwindigkeit von $\dot{\varphi} = 1/s$ und $\dot{\varphi} = 20/s$ im Temperaturbereich von 20 °C bis 500 °C ermittelt wurden. Die Fließkurven des Wellenwerkstoffes im GKZ-Zustand sind in Abb. 5.2 dargestellt.

Eine Zunahme der Umformgeschwindigkeit auf $\dot{\varphi} = 20/s$ führt zu einem Anstieg der Fließspannungen k_f um knapp 100 MPa auf 435 MPa. Die entsprechenden Fließkurven sind in Abb. 5.3 dargestellt.

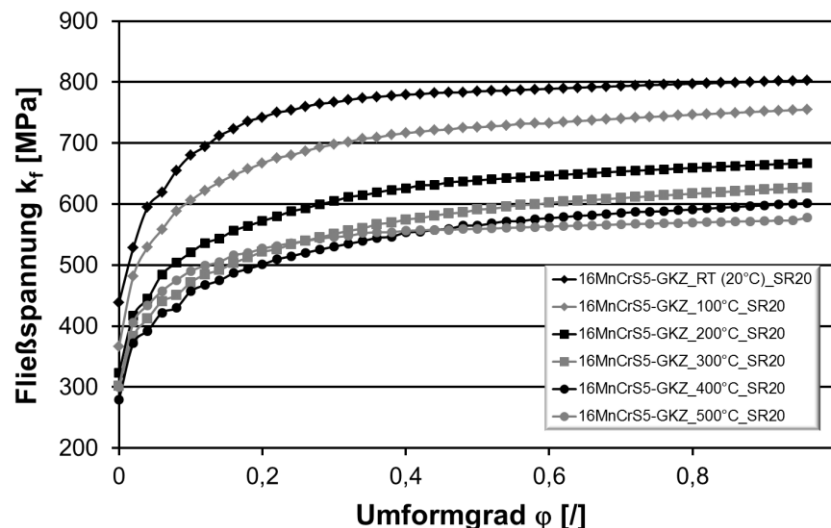


Abb. 5.3: Fließkurven des Wellenwerkstoffes 16MnCrS5 (GKZ-Zustand; Umformgeschwindigkeit: $\dot{\varphi} = 20/s$)

Die Fließkurven für den Wellenwerkstoff im Zustand ferritisch-perlitisch (FP) finden sich im **Anhang 11.1**.

5.2 Nabenwerkstoff 42CrMo4

Als Nabenwerkstoff wird der niedriglegierte, untereutektoide Stahl 42CrMo4 mit 0,42 Masseprozent Kohlenstoff verwendet. Die Legierungsbestandteile dieses Vergütungswerkstoffes sind gemäß DIN EN 10083-3 [DIN83-3] in Tab. 5.2 gegeben.

Tab. 5.2: Legierungsbestandteile des Nabenwerkstoffes 42CrMo4 [DIN83-3]

Chemisches Formelzeichen	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo
Anteil in [%]	0,38-0,42	max. 0,40	0,60-0,90	max. 0,025	max. 0,035	0,90-1,20	0,15-0,30

Der Vergütungswerkstoff 42CrMo4 zeichnet sich durch hohe Festigkeiten und Zähigkeiten im vergüteten Zustand aus und wird im Maschinen-, Anlagen- und Automobilbau für dynamisch hochbeanspruchte Bauteile, wie beispielsweise Getriebewellen, Achsen oder Pleuelstangen, verwendet.

Im Gegensatz zur Kennwertermittlung für den Wellenwerkstoff, für welchen Stauchfließkurven bestimmt wurden, da diese den Spannungszustand in der Welle während des Umformfügeprozesses besser abbilden, wurden im Rahmen der Materialcharakterisierung

des Nabenwerkstoffes Zugversuche durchgeführt. Im späteren Umformfügeprozess treten in der Nabenwandung tangentialen Zugspannungen infolge der radialen Nabenaufweitung auf, welche maßgeblich für ein Versagen dieser durch Spröbruch verantwortlich sind. Aufgrund des gehärteten Zustandes des Nabenwerkstoffes treten nahezu keine plastischen Verformungen der Nabe auf. Zur Bestimmung der mechanischen Kennwerte des Nabenwerkstoffes wurden daher Zugversuche gemäß DIN 50125 [DIN25] durchgeführt. Die Probenform entsprach hierbei der in der DIN 50125 vorgegebenen Form B mit einem Nenndurchmesser von 6 mm und einer Anfangsmesslänge von 30 mm. Die Zugproben wurden in vier unterschiedlichen Gefüge- bzw. Vergütungszuständen untersucht. Neben dem weichgeglühten Gefügestand wurden die Proben mit Vergütungshärten von 48, 50 und 54 HRC untersucht. Die ermittelten Festigkeiten in Abhängigkeit vom Wärmebehandlungszustand sind in Abb. 5.4 dargestellt.

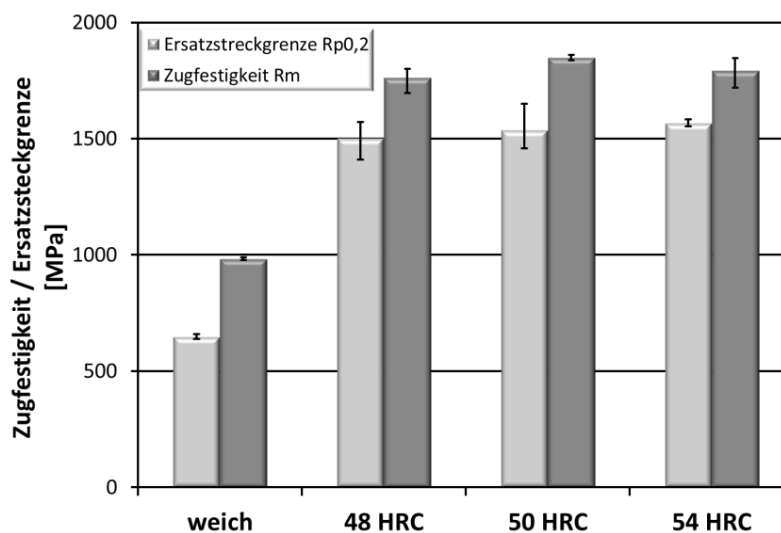


Abb. 5.4: Festigkeitswerte des Nabenwerkstoffes 42CrMo4 für unterschiedliche Vergütungszustände

Es zeigt sich, dass der Nabenwerkstoff im vergüteten Zustand eine deutlich höhere Streckgrenze sowie Zugfestigkeit aufweist als im weichen Zustand. Diese Werte steigen jedoch mit zunehmender Härte nur noch geringfügig an. Im Vergleich zum Wellenwerkstoff weist der Nabenwerkstoff im vergüteten Zustand eine ca. 4-mal höhere Streckgrenze bzw. Ersatzstreckgrenze auf.

Da im Umformfügeprozess nahezu ausschließlich elastische Deformationen der Nabe auftreten, wurden auch die Elastizitätsmoduli in Abhängigkeit von der Vergütungshärte ermittelt (s. Abb. 5.5). Es zeigte sich eine leichte Abnahme des Elastizitätsmoduls mit zunehmender Härte des Nabenwerkstoffes. Eine Erklärung hierfür ist nicht bekannt und ist nicht Ziel dieser Arbeit.

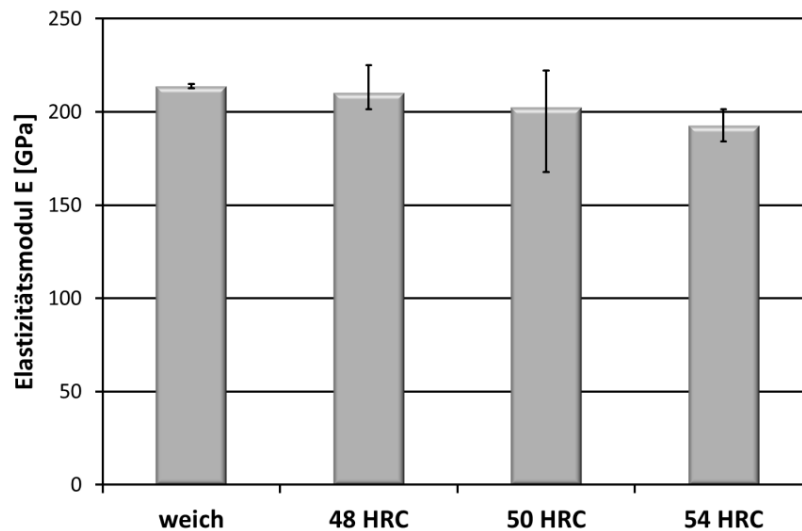


Abb. 5.5: Elastizitätsmoduli des Nabenwerkstoffes 42CrMo4 für unterschiedliche Vergütungszustände

Das Umformfügen der Welle-Nabe-Verbindung bei höheren Temperaturen (z.B. im Bereich der Lauwarmumformung) wird in dieser Arbeit nicht betrachtet. Die Herstellung einer reibschlüssigen Verbindung erfordert eine größere Rückfederung des außenliegenden Fügepartners, der Nabe, im Vergleich zur Rückfederung des innenliegenden Fügepartners, der Welle. Eine Erwärmung der Welle auf eine Temperatur oberhalb der Raumtemperatur ist aufgrund der damit verbundenen Wärmeschrumpfung nach einem Umformfügeprozess nicht geeignet für die Herstellung einer reibschlüssigen Verbindung. Der Einsatz einer erwärmten Nabe hingegen, so zeigen die Untersuchungen von Matsumoto und Hanami [Mat08, Han08, Mat09, Mat13], führt zu einer Verbesserung des Reibschlusses, erlaubt jedoch nicht den Einsatz von gehärteten Naben, da diese durch die Erwärmung angelassen werden und ihre Härte reduziert wird. Ebenfalls außer Acht gelassen wird der Einfluss der Umform- bzw. Fügegeschwindigkeit im Rahmen dieser Arbeit. Aufgrund des eher geringen Einflusses der Umformgeschwindigkeit auf das Materialverhalten des Wellenwerkstoffes (Vgl. Abb. 5.2 und Abb. 5.3) ist hier kein nennenswerter Einfluss zu erwarten. Allerdings ist anzumerken, dass eine höhere Umformgeschwindigkeit und somit eine kürzere Prozesszeit eine geringere Wärmeableitung (Konduktion), der beim Umformen auftretenden Erwärmung aus dem Fügebereich der Welle in das Werkzeug oder andere Wellenabschnitte erlaubt. Die Welle weist daher bei höheren Umformgeschwindigkeiten zum Prozessende eine höhere Temperatur im Fügebereich auf. Dies wirkt sich, wie zuvor bereits erwähnt, eher nachteilig auf die reibschlüssige Verbindungsfestigkeit aus und ist daher zu vermeiden.

Die Hoffnung ist der schlimmste Feind des Ingenieurs.

Prof. Dr.-Ing. K. Langenbeck

6 Probengeometrie und Werkzeugkonzept

6.1 Verwendete Probengeometrien

Bei der Findung einer geeigneten Probengeometrie für die Untersuchung des Umformfügeprozesses und die Ermittlung von Gebrauchseigenschaften einer Welle-Nabe-Verbindung sind mehrere Anforderungen zu erfüllen, welche sich in die beiden Bereiche Herstellungs- und Prüfungsanforderungen gliedern lassen. Der Prozess der Probengeometriefindung ist in Abb. 6.1 dargestellt.

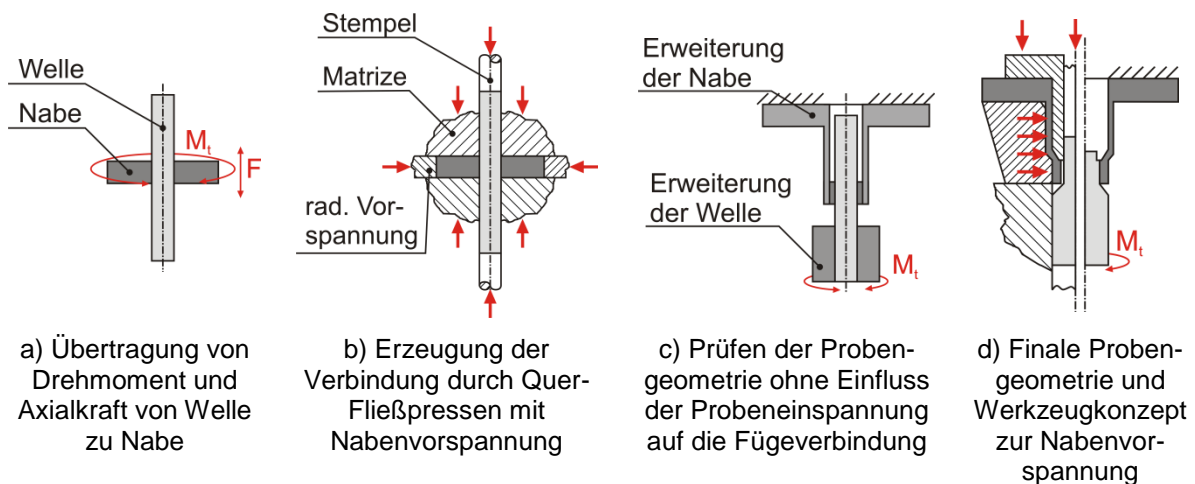


Abb. 6.1: Entwicklung einer geeigneten Probengeometrie für das Umformfügen einer Welle-Nabe-Verbindung und deren Prüfung der Torsionsfestigkeit

Zunächst ist aus Sicht der Bauteilfunktion von einer einfachen Nabe in Form einer Scheibe und einer zylinderförmigen Welle auszugehen, deren Verbindung sowohl zu Übertragung einer Axialkraft als auch eines Drehmoments genügen soll (Abb. 6.1 a). Es ist daher notwendig, dass die Welle mindestens von einer Seite axial mit Kraft beaufschlagt wird und die Nabe mindestens von einer Seite mit einer Matrize axial fixiert und radial vorgespannt wird, um einen Sprödbruch infolge tangentialer Zugspannungen zu vermeiden. Zur Realisierung des in **Kap. 2.1.2** beschriebenen Quer-Fließpressens mit entgegengesetzt wirkenden Stempeln ist sowohl die Beaufschlagung der Welle mit einer Axialkraft als auch die Fixierung der Nabe zwischen zwei Matrizenhälften notwendig (Abb. 6.1 b). Die in Abb. 6.1 unter c) gezeigten Modifikationen zum Finden der am besten geeigneten Probengeometrie ergeben sich aus der Anforderung, dass die Einspannung der Proben zur Prüfung der Torsionsfestigkeit der Verbindung keinen Einfluss auf den Fügebereich z.B. durch Klemmen aufweisen darf. Die Einspannbereiche der Welle und der Nabe sind daher vom Fügebereich entkoppelt. Bei der Nabe wird dies durch einen hülsenförmigen Bereich erreicht, der in einen ausreichend dimensionierten Flansch übergeht. Die Welle ist abgesetzt ausgeführt, um im Einspannbereich ein ausreichend hohes Drehmoment übertragen zu können

(Abb. 6.1 c). Zur Realisierung der radialen Nabenvorspannung und zum Entformen der Proben nach dem Umformfügeprozess wurde eine segmentierte Matrize verwendet und das Quer-Fließpressen mit einem Stempel gegen einen festen Gegenstempel (gem. [Sch87], s. Abb. 2.1) umgesetzt (Abb. 6.1 d). Die genaue Funktion sowie der Aufbau des Werkzeuges sind in **Kap. 6.3** beschrieben. Die sich hieraus ergebenden Wellen- und Nabengeometrien sind in Abb. 6.2 a) abgebildet. Aufgrund der hohen Herstellungskosten insbesondere der Nabe, für die ein stangenförmiges Rohteil mit einem Außendurchmesser von 160 mm erforderlich ist, wobei der Fügebereich einen Außendurchmesser von lediglich 35 mm aufweist, wird im Rahmen dieser Arbeit eine vereinfachte Probengeometrie verwendet. Diese wurde aus der ursprünglichen Probengeometrie abgeleitet und besteht aus einer einfach abgesetzten Welle und einer lediglich ringförmig gestalteten Nabe (Abb. 6.2 b). Hierdurch werden der Fertigungsaufwand und die –kosten der Nabe für die sehr umfangreichen Untersuchungen zum Umformfügeprozess deutlich reduziert. Die technischen Zeichnungen der vereinfachten Welle und Nabe finden sich im **Anhang 11.2**.

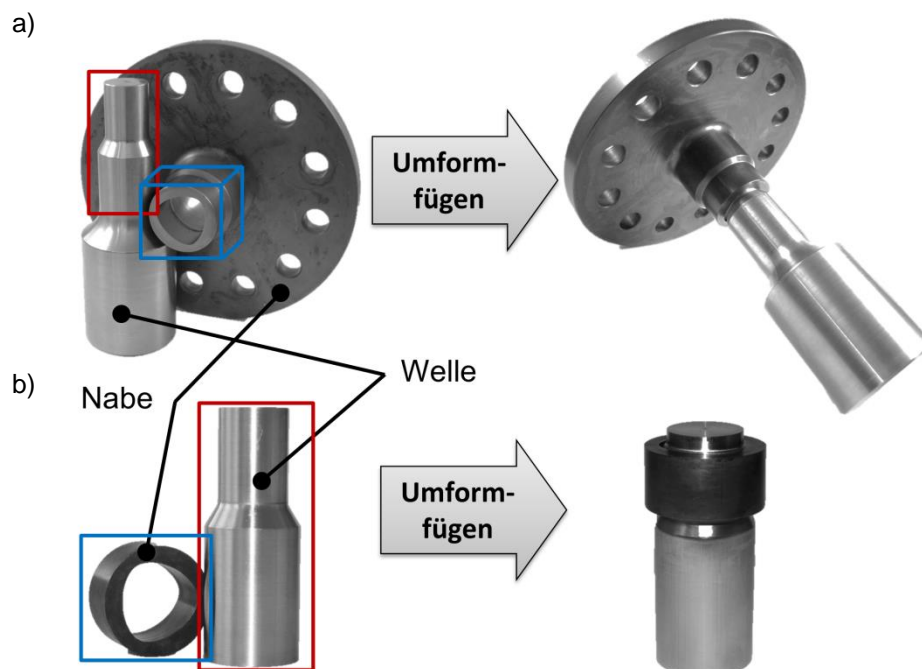


Abb. 6.2: Rohteile und Verbindung von Welle und Nabe der Proben a) zum Prüfen der Torsionsfestigkeiten und b) zur Untersuchung des Umformfügeprozesses

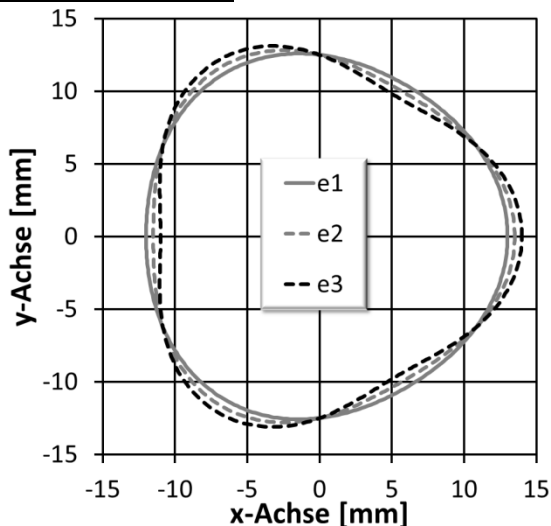
Von entscheidendem Einfluss sowohl auf den Fügeprozess als auch auf die späteren Gebrauchseigenschaften der Welle-Nabe-Verbindung ist die Gestaltung des innenliegenden Fügebereiches der Nabe. Die Fügefläche der Nabe kann entweder kreiszylindrisch ausgeführt sein, womit sich eine kraftschlüssige Verbindung beider Bauteile ergibt, oder mit einem Nabeninnenprofil versehen werden. Durch den Einsatz einer Nabe mit Innenprofil ergibt sich, wie bereits in **Kap. 2.3.1** beschrieben, eine formschlüssige Verbindung. Im Rahmen dieser Arbeit werden ausschließlich Profile mit stetigem Profilverlauf betrachtet. Nabeninnenprofile mit unstetigem Profilverlauf wie beispielsweise Keil- oder Zahnwellen können entweder zu hohen Kerbspannungen bereits beim Umformfügen infolge des Innendrucks der Welle auf die Nabe und somit zu einem Versagen durch Sprödbbruch führen oder rufen insbesondere im Bereich sehr spitzer, scharfkantiger Profiltiefpunkte derart hohe Flächenpressungen hervor,

dass mit dem verstärkten Auftreten von Adhäsion zu rechnen ist. Stetig verlaufende Profilgeometrien werden maßgeblich durch folgende Faktoren beschrieben:

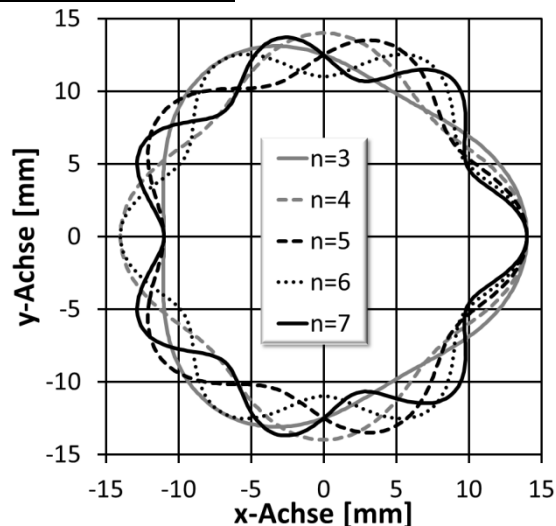
- Nenndurchmesser d_{Ni}
- Profilexzentrizität e
- Mitnehmer- / Zähnezahl n
- Profiltyp (Polygon, Epitrochoid, Hypotrochoid, komplexer Trochoid)
- Ordnung des Profiltyps (1., 2. oder 3. Ordnung)

Mit Ausnahme des Nenndurchmessers des Profils, welcher mit 25 mm als konstant festgelegt wurde, werden im Rahmen dieser Arbeit die Einflüsse aller weiteren Parameter in den numerischen und experimentellen Untersuchungen ermittelt. Die bekannteste Profilgeometrie von formschlüssigen Welle-Nabe-Verbindungen mit stetigem Profilverlauf ist das P3G-Polygonprofil, welches in den Normen DIN 32711 und DIN 32712 beschrieben ist [DIN11a, DIN11b, DIN12a, DIN12b]. Die Auswirkung unterschiedlicher Profilparameter auf die Profilgestalt der Naben sind in Abb. 6.3 dargestellt.

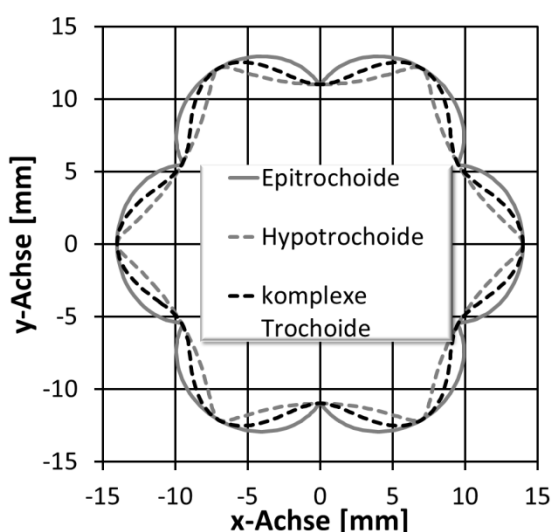
a) Profilexzentrizität



b) Mitnehmeranzahl



c) Profiltyp



d) Profil 3. Ordnung mit unterschiedlichen Faktoren*

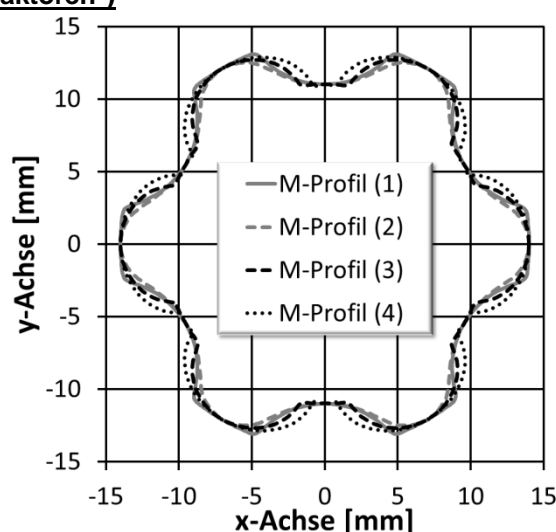


Abb. 6.3: Charakteristische Merkmale des Nabeninnenprofils (*Faktoren der M-Profile im Anhang unter 11.4)

Eine ausführliche Beschreibung der zugrundeliegenden Mathematik für die Erzeugung solcher Nabeninnenprofile ist in **Kap. 2.3.1.2** gegeben. Die Faktoren der M-Profile sind im Anhang unter **Kap. 11.4** aufgeführt. Es zeigte sich, dass folgende Regel für die M-Profil-Faktoren gelten muss, damit technisch verwendbare Konturen erzeugt werden können.

$$f_1 > f_2 > f_3 \quad \text{bzw.} \quad f_4 > f_5 > f_6 \quad \text{Gl. 6.1}$$

Diese Erkenntnis deckt sich mit der bereits angeführten Bedingung, dass lediglich verkürzte Trochoide zu technisch verwendbaren Profilen führen. Sind zwei aufeinanderfolgende Faktoren identisch, so erzeugt man eine Zykloide. Ist der nachfolgende Faktor größer als der vorherige, dann tritt eine verlängerte Trochoide mit Überschneidungen der Rollkurve auf.

Die in den folgenden Kapiteln beschriebenen und durchgeführten Untersuchungen haben zum Ziel, eine Innengeometrie für die Nabe zu ermitteln, welche eine hohe Formfüllung bei einer möglichst geringen radialen Deformation zur Folge hat. Die Eignung des Nabeninnenprofils hinsichtlich der Übertragbarkeit von Drehmomenten wird im Rahmen dieser Arbeit nicht näher untersucht. Für die Auswahl der zu untersuchenden Innenprofile galt lediglich die Anforderung, dass ein weitgehender Formschluss der Welle-Nabe-Verbindung in tangentialer Richtung erzeugt werden kann.

Hinsichtlich der Fertigungstoleranzen der Naben ist zu berücksichtigen, dass sowohl für die Außenkontur als auch für das Nabeninnenprofil eine maximale Maßabweichung von $\pm 0,01$ mm vor dem Fügen zugelassen wurde. Des Weiteren galt eine maximale Konzentritätsabweichung des Nabeninnenprofils zum Außendurchmesser von ebenfalls 0,01 mm. Somit beträgt der theoretisch vorhandene maximale Wanddickenunterschied eines sich wiederholenden Profilbereichs 0,06 mm. Dies entspricht bei einer Nennwanddicke von 5 mm einer relativen Wanddickenabweichung von 1,2 % und ist bei der Interpretation der Untersuchungsergebnisse, insbesondere der Rundheitsabweichung und dem Kontaktfugendruck, im Folgenden zu berücksichtigen.

Primär werden nun die zuvor erwähnten Profilparameter betrachtet und als „direkte“ Profilparameter bezeichnet, da sie als Eingangsgröße bei der Profilerzeugung festgelegt werden müssen. Dahingegen werden Profilparameter wie der Flankenwinkel, die Radien am Profiltief- bzw. –hochpunkt als „indirekte“ Profilparameter bezeichnet. Diese indirekten Profilparameter erlauben beispielsweise eine Betrachtung oder den Vergleich von Vorgangsgrößen beim Umformfügen über alle Versuchsreihen der direkten Profilparameter hinweg. So beschreibt beispielsweise der Kennwert „Flankenwinkel/Kopfradius²“ die Mitnehmerform. Je höher dieser Wert, desto spitzer ist die Mitnehmerform.

6.2 Werkzeugaufbau und Funktionsweise

Wie bereits im vorherigen Kapitel beschrieben, wurde zur Herstellung der Welle-Nabe-Verbindung mittels Quer-Fließpressen eine Variante nach [Sch87] (s. Abb. 2.1) eingesetzt. Hierbei wird die Welle lediglich von einer Seite durch einen Stempel mit Kraft beaufschlagt und befindet sich mit der anderen Seite in einer Matrize, wobei in diesem Kontaktbereich keine Relativbewegung während des Umformfügeprozesses auftritt.

Im Folgenden wird ausschließlich auf den Werkzeugaufbau zum Umformfügen der vereinfachten Proben nach Abb. 6.2 b) eingegangen, da diese Hauptuntersuchungsgegenstand dieser Arbeit sind. In Abb. 6.4 ist der Aufbau des Versuchswerkzeuges dargestellt. Im oberen Werkzeugteil ist eine Hydraulikkammer integriert, welche Bestandteil einer hydraulischen Schließvorrichtung ist und mit einem Stickstoffblasenspeicher verbunden wird. Der Öldruck in der Schließvorrichtung dient zum radialen Vorspannen der Naben von außen nach innen vor dem eigentlichen Umformfügeprozess. Hierzu setzt die obere Matrize, welche über mehrere Zwischenplatten mit dem Kolben der Schließvorrichtung verbunden ist, auf die dargestellten sechs Teilstücke der segmentierten Matrize auf und übt eine axiale Druckkraft auf diese aus. Aufgrund der außenliegenden Keilform der Segmente und der entsprechenden Gegenfläche in der unteren Matrize führen die Segmente neben der axialen auch eine radiale Bewegung aus und erzeugen radiale Druckspannungen in der Nabe. Die Gestaltung der Segmente sowie die Berechnung der axialen und radialen Verschiebungen sind in **Kap. 6.3** beschrieben.

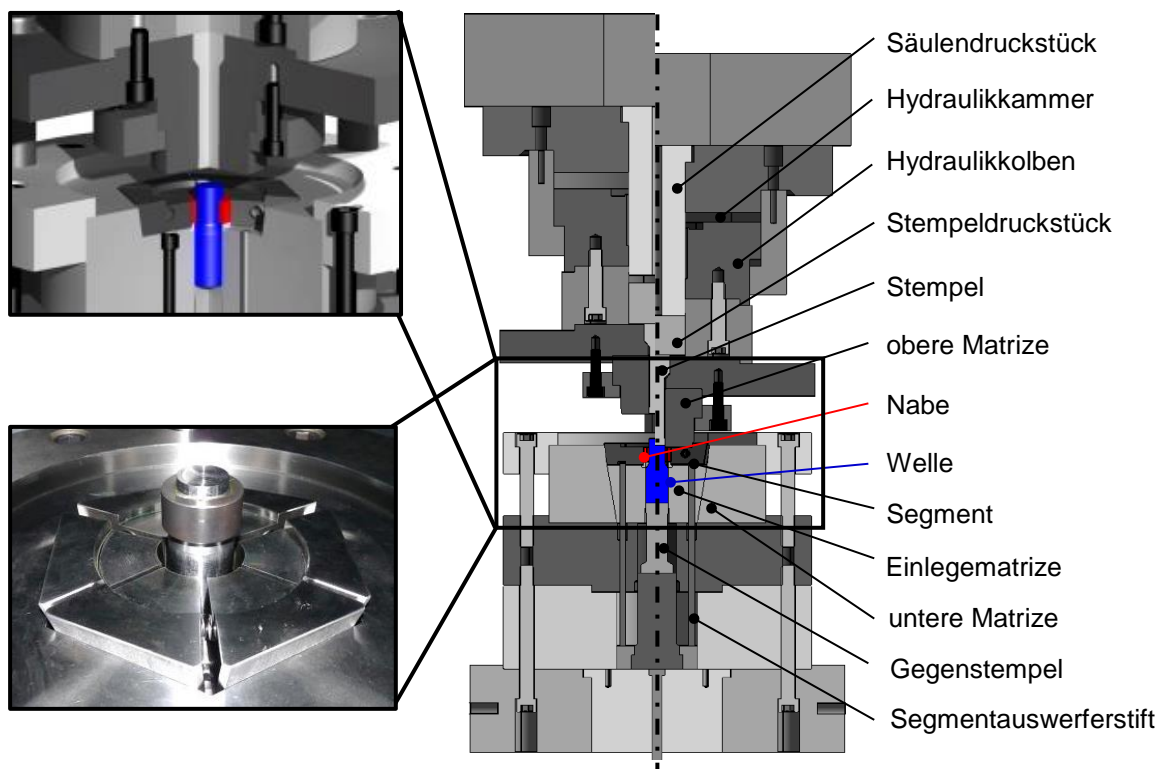


Abb. 6.4: Werkzeugaufbau und Funktionsweise

Mit fortschreitendem Stößelweg wird das Öl in der Hydraulikkammer in den Blasenspeicher verdrängt und infolge der Kompression des Stickstoffs steigt der Druck im System der Schließvorrichtung und somit die Axialkraft auf die Segmente. Sobald das Säulendruckstück auf dem Stempeldruckstück aufsetzt, wird der Stempel und somit die Welle mit Axialkraft beaufschlagt und der Umformfügeprozess beginnt. Während des Umformfügeprozesses steigt der Druck und somit die Axialkraft auf die Segmente weiter an. Nach dem Umformfügeprozess und dem Rückhub des Werkzeugoberteils wird die gefügte Welle-Nabe-Verbindung mittels des Gegenstempels ausgeworfen. Um eine Vorschädigung der

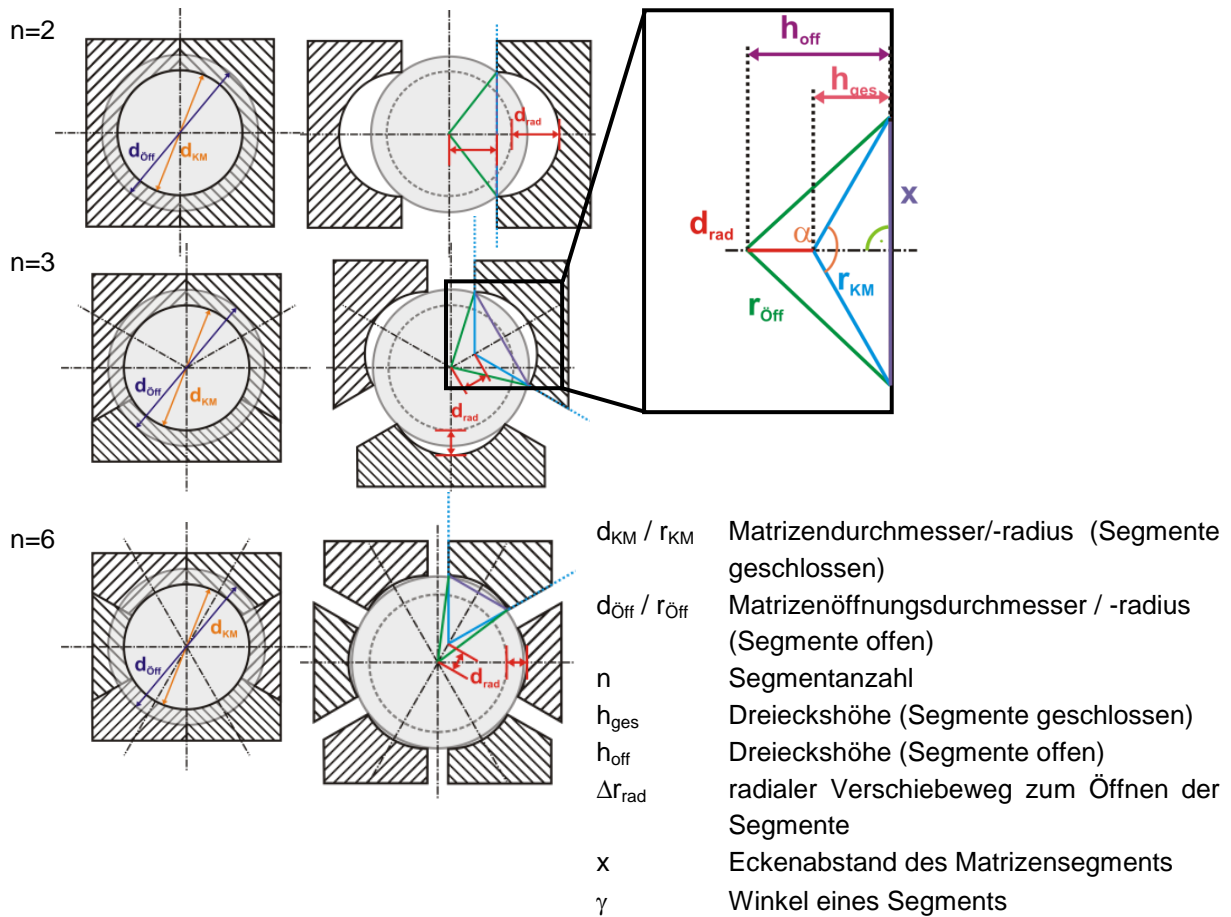
Verbindung beim Auswerfen infolge einer zwischen Welle und Nabe auftretenden Axialkraft zu vermeiden, werden die Segmente gemeinsam mit dem gefügten Bauteil angehoben.

Da bei diesem Werkzeugaufbau kein Festanschlag zur Begrenzung des Stößelwegs eingesetzt wird, sind Schwankungen des Stößelwegs von $\pm 0,25$ mm aufgrund der eingesetzten hydraulischen Umformpresse möglich. Dies entspricht 2,6 % der Nabeninnenkavität eines polygonalen Innenprofils mit einer Profilexzentrizität von 0,8 mm. Zusammen mit der Längentoleranz der Welle von $\pm 0,02$ mm beträgt die theoretische Abweichung des verdrängten Wellenvolumens 3 % der Nabeninnenkavität eines P3G-Profils ($e = 0,8$ mm). Diese Schwankungen werden bei der Untersuchung der Formfüllung, bei der Betrachtung der radialen Deformation und des hieraus resultierenden Fugendrucks berücksichtigt.

6.3 Auslegung der Werkzeugsegmentierung zur Nabenvorspannung

Beim Quer-Fließpressen von Flanschen entstehen im Werkzeug sehr hohe Drücke und Spannungen, wodurch oftmals eine Armierung der Werkzeuge notwendig wird [Lan08]. Für den Fall des Umformfügens einer vergüteten Nabe mit einem umzuformenden Einsatzstahl ist daher ebenso eine Vorspannung der Nabe im Sinne einer Armierung notwendig. Hierzu wird ein ringförmiges Werkzeug benötigt, dessen Innendurchmesser im Prozess reduziert werden kann, wodurch sich eine tangentielle Druckspannung in der Nabe realisieren lässt. Aufgrund der Gestaltung der Probengeometrie, wie in **Kap. 6.1** beschrieben, wurde das Werkzeug im Fügebereich daher segmentiert ausgeführt. Die Segmente werden dabei axial über die Stößelbewegung der Presse bewegt und führen gleichzeitig aufgrund der schrägen Kontaktfläche zur Matrize eine radial gerichtete Bewegung aus. Die Anzahl der Segmente und die Durchmesser der Segmente im offenen und geschlossenen Zustand bestimmen hierbei den notwendigen radialen Hub eines einzelnen Segments zum Einlegen und Auswerfen der Proben. Die hierfür notwendige Gleichung (Gl. 6.2) ist in Abb. 6.5 dargestellt.

Wird der radiale Verschiebeweg in Abhängigkeit von der Segmentanzahl grafisch dargestellt ($\Delta r_{\text{rad}}(n)$, s. Anhang 11.5, Abb. 11.4), so zeigt sich, dass ab einer Anzahl von ca. 6 Segmenten eine weitere Erhöhung der Segmentanzahl nur zu einer sehr geringen Reduzierung des radialen Verschiebeweges führt. Während bei 3 Segmenten in diesem Fall ein radialer Hub von 11,13 mm benötigt wird, ist für die gewählte Anzahl von 6 Segmenten nur ein Hub von 8,26 mm notwendig. Bei einer Erhöhung der Segmentanzahl auf z.B. 16, so reduziert sich der radiale Hub nur geringfügig auf 7,6 mm. Des Weiteren steigt der Fertigungsaufwand der Werkzeuge mit zunehmender Segmentanzahl merklich an.

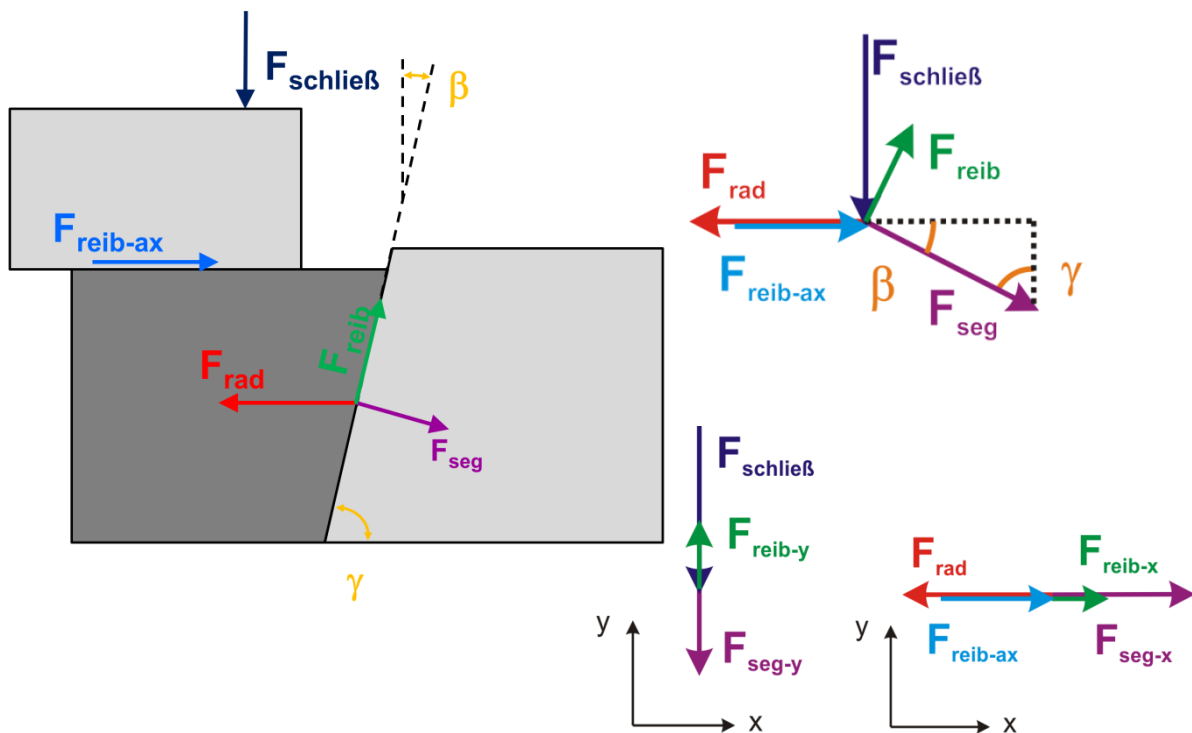


$$\Delta r_{\text{rad}}(n) = \sqrt{r_{\text{Öff}}^2 - \left[r_{KM} \cdot \sin\left(\frac{360^\circ}{2 \cdot n}\right) \right] - r_{KM} \cdot \cos\left(\frac{360^\circ}{2 \cdot n}\right)} \quad \text{Gl. 6.2}$$

Abb. 6.5: Bestimmung der Segmentanzahl und des radialen Hubs zum Einlegen und Auswerfen der Bauteile

6.4 Untersuchungen zur flexiblen Vorspannung der Werkstücke

Zur Bestimmung der sich in der Nabe aufbauenden Spannungen beim radialen Vorspannen mittels der segmentierten Matrize ist zunächst eine Betrachtung der wirkenden Kräfte notwendig. Diese wurde anhand einer einfachen analytischen Berechnung der wirkenden Kräfte im Kontaktbereich von einem Segment und der unteren Matrize in Abhängigkeit von der Schließkraft ermittelt. Abb. 6.6 zeigt das Kräftegleichgewicht der inneren Kräfte.



Kräftegleichgewicht in y-Richtung:

$$y: F_{\text{reib-y}} = F_{\text{schließ}} + F_{\text{seg-y}}$$

Kräftegleichgewicht in x-Richtung:

$$x: F_{\text{rad}} = F_{\text{reib-ax}} + F_{\text{reib-x}} + F_{\text{seg-x}}$$

Abb. 6.6: Wirkende Kräfte in der Kontaktfläche von einem Segment und der unteren Matrize

Zunächst werden die Kräftegleichgewichte (s. Abb. 6.6) in x- und y-Richtung aufgestellt und die Reibungskräfte durch die wirkenden Normalkräfte und den Gleitreibungskoeffizient nach Coulomb $\mu = 0,1$ ersetzt. Die Kontaktflächen der Segmente und der außenliegenden Matrize werden im Versuchswerkzeug nicht aktiv geschmiert. Aufgrund der eingesetzten Schmierung der Welle und der Kontaktfläche des Stempels und der oberen Matrize tritt jedoch eine Kontamination der Kontaktfläche auf. Die wirkende reibungsbehaftete Radialkraft eines Segments in Abhängigkeit von der Schließkraft ergibt sich dann zu:

$$F_{\text{rad}} = F_{\text{schließ}} \cdot \frac{\cos(\beta) - \mu \cdot \sin(\beta)}{\sin(\beta) + \mu \cdot \cos(\beta)} - \mu \cdot F_{\text{schließ}} \quad \text{Gl. 6.3}$$

Gemäß dieser Gleichung ergeben sich folgende radialen Kräfte auf die Nabe vor und während des Prozesses auf die Nabe.

Tab. 6.1: Radialkräfte eines Segments auf die Nabe vor und während des Umformfügeprozesses

Schließkraft [kN]	reibungsbehaftete Radialkraft [kN]	reibungsfreie Radialkraft [kN]
120 (~160 bar)	447	761
155 (~205 bar)	573	975

Die sich einstellenden Spannungen in der Nabe zu Prozessbeginn sind maßgeblich von der Nabeninnengeometrie und deren Orientierung zu den sechs Segmenten abhängig. Eine

optimale Nabenvorspannung zeichnet sich zum einen durch hohe radiale und tangentielle Druckspannungen aus, welche auch zu Prozessende die Streckgrenze des Nabenwerkstoffes möglichst nicht erreichen. Aufgrund des hier gewählten Nabeninnenprofils ist eine entlang des Umfangs homogenisierte Nabenvorspannung konstruktiv nicht möglich. Unter homogen ist primär zu verstehen, dass die Spannungsverteilung zumindest für jeden Mitnehmer identisch ist. Aufgrund der vorhandenen, nicht variierbaren Segmentanzahl ist dies jedoch nur bedingt möglich, da sich bei einer Mitnehmeranzahl, die kein Vielfaches der Segmentanzahl darstellt oder keinen gemeinsamen Teiler dieser aufweist, für jeden Mitnehmer eine individuelle Orientierung zu den anliegenden Segmenten einstellt.

Um eine möglichst gleichmäßige Orientierung der einzelnen Mitnehmer zu den anliegenden Segmenten vorab zu gewährleisten, wurde eine bezogene Profilhochpunktverdrehung für jeden Mitnehmer eines Profils berechnet. Hierzu wird der erste Profilhochpunkt um einen Startwinkel γ gegen den Uhrzeigersinn zu einer Segmentkante verdreht. Die bezogenen Profilhochpunktverdrehungen des i -ten Profilhochpunktes eines Nabeninnenprofils mit n Mitnehmern relativ zur nächsten Segmentkante sind in Tab. 6.2 dargestellt.

Tab. 6.2: Bezogene Profilhochpunktverdrehung zu den sechs Segmenten in Abhängigkeit von der Mitnehmeranzahl

Profilhochpunkt i	n = 3			n = 4			n = 5			n = 6			n = 7		
	0	30	60	0	30	45	0	30	36	0	30	45	0	30	25,714
$i = 1$	0	0,5	0	0	0,5	0,75	0	0,5	0,6	0	0,5	0,75	0	0,5	0,43
$i = 2$	0	0,5	0	0,5	0	0,25	0,2	0,7	0,8	0	0,5	0,75	0,85	0,36	0,29
$i = 3$	0	0,5	0	0	0,5	0,75	0,4	0,9	0,0	0	0,5	0,75	0,71	0,21	0,14
$i = 4$	-	-	-	0,5	0	0,25	0,6	0,1	0,2	0	0,5	0,75	0,57	0,07	0
$i = 5$	-	-	-	-	-	-	0,8	0,3	0,4	0	0,5	0,75	0,42	0,93	0,86
$i = 6$	-	-	-	-	-	-	-	-	-	0	0,5	0,75	0,28	0,79	0,71
$i = 7$	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	0,14	0,64	0,57

Für eine möglichst homogene Nabenvorspannung sollten idealerweise alle Verschiebungen eines Profils identisch sein, so dass jeder Profilhochpunkt die gleiche Orientierung zu dem anliegenden Segment aufweist. Für Mitnehmeranzahlen, die diese Forderung nicht erfüllen, gilt, dass die Summe der kleinsten Fehlerquadrate der Abweichung zum Mittelwert der bezogenen Profilhochpunktverdrehung möglichst klein ist. Die grünen hinterlegten Startwinkel in Tab. 6.2 erfüllen diese Bedingungen und werden für die weiteren Untersuchungen verwendet. Eine prinzipielle Darstellung der Einlegepositionen für Mitnehmeranzahlen von 3 bis 7 zeigt Abb. 6.7.

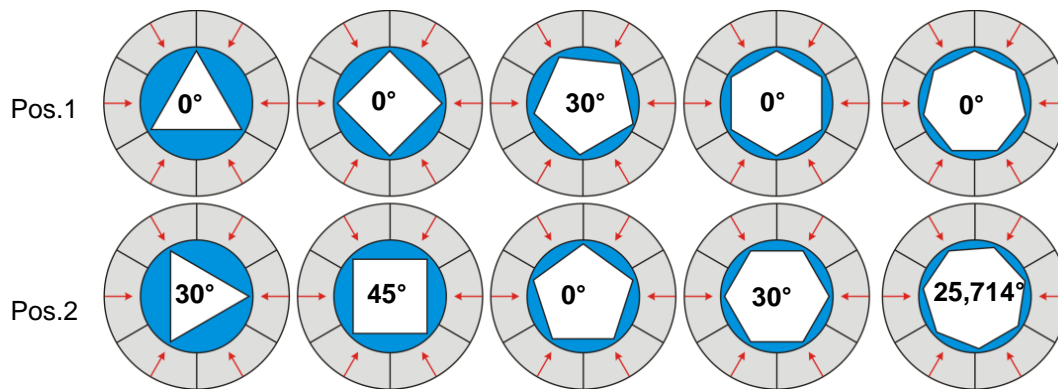


Abb. 6.7: Mögliche Einlegepositionen der Naben in Abhängigkeit von der Mitnehmeranzahl

Diese Vorauswahl erlaubt lediglich eine Reduzierung der möglichen Einlegepositionen der Naben anhand geometrischer Aspekte. Inwieweit eine bezogene Verdrehung von z.B. 0 oder 0,5 bei einem Innenprofil mit drei Mitnehmern zu einer homogeneren Spannungsverteilung führt, kann mit dieser Vorgehensweise nicht bestimmt werden.

Die Ermittlung der Spannungsverteilung in der Nabe beim Vorspannen für unterschiedliche Innenkonturen und Profilorientierungen erfolgt mittels eines strukturmechanischen Simulationsmodells. Als Software-Paket wird hierzu ANSYS Workbench 14.5 eingesetzt. Das hierfür verwendete Simulationsmodell ist in Abb. 6.8 a) dargestellt.

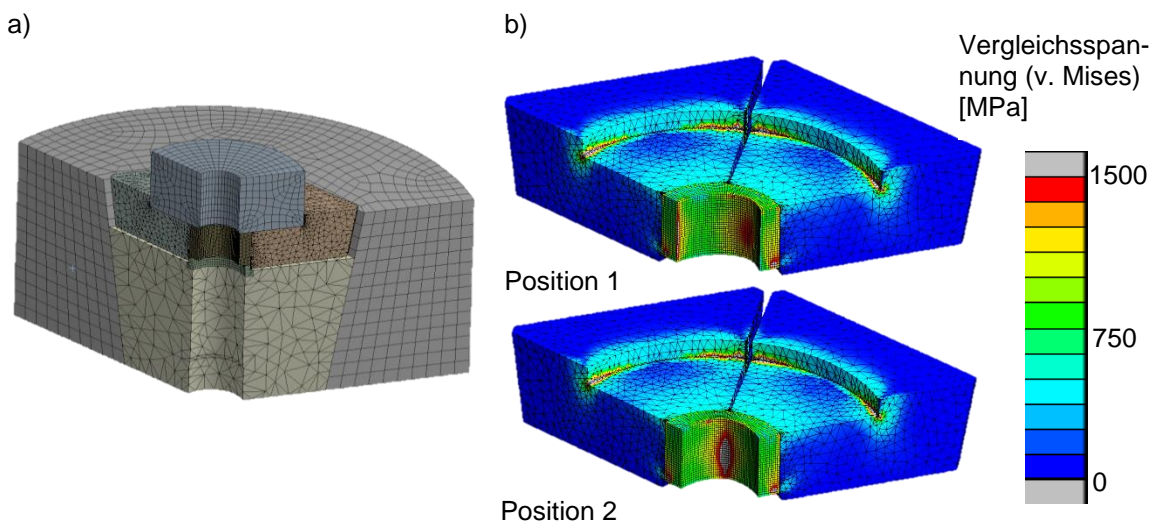


Abb. 6.8: a) Simulationsmodell in ANSYS Workbench 14.5 und b) radiale Vorspannung einer Nabe mit P3G-Profil ($e = 0,8$ mm) für unterschiedliche Einlegepositionen

Als Beurteilungskriterium für eine möglichst homogene Spannungsverteilung wurde die radiale Verschiebungskomponente des Nabenaußendurchmessers betrachtet und jeweils die minimale und maximale radiale Verschiebung als Vergleichskenngröße verwendet. Diese Werte sind für beiden untersuchten Einlegepositionen in Abb. 6.9 dargestellt.

Eine optimale Einlegeposition zeichnet sich bei Betrachtung dieser Werte durch einen möglichst kleinen Mittelwert der radialen Nabendeformation und eine geringe Standardabweichung aus. So ist beispielsweise für ein Innenprofil mit 3 Mitnehmern eine Verdrehung von 30° sinnvoll, da sich die Werte für die kleinste und größte radiale Deformation im Vergleich zu einer Verdrehung um 0° deutlich annähern und geringere Werte aufweisen.

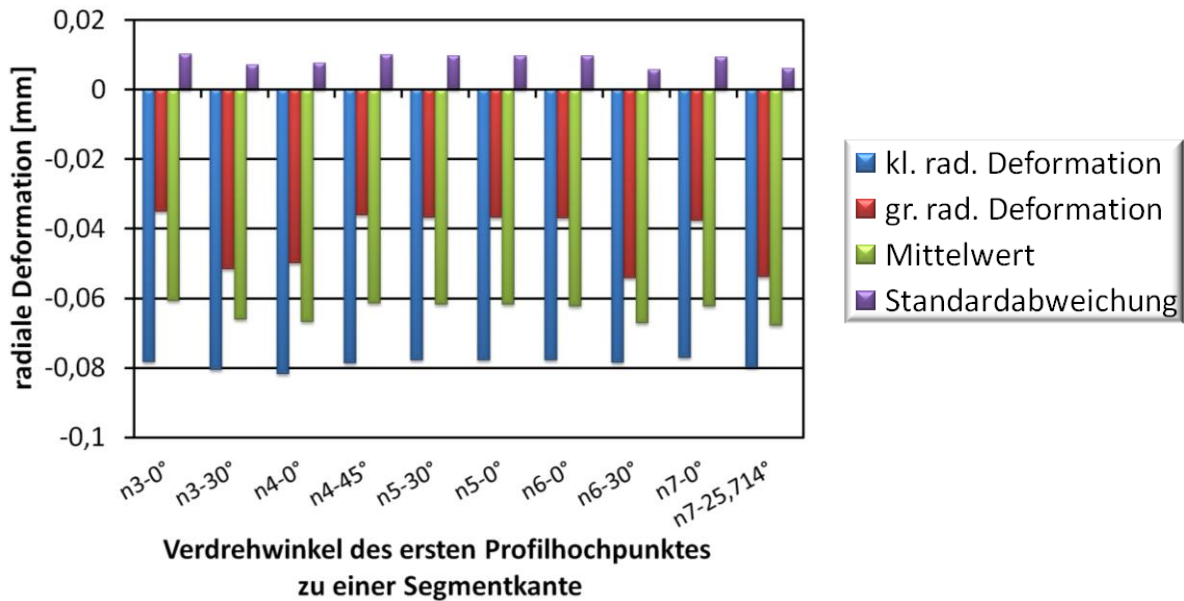


Abb. 6.9: Radiale Deformation der Nabeninnenseite bei einer Schließkraft von 726 kN (160bar) in Abhängigkeit vom absoluten Verdrehwinkel des ersten Profilhochpunktes

Eine Übertragung der hier vorgestellten Berechnungsergebnisse zur Nabenvorspannung und Einlegeposition von dünnwandigen Naben auf Naben mit eher dickwandigem Charakter ist theoretisch möglich. Hierbei ist jedoch zu beachten, dass bei dickwandigen Naben höhere Radialkräfte notwendig sind bzw. bei gleichen Radialkräften geringere Deformationen zu erwarten sind. Des Weiteren ist anzumerken, dass mit zunehmender Nabenwanddicke geringere Nabenvorspannungen für das Umformfügen notwendig sind, da die während des Umformfügeprozess auftretenden Innendrucke geringere Tangentialspannungen verursachen.

Bezüglich des verwendeten Nabenwerkstoffes ist insbesondere der Elastizitätsmodul und die Streckgrenze bzw. Zugfestigkeit für die Bestimmung der Radialkräfte maßgeblich. Da die sich in der Nabe ausbildenden Spannungen infolge der radialen Nabenvorspannung ausschließlich im elastischen Bereich liegen sollten, ist die Radialkraft entsprechend anzupassen.

Eine weitere Einschränkung hinsichtlich der Übertragbarkeit der gewonnenen Erkenntnisse ist die Voraussetzung einer kreiszylindrischen Nabenaußenkontur. Dieser Fall tritt in der industriellen Praxis jedoch seltener auf, zum Beispiel bei Lagerschalen. In der Praxis kommen häufig nicht-kreiszylindrische Außenkonturen wie beispielsweise eine Verzahnung zum Einsatz. Eine Vorspannung dieser Naben ist unter Berücksichtigung wirtschaftlicher Aspekte hinsichtlich der Werkzeugkosten zum radialen Vorspannen und in Anbetracht der unvermeidbaren Fertigungstoleranzen der verzahnten Nabenaußenkontur nicht sinnvoll. Beim Vorspannen derartiger Naben kann es lokal zu einer linienförmigen Belastung der Nabe durch die Vorspannwerkzeuge kommen, welche neben kritischen Tangentialdruckspannungen in der Nabe auch zu oberflächennahen Beschädigungen führen können. Aus heutiger Sicht ist das Vorspannen dünnwandiger Naben mit Außenkontur wirtschaftlich nicht zu empfehlen aufgrund der kostenintensiven Werkzeugtechnik und der kaum reproduzierbaren Vorspannzustände infolge der Fertigungstoleranzen der Nabe.

In bunten Bildern wenig Klarheit, viel Irrtum und ein Fünkchen Wahrheit, so wird der beste Trank gebraut, der alle Welt erquickt und auferbaut.

J. W. v. Goethe (1749 – 1832, Weimar, Deutschland)

7 Numerische Untersuchungen

Zur Ermittlung relevanter Prozessparameter für das Umformfügen einer Welle-Nabe-Verbindung wurden Prozesssimulationen mit Hilfe des Softwarepaketes DEFORM 3D™ durchgeführt. In den folgenden Kapiteln werden zunächst die verwendeten Simulationsmodelle, die untersuchten Prozessparameter und die dabei gewonnenen Erkenntnisse beschrieben.

7.1 Simulationsmodelle

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Prozesssimulationen zur Abbildung des Umformfügeprozesses einer Welle-Nabe-Verbindung wurden mit dem FEM-Programm DEFORM3D™ durchgeführt. Aufgrund der nicht-rotationssymmetrischen Nabeninnenprofile ist ein 3-dimensionales Simulationsmodell erforderlich. Ein weiterer Punkt, der dies erfordert, ist die korrekte Abbildung der Werkzeugkinematik, vor allem die Bewegung der Segmente entlang einer schrägen Fläche. Aufgrund der großen Elementanzahl der elastisch und elastisch-plastisch modellierten Werkzeugaktivelemente und der beiden Bauteilkörper wurde ein Winkelausschnitt von jeweils einem halben Mitnehmer modelliert. So ergibt sich z. B. für ein P3G-Profil ein Winkelausschnitt von 60° . Zur Erstellung der Prozesssimulationsmodelle ist es notwendig, die Ausrichtung des Nabeninnenprofils zu den sechs Werkzeugsegmenten festzulegen. Bei Mitnehmerzahlen, die kein Vielfaches von drei sind, kommt es zu einer inhomogenen Vorspannung der Nabe, welche die Simulation eines größeren Winkelsektors erforderlich macht. Die Voruntersuchungen zur Bestimmung der besten Einlegeposition und der Nabenvorspannung sind in **Kap. 6.4** beschrieben. Mit Hilfe dieser Ergebnisse und den hierbei festgelegten Einlegepositionen wurden die Prozesssimulationsmodelle für die jeweiligen Mitnehmeranzahlen erstellt. Das Simulationsmodell für eine Nabe mit P3G-Profil ist in Abb. 7.1 dargestellt.

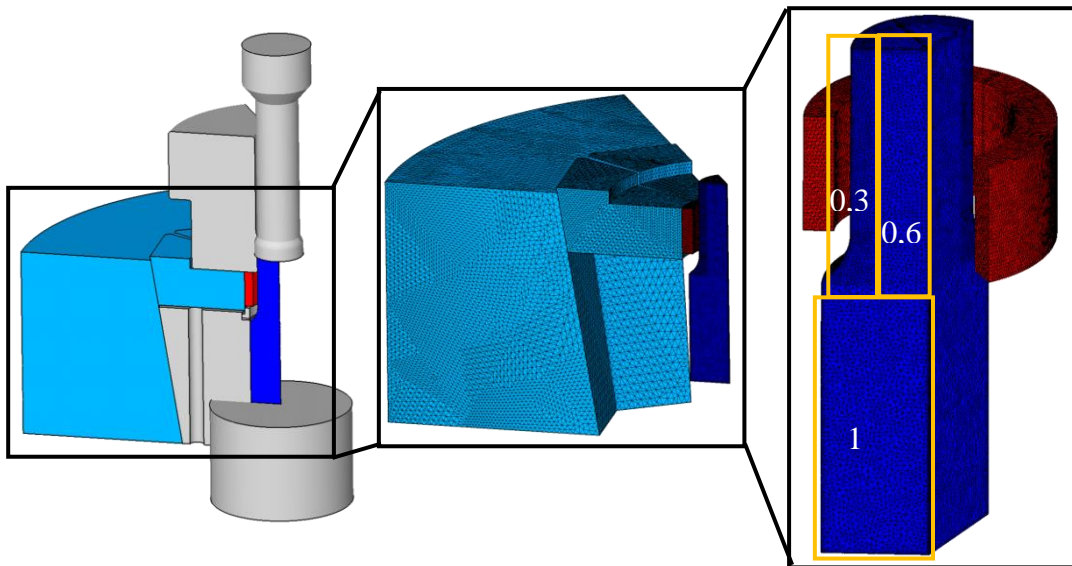


Abb. 7.1: Prozesssimulationsmodell für eine Nabe mit P3G-Profil

Mit Hilfe der Vernetzungsfunktion „*Mesh Windows*“ in DEFORM3D™ wurde die Welle im Fügebereich mit einer feineren Diskretisierung modelliert. Während die relative Elementgröße im unteren Wellenabsatz mit 1:1 festgelegt wurde, ist sie im Inneren der Welle im Fügebereich im Verhältnis 1:0,6 und an der Außenseite mit 1:0,3 gewählt worden. Eine derartige strukturierte Diskretisierung erlaubt die Reduzierung der Elementanzahl bei großen und komplexen Simulationsmodellen. Für die weiteren vernetzten Bauteile wurde keine strukturierte Diskretisierung verwendet, da hier bereits eine sehr grobe Vernetzung gewählt wurde. Weitere Prozessparameter sind in Tab. 7.1 aufgelistet.

Tab. 7.1: Parameter für das Simulationsmodell in DEFORM3D™

Parameter-Bezeichnung	Parameter-Bereich	Parameter-Bezeichnung	Parameter-Bereich
Materialverhalten (Segmente)	elastisch	Reibfaktor (Welle-Nabe)	$m = 0,04 - 0,4$
Materialverhalten (Stempel, obere Matrize, Gegenstempel, Distanzring, Distanzmatrize)	starr	Reibungszahl (Werkzeug-Werkzeug-Kontakte)	$\mu = 0,1$
Materialverhalten Nabe und Welle	elastisch-plastisch	Elementanzahl – Welle (60°)	115.000
Bewegung (Stempel)	$v = 3,5\text{mm/s}$	Elementanzahl – Nabe (60°)	55.000
Bewegung (obere Matrize)	kraftgesteuert (s. Kap. 6, Werkzeugkinematik)	Elementanzahl – 1 Segment (voll)	110.000
Fließkurven	(s. Kap. 5)	Elementanzahl – Matrize (1/6)	185.000

Aufgrund der Komplexität der 3-dimensionalen FE-Modelle und der langen Berechnungszeiten wurde zur Vorauswahl geeigneter Nabeninnenprofile für die 3-dimensionalen, numerischen Untersuchungen aus den zahlreichen möglichen Innenprofilen auf Basis der hybriden komplexen Trochoide, wie sie in den **Kap. 2.3.1.2** und **6.1** beschrieben sind, ein stark vereinfachtes 2-dimensionales Simulationsmodell aufgebaut (s. Abb. 7.2 a). Die Simulationsmodellparameter sind in Tab. 11.1 aufgeführt (s. Anhang **Kap. 0**). Hierbei wird ein 60° -Winkelsektor des Querschnitts von Welle und Nabe für verschiedene M-Profile mit 6 Mitnehmern und einer Exzentrizität von 0,8 mm modelliert. Die M-Profile weisen hierbei verschiedene Funktionsparameter f auf, die unter Berücksichtigung der Erkenntnisse aus **Kap. 2.3.1.2** ausgewählt wurden. Eine ausführliche Beschreibung zur Auswahl der betrachteten Funktionsparameter ist im folgenden **Kap. 7.2** gegeben. Das Simulationsmodell wurde im „*plane strain*“-Modus aufgebaut und der radiale Werkstofffluss wurde über einen radial bewegten starren Stempel erzeugt. Das Nabeninnenprofil wird als ideal starr angenommen und die Welle als ideal plastisch. Sobald die Welle das Nabenprofil vollständig ausformt, steigt die Kraft theoretisch auf einen unendlich hohen Wert an.

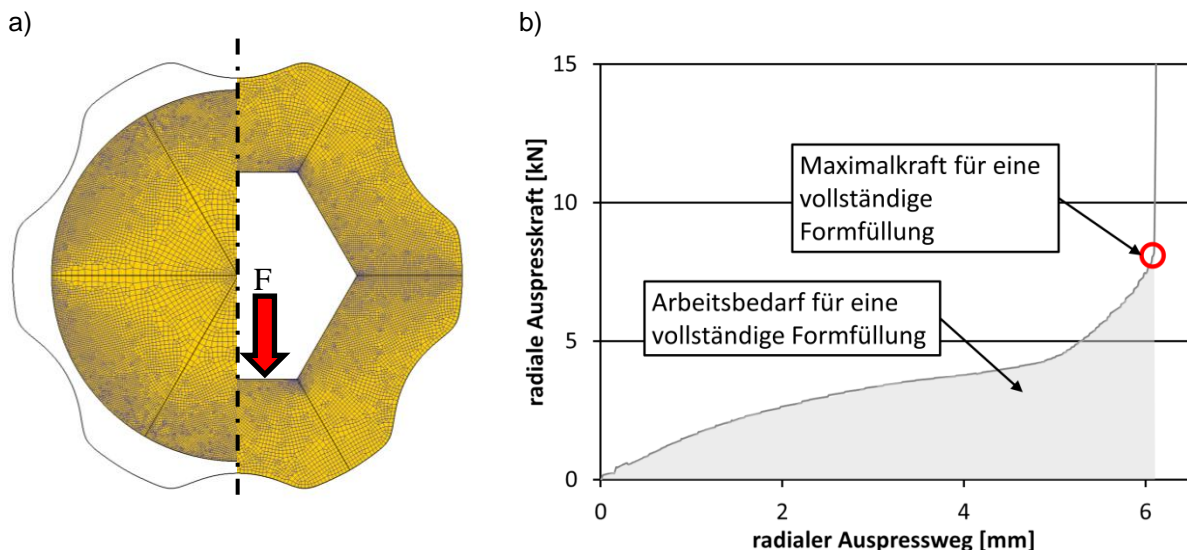


Abb. 7.2: Vereinfachtes 2D-Prozesssimulationsmodell zur Untersuchung der Nabeninnenprofile

Zur vergleichenden Beurteilung der Profileignung hinsichtlich des Umformprozesses bzw. der Formfüllung dient primär der Kraftverlauf dieses Stempels (s. Abb. 7.2 b). Zum einen wird die benötigte Maximalkraft für eine vollständige Formfüllung beurteilt, zum anderen wird der gesamte Arbeitsbedarf für eine vollständige Formfüllung der Profile herangezogen. Der Arbeitsbedarf wird dabei jeweils auf die Nabenquerschnittsfläche bezogen, da die M-Profile unterschiedliche Querschnittsflächeninhalte aufweisen.

7.2 Ergebnisse der numerischen Simulationen (2D)

Zur Bestimmung optimaler Funktionsparameter (f_i) der M-Profile hinsichtlich der Ausformbarkeit der Nabeninnenprofile wurden verschiedene Kombinationen von f_1 , f_2 und f_3 modelliert und, wie zuvor beschrieben, deren Einfluss auf die Formfüllung betrachtet. Trotz der Einschränkungen (Gl. 2.4, Gl. 2.5 und Gl. 6.1) für die Funktionsparameter, die bereits in den **Kap. 2.3.1.2** und **6.1** aufgeführt sind, bleibt theoretisch immer noch eine unendliche

Anzahl an denkbaren Kombinationen übrig. Unter diesen theoretisch möglichen Profilformen finden sich jedoch teilweise für die Herstellung ungeeignete Geometrien, da diese entweder sehr kleine Radien bzw. sehr spitze Ecken (s. Abb. 7.3 a) oder einen hinterschnittigen Profilverlauf aufweisen (s. Abb. 7.3 b). Eine mathematische Beschreibung zum Ausschluss derartiger Profiltypen bei gleichzeitig geschlossener und eindeutiger Lösbarkeit der verbleibenden Profildifferentialgleichungen und –bedingungen konnte im Rahmen dieser Arbeit nicht gefunden werden. Daher erfolgte zunächst eine visuelle und subjektive Vorauswahl anhand optischer Ähnlichkeitsmerkmale der möglichen Profilformen, die zur Definition von vier grundsätzlich verschiedenen Profilklassen bzw. –typen führte (M1, M2, M3 und M4), die sich durch die Vorzeichen und Verhältnisse der Funktionsparameter zueinander unterscheiden lassen (s. **Anhang 11.3** und **11.4**). Hierbei ist zu erwähnen, dass der Unterschied zwischen zwei Grundprofilen wie beispielsweise M1 und M2 fließend ist.

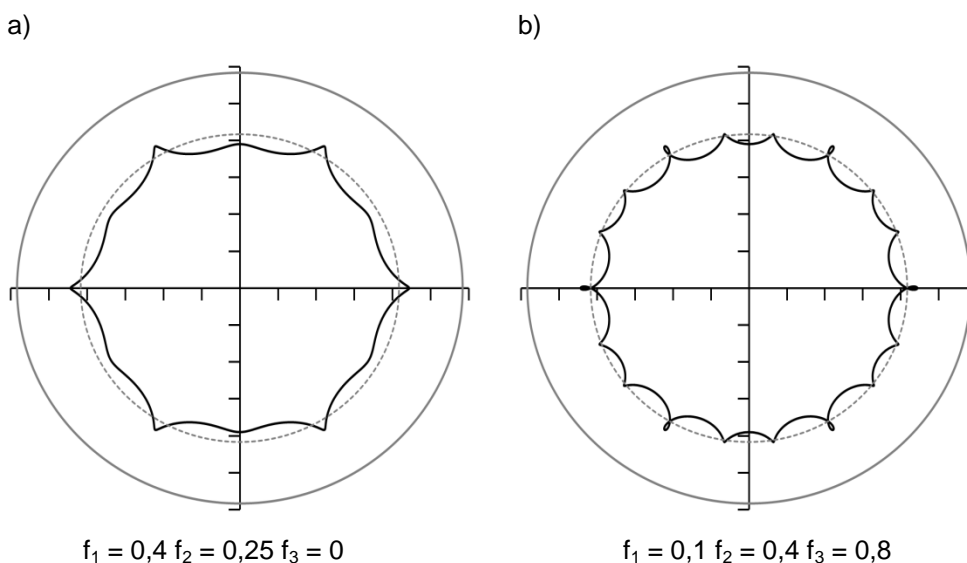
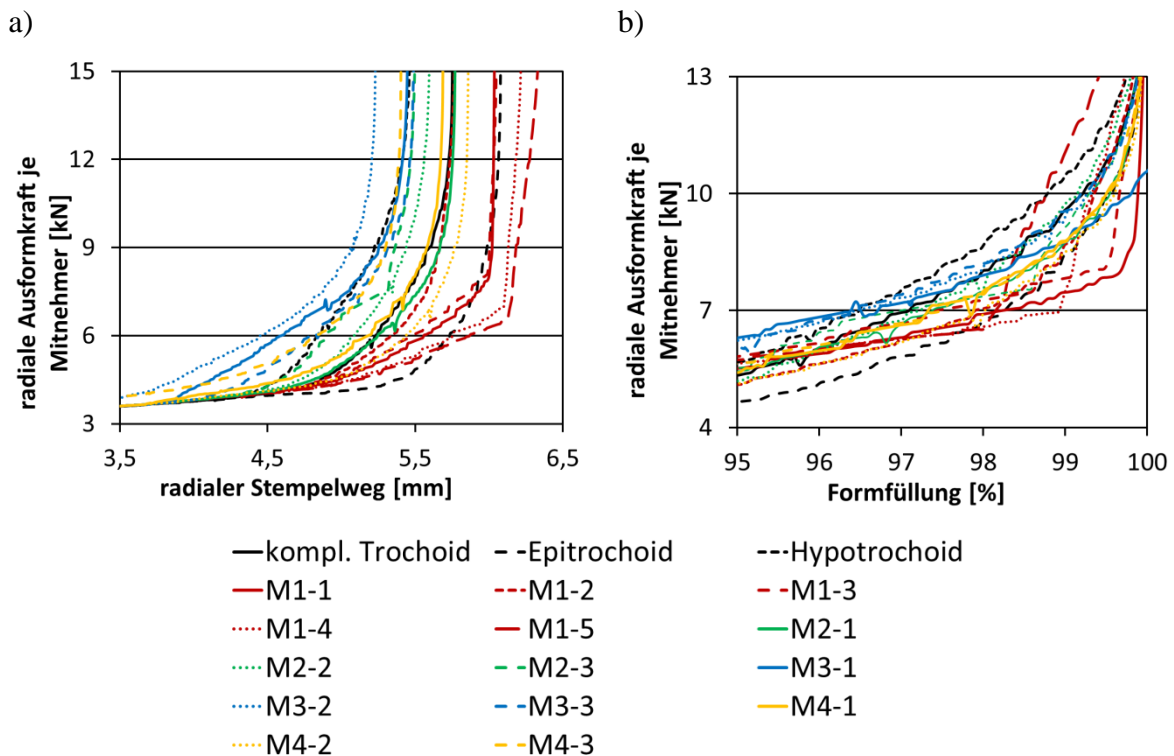


Abb. 7.3: Unzulänglichkeiten theoretisch denkbarer Profilformen hinsichtlich der Herstellbarkeit a) zu kleine Radien und b) hinterschnittiger Profilverlauf

Abb. 7.4 zeigt zunächst die radiale Ausformkraft über dem radialen Stempelweg (a) und über der Formfüllung (b). Betrachtet man die Stempelkraft über dem Stempelweg, so zeigt sich am Ende des Prozesses für alle Profiltypen ein steiler Kraftanstieg, der sich für die M-Profilklasse 1 mit einer Unstetigkeitsstelle darstellt. Diese Unstetigkeitsstelle kennzeichnet das Erreichen der vollständigen Ausformung bzw. Formfüllung. Der weitere Kraftanstieg zeigt die erreichte vollständige Formfüllung bzw. Vollpressung. Für die anderen Profiltypen ist das Erreichen der Vollpressung aufgrund des Fehlens einer solchen Unstetigkeitsstelle am Stempelkraft-Weg-Verlauf nicht abzulesen. Hier tritt vielmehr ein stetiger Kraftanstieg auf. Eine qualitative Erklärung hierfür findet sich bei Betrachtung der Form des Profilhochpunktes (s. **Anhang 11.4**, Abb. 11.3), der im Falle der M-Profilklasse 1 zum einen sehr viel breiter ausgeführt ist. Zum anderen stimmt die Kontur der Profilhochpunkte für einen großen Winkelbereich mit dem kreiszylindrischen Außendurchmesser des Profils überein. Da sich die Welle ohne Nabenkontakt nahezu zylindrisch verformt, tritt der Kontakt der Welle im Kopfbereich der Naben nahezu zeitgleich ein und die vollständige Formfüllung kann bei sehr geringen Presskräften erreicht werden.



(Profilbezeichnungen und zugehörige Funktionsparameter siehe Anhang 11.7, Tab. 11.2)

Abb. 7.4: Numerisch berechnete radiale Ausformkraft in Abhängigkeit a) vom radialen Stempelweg und b) von der Formfüllung

Neben der Darstellung der Stempelkraft über dem Stempelweg bietet die Darstellung der Stempelkraft über der Formfüllung eine zusätzliche Möglichkeit, unterschiedliche Profile zu beurteilen (s. Abb. 7.4 b). Die zur vollständigen Ausformung notwendigen Stempelkräfte liegen alle in einem ähnlichen Bereich. Der Übersicht halber sind hier lediglich die Stempelkräfte für die Gruppe der M1-Profile vollständig und bezüglich der weiteren Gruppen lediglich die Stempelkräfte für die Grundprofile (M2-1, M3-1 und M4-1) dargestellt.

Anhand der dargestellten Stempelkraftverläufe (s. Abb. 7.4) bestätigt sich, dass das M1-1 Profil zu vollständigen Ausformung bzw. Formfüllung die geringste radiale Presskraft benötigt. Die Varianten M1-4 und M1-5 zeigen auch in dieser Darstellung einen sprunghaften Anstieg der Presskraft zum Prozessende und sind somit für die weiteren Untersuchungen nicht relevant. Ursache hierfür ist die zunehmende konvexe Gestalt des Profilhochpunktes und die hiermit verbundene Verkleinerung der Übergangsradien zwischen der Mitnehmerflanke und dem Profilhochpunkt. Die Ausformung dieser Bereiche erfolgt erst nach der Ausbildung des Welle-Nabe-Kontakts im eigentlichen Profilhochpunkt (s. **Anhang 11.4**, Abb. 11.3). Die Welle weist zu diesem Zeitpunkt anstelle von 6 Kontaktbereichen in den Profiltiefpunkten bereits 12 Kontaktbereiche auf, wodurch sich zum einen ein deutlich inhomogenerer Werkstofffluss und zum anderen höhere Reibungskräfte einstellen. Das M1-2 Profil zeigt zu Prozessende einen stetigen ansteigenden Kraftverlauf, ähnlich wie die Profile M2-1, M3-1 und M4-1.

Da sich hinsichtlich der Funktionsparameter der mathematisch parametrisierbaren Polygonfunktionen in dieser Darstellung (s. Abb. 7.4 b) keine Tendenz ableiten lässt, wurde

die Maximalkraft für eine vollständige Formfüllung in Abhängigkeit von den Verhältnissen von f_2/f_1 und f_3/f_2 für die durchgeführten Simulationen dargestellt und mit einer diskret kubisch interpolierten Fläche approximiert (s. Abb. 7.5). Hierbei ist zu beachten, dass die Randbereiche der Fläche aufgrund nicht vorhandener Stützpunkte durch eine Extrapolation erzeugt wurden und daher nur bedingt Gültigkeit besitzen.

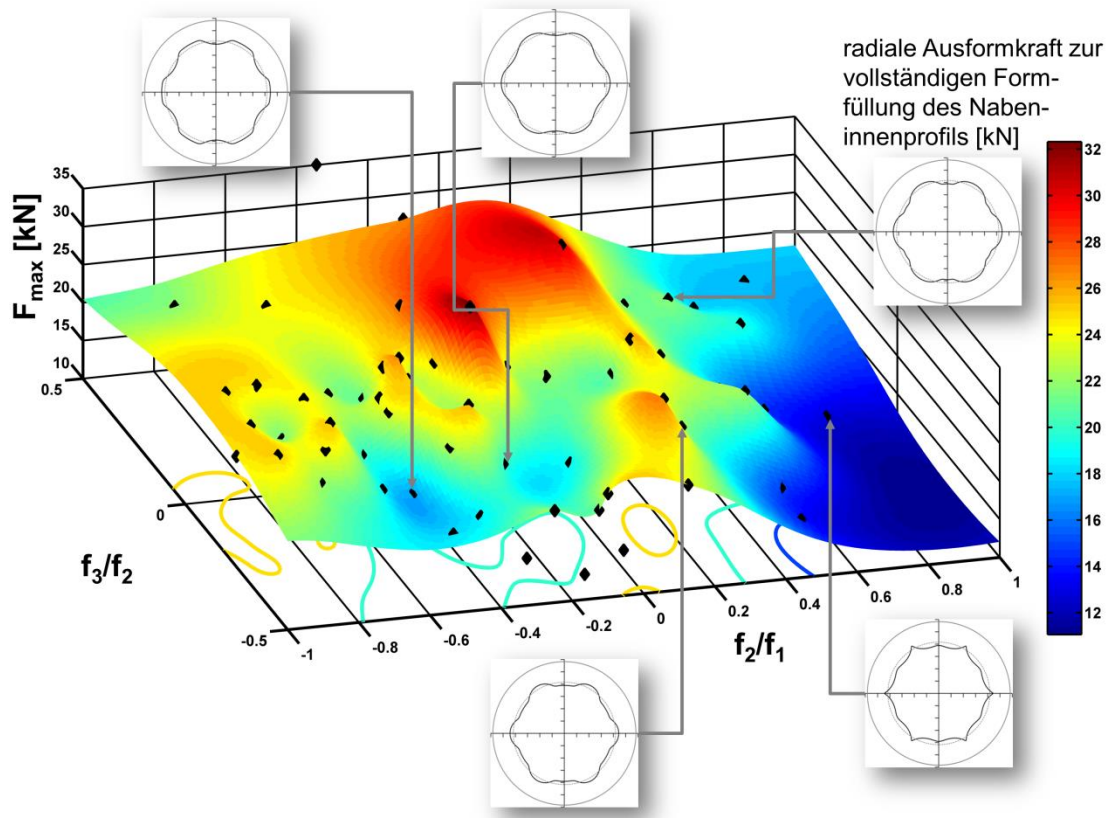


Abb. 7.5: Numerisch berechnete Maximalkraft in Abhängigkeit von den Profilverhältnissen f_2/f_1 und f_3/f_2

Diese Darstellung zeigt, dass für beide Verhältnisse von f_3/f_2 und f_2/f_1 eine starke gegenseitige Abhängigkeit vorliegt. Für f_3/f_2 -Verhältnisse größer Null liegen die Ausformkräfte tendenziell höher. Ebenso gilt dies für das Verhältnis f_2/f_1 , wobei hier im Bereich von f_2/f_1 nahe Null ein lokales Minimum vorliegt. Die vermeintlich geringsten Ausformkräfte treten für große f_2/f_1 -Verhältnisse auf. Hierbei ist jedoch zu erwähnen, dass derartige Profile fertigungstechnisch aufgrund von Unstetigkeiten im Profilverlauf nur durch kostenintensives Erodieren herstellbar sind. Des Weiteren weisen die Profile zwar den vorgegebenen Nennradius von 25 mm auf, haben aber ein deutlich kleineres Innenvolumen. Dies wird zwar in Form der prozentualen Formfüllung berücksichtigt, führt jedoch zu geringeren Umformungen der Welle und somit zu geringeren Fließspannungen und geringeren Ausformkräften. Bei der Auswahl der Profile für weitere Untersuchungen spielen neben der Ausformkraft auch fertigungstechnische und teilweise spätere Gebrauchseigenschaften derartiger Verbindungen eine Rolle. So führt eine geringe Ausformkraft zu eher geringen Flächenpressungen in der Kontaktfuge und vermeintlich zu einer geringeren axialen Kraftübertragungsfähigkeit. Hohe Ausformkräfte verursachen zwar eine größere Ausweitung der Nabe, es kann daraus jedoch keine Aussage hinsichtlich der Rundheitsabweichung abgeleitet werden.

Unter Berücksichtigung der Fertigungsbedingungen der Naben mittels Drehen und Fräsen und der Fügeprozessanforderungen wurden für die weiteren Untersuchungen die folgenden Profile ausgewählt (Profilparameter und grafische Darstellung s. **Anhang 11.4**, Abb. 11.3).

Tab. 7.2: Begründung zur Auswahl von vier unterschiedlichen Profiltypen 3. Ordnung

Profilbezeichnung	Begründung(-en) für die Auswahl
M1-2	<ul style="list-style-type: none"> • geringe Ausformkäfte bei großem Nabeninnenvolumen, • Ausformung des Profilhochpunktes aufgrund großen Radius (\approx Umkreisradius) in diesem Bereich erleichtert, • keine Unstetigkeitsstelle im Profilverlauf • Flächen der Profilhochpunkte im Verhältnis zu den Flächen der Profiltiefpunkte sehr groß (geringe Reibungskräfte im Bereich des Profiltiefpunktes)
M2-1	<ul style="list-style-type: none"> • geringe Ausformkäfte bei großem Nabeninnenvolumen, • Flächen der Profilhochpunkte im Verhältnis zu den Flächen der Profiltiefpunkte nahezu identisch • größere Übergangsradien der Flanke zum Profilhochpunkt und somit geringere Kerbwirkung in diesem Bereich • keine Unstetigkeitsstelle im Profilverlauf
M3-1	<ul style="list-style-type: none"> • geringe Ausformkäfte bei kleinem Nabeninnenvolumen, • starke Umlenkung des Werkstoffflusses im Bereich des Profiltiefpunktes (hohe Flächenpressung in diesem Bereich) • Unstetigkeiten im Profilverlauf aus Fertigungssicht unkritisch • steile Flanke des Profils für eine bessere Drehmomentübertragung über die Mitnehmerflanke • geringe Kerbwirkung im Kopfbereich des Mitnehmers
M4-1	<ul style="list-style-type: none"> • geringe Ausformkäfte bei kleinem Nabeninnenvolumen, • konkave Form des Profiltiefpunktes hemmt Werkstoff in diesem Bereich sehr stark (sehr hohe Flächenpressung in diesem Bereich) • weniger steile Flanke des Profils im Vergleich zu M3-1 aber nochmals geringere Kerbwirkung, da größere Radius am Profilhochpunkt

Es ist anzumerken, dass eine Diskretisierung der Profilparameter-Verhältnisse im Bereich der ausgewählten Profile nur bedingt sinnvoll ist, da die hierbei auftretenden Unterschiede im Profilverlauf derartig gering sind, dass sie bei der Modellerstellung mittels einer Punktwolke nur unzureichend wiedergegeben werden. Ebenso ist bei der Nabenfertigung mittels konventionellem Drehen und Fräsen eine Fertigungstoleranz von nur 0,02 mm erreichbar, wodurch diese Unterschiede im Profilverlauf in der Praxis kaum berücksichtigt werden können.

Der Übersicht halber wird in den folgenden numerischen und experimentellen Untersuchungen lediglich die Bezeichnung der Profilkategorie ohne Nennung der jeweiligen Variante verwendet. So wird anstelle von M1-2 bisher im Folgenden lediglich vom M1- Profil gesprochen.

7.3 Ergebnisse der numerischen Untersuchung (3D)

Bei den 2-dimensionalen numerischen Untersuchungen im **Kap. 7.2** lag der Fokus primär auf der Ermittlung von Nabeninnenprofilen dritter Ordnung bzw. deren Funktionsparametern, die insbesondere beim Umformfügen eine hohe Formfüllung bei gleichzeitig geringer Stempelkraft erlauben. Hierbei wurden weitere Profilparameter, wie sie in **Kap. 6.1** aufgeführt sind, zunächst nicht berücksichtigt. Zu diesen bislang unberücksichtigten Profilparametern gehören unter anderem die Mitnehmeranzahl, die Profilexzentrizität sowie die Profilgrundformen, Epi- und Hypotrochoide. Bedingt durch fertigungstechnische Unzulänglichkeiten konnten für diese Profilparameter ein reduzierter Wertebereich bestimmt werden, woraus sich eine überschaubare Anzahl an Prozesssimulationen ergibt, die trotz erhöhter Rechenzeit mit vertretbarem Aufwand mittels eines 3-dimensionalen Simulationsmodells (s. **Kap. 7.1**) betrachtet werden können. So wurden für die Profilparameter folgende Werte definiert, die im Rahmen der 3-dimensionalen Prozesssimulation betrachtet werden:

- Mitnehmeranzahl ($n = 3 / 4 / 5 / 6 / 7$)
- Profilexzentrizität ($e = 0,8 / 0,9 / 1,0 / 1,12$ mm)
- Profiltyp (Epi- und Hypotrochoide und komplexer Trochoid; s. **Kap. 6.1**)
- Profiltypen 3. Ordnung (M1, M2, M3, M4, s. **Kap. 7.2**)

Zusätzlich wird im Rahmen dieser numerischen Untersuchung der Einfluss der tribologischen Bedingungen in der Kontaktfuge qualitativ und der Einsatz eines alternativen Gefügestandes des Wellenwerkstoffes auf Prozessvorgangsgrößen und spätere Gebrauchseigenschaften der Verbindung betrachtet. Unterschiedliche tribologische Bedingungen in der Kontaktfuge wurden hierbei durch verschiedene Reibfaktoren für diese Kontaktbedingung modelliert. Hierbei wurden zum einen zylindrische Nabeninnenkonturen verwendet, bei denen ein sehr homogener, radialer Werkstofffluss und nur eine geringe Relativbewegung in axialer Richtung zwischen Wellenwerkstoff und Nabeninnenseite auftreten. Zum anderen werden P3G-Profile mit unterschiedlichen Reibfaktoren in der Kontaktfläche betrachtet. Bei profilierten Nabeninnenprofilen tritt neben der Relativbewegung in axialer Richtung aufgrund des inhomogenen Werkstoffflusses auch in radialer Richtung eine Relativbewegung zwischen Welle und Nabe auf, sobald der Wellenwerkstoff in Kontakt mit den Profiltiefpunkten kommt. Die gewählten Wertebereiche des Reibfaktors und der betrachtete Wellenwerkstoffe sind somit:

- Reibfaktoren $m = 0,04 / 0,12 / 0,2 / 0,4$
- Wellenwerkstoff (16MnCrS5 GKZ und FP, s. **Kap. 5.1**)

Als Beurteilungskriterien dienen hierbei neben der Press- und Schließkraft auch die radiale, elastische Deformation der Nabenaußenseite, die Formfüllung des Nabeninnenprofils, auftretende tangentialen Spannungen und der Kontaktfugendruck zwischen Welle und Nabe.

Eine Übersicht der sich hieraus ergebenden 26 Simulationsmodelle mit den jeweiligen Untersuchungsparametern ist in Tab. 7.3 dargestellt.

Tab. 7.3: Versuchsplan zu den numerischen Untersuchungen

Sim.-Nr.	Profiltyp	Mitnehmeranzahl	Profilex-zentrität [mm]	Profilordnung	Zustand des Wellenwerkstoffs	Reibfaktor
1	zylindrischer Ring	0	0	0	GKZ	0,04
2	zylindrischer Ring	0	0	0	GKZ	0,12
3	zylindrischer Ring	0	0	0	GKZ	0,2
4	zylindrischer Ring	0	0	0	GKZ	0,4
5	Polygon (P3G)	3	0,8	1	GKZ	0,04
6	Polygon (P3G)	3	0,8	1	GKZ	0,12
7	Polygon (P3G)	3	0,8	1	GKZ	0,2
8	Polygon (P3G)	3	0,8	1	GKZ	0,4
9	Polygon (P3G)	3	0,8	1	GKZ	0,2
10	Polygon (P3G)	3	0,9	1	GKZ	0,2
11	Polygon (P3G)	3	1	1	GKZ	0,2
12	Polygon (P3G)	3	1,12	1	GKZ	0,2
13	Epitrochoid	6	0,8	1	GKZ	0,2
14	Hypotrochoid	6	0,8	1	GKZ	0,2
15	hybrider komplexer Trochoid	6	0,8	1	GKZ	0,2
16	hybrider komplexer Trochoid	3	0,8	1	GKZ	0,2
17	hybrider komplexer Trochoid	4	0,8	1	GKZ	0,2
18	hybrider komplexer Trochoid	5	0,8	1	GKZ	0,2
19	hybrider komplexer Trochoid	6	0,8	1	GKZ	0,2
20	hybrider komplexer Trochoid	7	0,8	1	GKZ	0,2
21	Polygon (P3G)	3	0,8	1	GKZ	0,2
22	Polygon (P3G)	3	0,8	1	FP	0,2
23	hybrider komplexer Trochoid (M1)	6	0,8	3	GKZ	0,2
24	hybrider komplexer Trochoid (M2)	6	0,8	3	GKZ	0,2
25	hybrider komplexer Trochoid (M3)	6	0,8	3	GKZ	0,2
26	hybrider komplexer Trochoid (M4)	6	0,8	3	GKZ	0,2

Nachfolgend sind die Einflüsse der untersuchten Prozessparameter auf die erwähnten Beurteilungskriterien Stempelkraft (s. **Kap. 7.3.1**), radiale Nabendeformation (s. **Kap. 7.3.2**), Höhe der Tangentialspannungen (s. **Kap. 7.3.3**) und Kontaktfugendrucks (s. **Kap. 7.3.4**) beschrieben und die gewonnenen Erkenntnisse dieser Untersuchungen abschließend zusammengefasst (s. **Kap. 7.3.5**).

7.3.1 Einfluss der Prozessparameter auf die Stempelkraft

Mit dem Ziel eines möglichst geringen Energiebedarfs, einer geringen Werkzeugbelastung und einer damit einhergehend geringen elastischen Deformation des Werkzeuges und des Nabenkörpers sind prinzipiell möglichst geringe Stempelkräfte anzustreben. Aufgrund der Vereinfachung des eingesetzten Simulationsmodells wird nachfolgend lediglich die auftretende Stempelkraft zu einem vorgegebenen Stempelhub bzw. bei einer erreichten Formfüllung zum Vergleich unterschiedlicher Einflussparameter herangezogen. Die Betrachtung, Beschreibung und Interpretation des gesamten Stempelkraft-Stempelwegverlaufes erfolgt im Rahmen der experimentellen Untersuchungen ab **Kap. 8**.

Bei der Beurteilung der Reibungsbedingungen zwischen Welle und Nabe während des Umformprozesses wurde sowohl ein zylindrisches als auch ein profiliertes Nabeninnenprofil (P3G) betrachtet. Während beim zylindrischen Nabeninnenprofil lediglich ein axial gerichteter Materialfluss auftritt, sind bei der profilierten Nabeninnenkontur gleichzeitig axial und radial gerichtete Werkstoffflussanteile vorhanden. Der Einfluss unterschiedlicher Reibungsbedingungen in Form von verschiedenen Reibfaktoren auf die Stempelkraft ist Abb. 7.6 dargestellt.

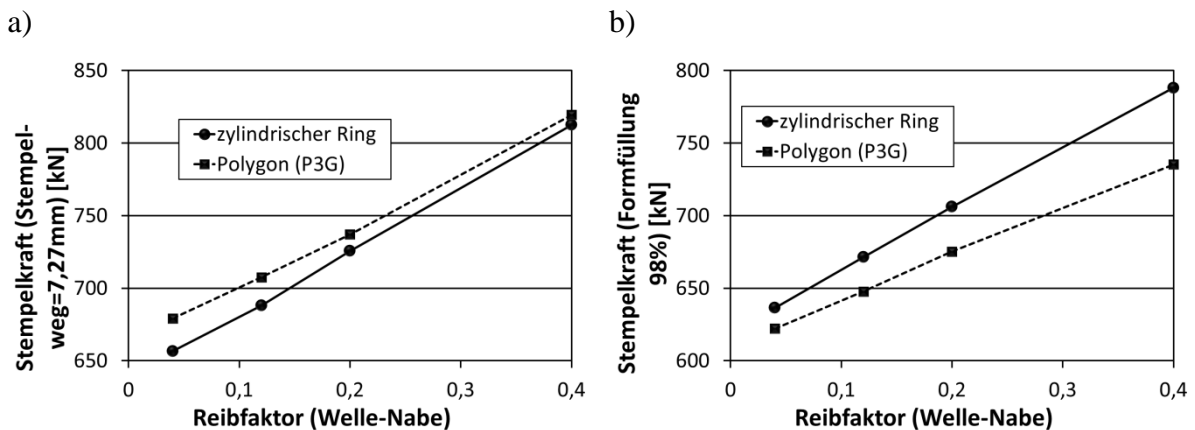


Abb. 7.6: Berechneter Einfluss des gewählten Reibfaktors auf die Stempelkraft bei a) gleichem Stempelweg und b) identischer Formfüllung von 98%

Als Darstellungsmethode bietet sich entweder die Stempelkraft bei einem identischen Stempelweg (a) oder die Stempelkraft bei einer bestimmten Formfüllung (b) an (Abb. 7.6). Wie in Abb. 7.6 zu sehen ist, sind je nach Darstellung unterschiedliche Verläufe und Tendenzen zu erkennen. Bei der Darstellung mit identischer Formfüllung wird eine relative Formfüllung von 98 % gewählt, da bei einer vollständigen Formfüllung (100 %) das Profil keinen nennenswerten Einfluss mehr auf die Presskraft zeigt.

Durch den zusätzlich auftretenden radial gerichteten Werkstofffluss nach dem ersten Kontakt von Welle und Nabe beim P3G-Nabeninnenprofil treten hier bei gleichem Stempelweg höhere Stempelkräfte auf. Der Unterschied nimmt mit zunehmendem Reibfaktor jedoch ab. Beim profilierten Nabeninnenprofil ist das Verhältnis des radial und axial gerichteten Werkstoffflusses nach dem ersten Kontakt vom Reibfaktor abhängig, wie in den Teilbilder a) und b) von Abb. 7.7 zu sehen ist. Während das Verhältnis von axialer zu radialer Werkstoffflussgeschwindigkeit bei einem Reibfaktor von 0,04 noch 4,7 beträgt, steigt dieses auf 5,1 für einen Reibfaktor von 0,4 an. Mit zunehmendem Reibfaktor bzw. schlechteren tribologischen Bedingungen in der Kontaktfläche zwischen Welle und Nabe steigt die Stempelkraft an und die Ausformung des Nabeninnenprofils wird erschwert.

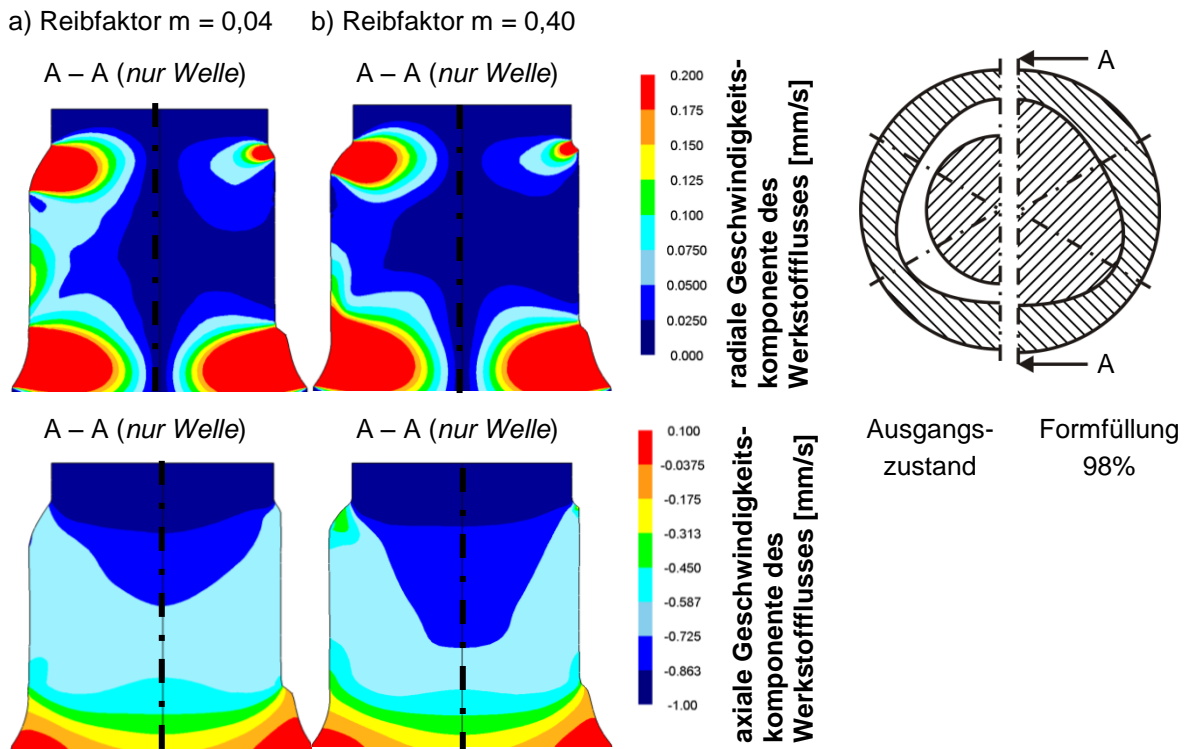


Abb. 7.7: Einfluss des Reibfaktors auf den radialen und axialen Werkstofffluss der Welle am Beispiel eines P3G-Nabeninnenprofils

Bei der Betrachtung der Stempelkraft für eine identische Formfüllung von 98 % (Abb. 7.6 b) zeigt sich hingegen ein gänzlich anderes Bild. Hier weist das zylindrische Innenprofil bei gleicher Formfüllung deutlich höhere Stempelkräfte auf und der Unterschied zwischen beiden Profilen nimmt mit größerem Reibfaktor zu, wobei die P3G-Profile eine abnehmende Tendenz aufweisen. Hierbei ist zu anmerken, dass die Welle bei einem zylindrischen Innenprofil und einem Auspressgrad von 98% bereits über den gesamten Umfang Kontakt mit der Nabe vorhanden ist und lediglich der obere Abschnitt der Welle im Bereich der oberen Matrize keinen Kontakt aufweist. Beim P3G-Profil hingegen hat sich im Kopfbereich der Mitnehmer kein Kontakt zwischen Welle und Nabe ausgebildet, wodurch der Werkstoff weniger stark eingeschränkt wird. Beim zylindrischen Innenprofil hat sich im Bereich der Nabe über nahezu die gesamte Fügellänge bereits ein Kontakt eingestellt und eine weitere Ausformung kann nur im oberen Bereich der Welle erfolgen, wozu ein nahezu ausschließlicher radialer Werkstofffluss der Welle direkt am Austritt der Matrize erforderlich ist. Alternativ hierzu kann der Werkstoff in geringem Maße axial in den Bereich der freien Umformzone entweichen, wozu jedoch die erhebliche Reibungskraft in axialer Richtung aufgrund der großen Kontaktfläche überwunden werden muss.

Bei der Betrachtung der Profilexzentrizität ist ähnliches zu beobachten. Mit zunehmender Profilexzentrizität steigt die Stempelkraft bei gleichem Stempelweg, während sie bei gleichem Auspressgrad sinkt (s. Abb. 7.8). Ursache hierfür ist das unterschiedliche Nabeninnenvolumen, welches mit größerer Profilexzentrizität sinkt. So ist bei gleichem Stempelweg die Formfüllung mit zunehmender Profilexzentrizität größer.

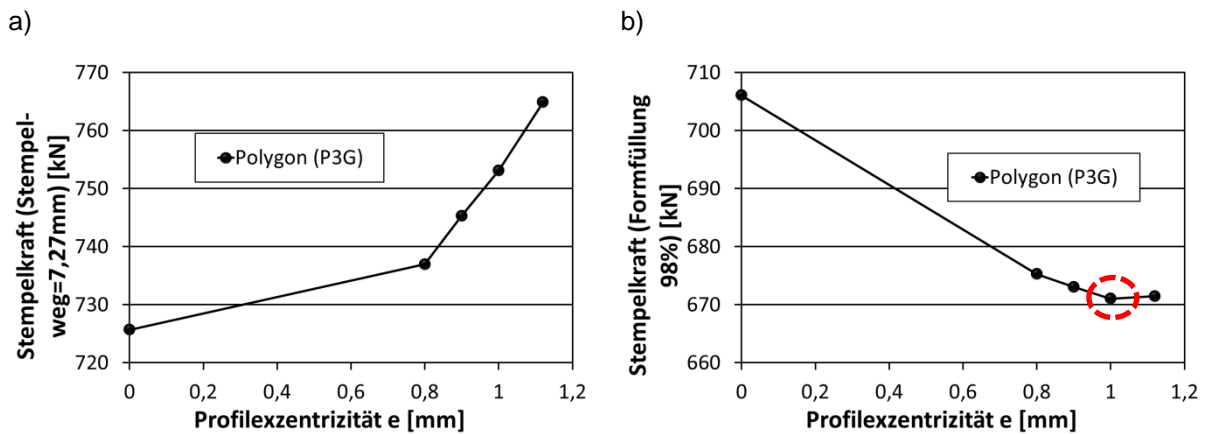


Abb. 7.8: Berechneter Einfluss der Profilexzentrität auf die Stempelkraft bei a) gleichem Stempelweg und b) identischer Formfüllung von 98%

Bei Betrachtung der Stempelkraft in Abb. 7.8 b) für eine identische Formfüllung zeigt sich, dass ab einer Profilexzentrität von $e = 1,0$ mm das relativ niedrigste Niveau der Stempelkraft erreicht wird. Vielmehr ist ein geringfügiger Anstieg der Stempelkraft zu verzeichnen. Dies legt den Schluss nahe, dass eine weitere Zunahme der Profilexzentrität, bzw. eine spitzere Mitnehmerkontur im Kopfbereich aufgrund des kleiner werdenden lateralen Ausflussquerschnitts spezifische höhere Stempelkräfte erfordert.

Für unterschiedliche Mitnehmerzahlen ist eine Berücksichtigung des Nabeninnenvolumens nicht notwendig, da diese Profile ein identisches Innenvolumen aufweisen. Somit ist der Verlauf der Stempelkraft über der Mitnehmeranzahl bei gleichem Stempelweg oder Auspressgrad identisch (Abb. 7.9 a).

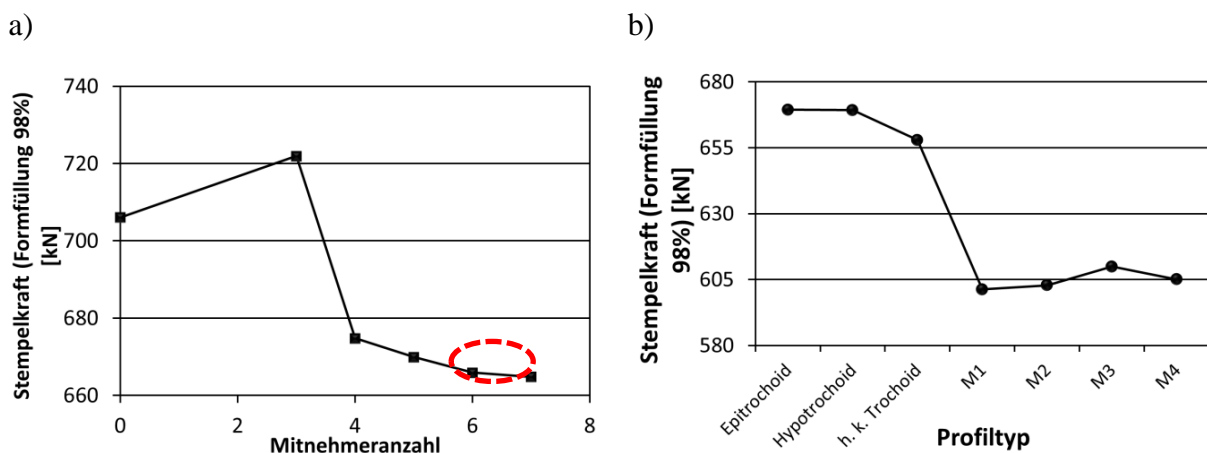


Abb. 7.9: Einfluss der a) Mitnehmeranzahl und b) des Profiltyps auf die Stempelkraft bei identischer Formfüllung von 98%

Im Gegensatz zu den Untersuchungsergebnissen von Hsu und Song [Hsu02, Son04] (s. **Kap. 2.1.3**) zum Verzahnungspressen sinkt die Stempelkraft für zunehmende Mitnehmeranzahlen, da in diesem Fall das Nabeninnenvolumen konstant ist. Erst ab einer Mitnehmeranzahl von 6 ist keine weitere signifikante Abnahme der Stempelkraft zu erkennen. Dieses Verhalten wurde bereits von Choi [Cho00] beim Verzahnungspressen trochoider Verzahnungen gezeigt (s. Abb. 2.6 a). Somit ergeben sich für Mitnehmeranzahlen von 6 und 7 mit knapp 665 kN bei einer Formfüllung von 98 % die relativ geringsten Stempelkräfte.

Der Vergleich unterschiedlicher Profiltypen erfordert den Bezug auf die erreichte Formfüllung der Nabenkavität, da hier unterschiedliche Nabeninnenvolumina vorhanden sind. Hierbei zeigt sich, dass bereits bei den einfachen Trochoiden (Epi-, Hypo- und hybrider komplexer Trochoid) eine Reduzierung der Stempelkraft durch die Verwendung einer hybriden komplexen Trochoidgeometrie als Nabeninnenprofil möglich ist. Eine weitere Reduzierung der notwendigen Stempelkraft ist durch den Einsatz komplexer M-Profile möglich, wobei das M1-Profil hierbei die geringste Stempelkraft aufweist (s. Abb. 7.9 b). Eine detaillierte Beschreibung der untersuchten M-Profile befindet sich **Kap. 7.2**.

7.3.2 Einfluss einzelner Prozessparameter auf die radiale Nabendeformation

Zur Herstellung einbaufertiger Bauteile mittels Fließpressen sind möglichst geringe maliche Abweichung der Istgeometrie von der Sollgeometrie anzustreben. Während beim klassischen Fließpressen mit Falschgeometrien im Werkzeug gearbeitet wird, um die elastischen Anteile nach der Entlastung zu kompensieren, sind die bleibenden elastischen Deformationen im vorliegenden Fall des Umformfügens einer Welle-Nabe-Verbindung zur Erzeugung eines Kraftschluss zwangsläufig erforderlich und insbesondere bei Naben mit nicht-kreiszyklindrischem Innenprofil nur bedingt vorhersagbar. Mit dem Ziel, eine möglichst geringe Rundheitsabweichung und somit eine höheren Laufruhe derartiger Bauteile zu erzielen, sind in Umfangsrichtung möglichst homogene radiale Deformationen der Nabenaußenkontur anzustreben.

Zur Bestimmung der radialen Deformation der Nabe wurde anstelle einer bzw. mehrerer Linienschnittmessungen an der Nabenmantelflache die gesamte Mantelfläche betrachtet und neben dem Mittelwert der radialen Verschiebung auch die maximale und minimale Nabendeformation ausgewertet. Um eventuell auftretende „numerische Ausreißer“ bei der Interpretation nicht falsch zu bewerten, wurden die Extremwerte aus den drei größten bzw. kleinsten Werten gemittelt.

In Abb. 7.10 sind die radialen Nabendeformationen in Abhängigkeit von den untersuchten Reibfaktoren dargestellt. Es ist deutlich zu erkennen, dass mit zunehmendem Reibfaktor die Nabendeformation steigt. Dies gilt sowohl für die zylindrischen als auch für die polygonalen Nabeninnenprofile. Ebenso liegen die radialen Deformationen beim zylindrischen Innenprofil deutlich niedriger und weisen keine derart große Streuung wie beim P3G-Profil auf. Während des Umformfügeprozesses tritt der erste Kontakt von einer Welle und einer innenprofilierten Nabe im Profiltiefpunkt auf. Hier bilden sich die größten radialen Deformationen an der Nabenaußenseite aufgrund des spezifisch hohen Kontaktfugendrucks in diesem Bereich aus. Aufgrund des bis zu diesem Prozesszeitpunkt fehlenden Kontakts zwischen Welle und Nabe in den Profilhochpunkten und der damit nicht vorhandenen Abstützung der Nabe nach innen, fällt diese in den Profiltiefpunkten leicht ein. Dies tritt bei zylindrischen Nabeninnenprofilen nicht auf, da sich der Kontakt zwischen Welle und Nabe nahezu gleichzeitig über den gesamten Umfang ausbildet, weshalb hier eine geringere Differenz der Extremwerte ermittelt wurde.

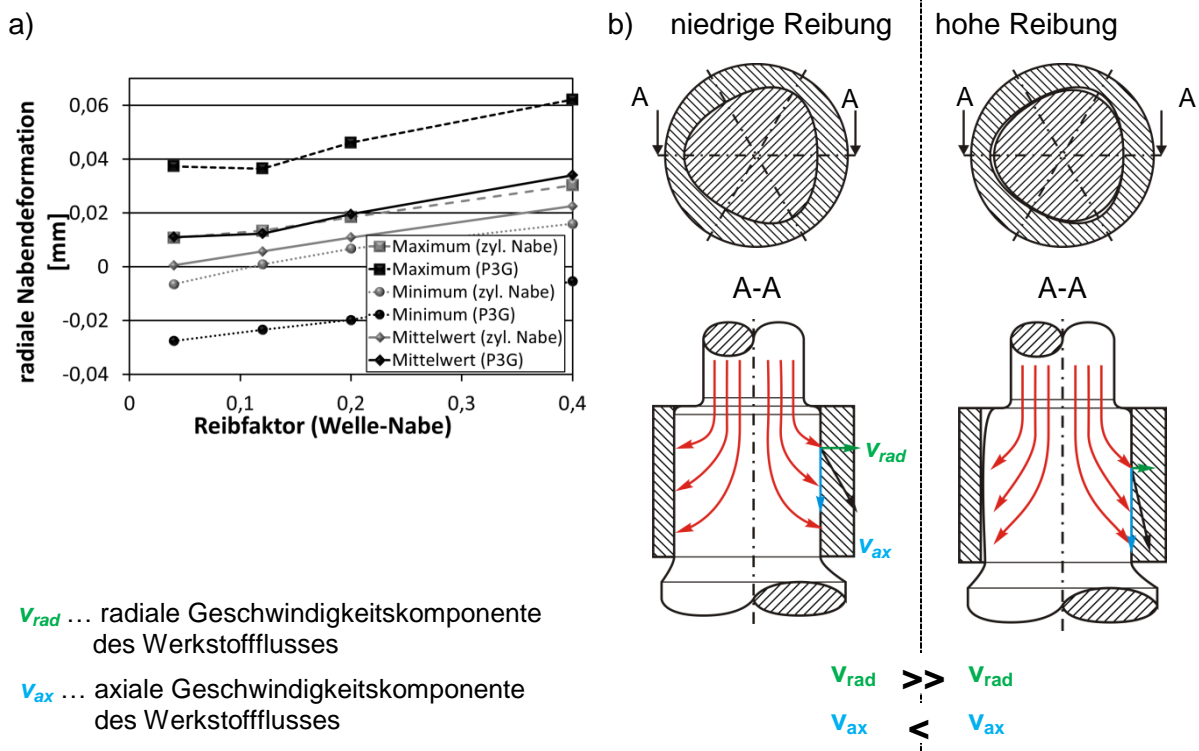


Abb. 7.10: a) Quantitativer Einfluss des gewählten Reibfaktors auf die radiale Deformation an der Nabenaußenseite und b) qualitativer Einfluss der Reibung auf den Werkstofffluss

Die Verwendung von Naben mit unrunder Außenkontur, die infolge der radialen Nabendeformation beim Umformfügen zu einer nahezu ideal kreisrunden Außenkontur führen, wurde im Rahmen dieser Arbeit nicht betrachtet. Zum einen sind derartige unrunder Außenkonturen lediglich durch Unrunddrehen oder Fräsen herstellbar, wobei die Fertigungsgenauigkeit insbesondere bei der frästechnischen Herstellung in der gleichen Größenordnung wie die erforderliche Formabweichung liegt. Zum anderen ist für den Einsatz von Naben mit Außenkontur der werkzeugtechnische Aufwand sowie die Probenhandhabung deutlich erschwert. Derartige Naben erfordern eine entsprechende Kontur der segmentierten Matrize für das radiale Vorspannen sowie eine Möglichkeit zur exakten Positionierung der Nabe zu diesen Segmenten. Ebenso führt eine Zunahme der Mitnehmeranzahlen, welche maßgeblich die Gestalt der Mantelfläche diesbezüglich beeinflussen, zu einer weiteren Einschränkung hinsichtlich des Unrunddrehens oder Schleifens hinsichtlich der Probenherstellung.

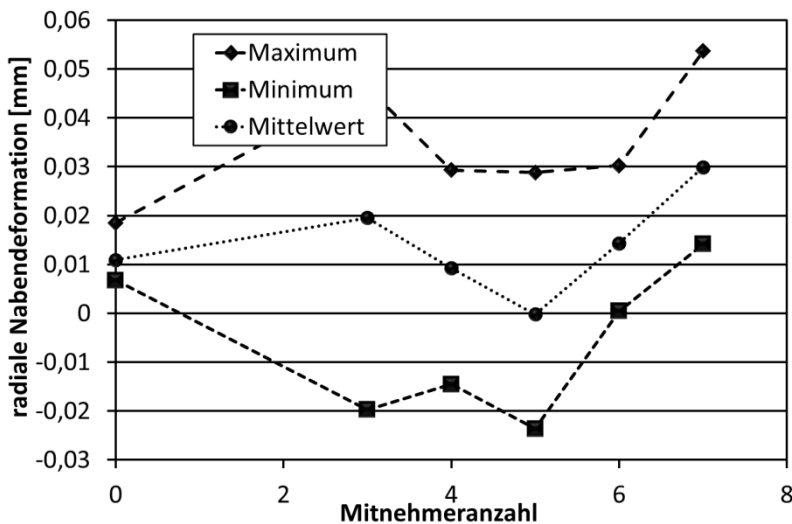
Wie bereits in **Kap. 7.3.1** beschrieben, steigt bei innenprofilierten Naben mit größerem Reibfaktor der Anteil des axialen Werkstoffflusses und somit die Stempelkraft nach dem ersten Kontakt von Welle und Nabe an, da die radiale Ausformung infolge der Reibungskraft im Bereich der Mitnehmer erschwert wird. Aufgrund dieser erhöhten Reibungskraft, welche parallel zum Nabinnenprofil und somit anteilig auch radial gerichtet ist, treten an der Nabe größere radiale Deformationen mit zunehmendem Reibfaktor auf.

Mit größerer Profilexzentrität weist die Nabe dementsprechend größere Wanddickenunterschiede auf. Während die Wanddicke im Bereich der Profilhochpunkte sinkt, steigt sie im Bereich der Profiltiefpunkte. Infolge dieser zunehmenden Wanddickengradienten verliert die dünnwandige Nabe an Steifigkeit und zeigt mit größerer

Proflexzentrität auch eine im Mittel größere radiale Nabendeformation. Des Weiteren tritt eine deutlich größere Differenz der Extremwerte auf.

Der Einfluss von unterschiedlichen Mitnehmerzahlen auf die radialen Nabendeformationen ist in Abb. 7.11 dargestellt. Bei dieser Betrachtung ist anzumerken, dass das vorhandene Versuchswerkzeug eine feste Segmentanzahl von 6 zum Vorspannen der Naben aufweist (s. **Kap. 6.4**), wodurch sich bei davon abweichenden Mitnehmerzahlen bereits beim radialen Vorspannen eine inhomogene Verformung einstellt.

a)



b)

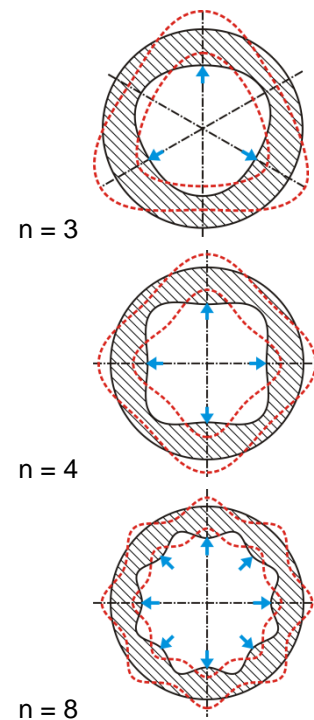


Abb. 7.11: a) Quantitativer und b) qualitativer Einfluss der Mitnehmeranzahl auf die radiale Deformation auf der Nabenaußenseite

Diese numerischen Untersuchungsergebnisse zur radialen Nabendeformation zeigen keine eindeutige Tendenz dieser in Abhängigkeit von der Mitnehmeranzahl. Lässt man den Sonderfall des zylindrischen Profils mit $n = 0$ außer Acht, so zeigt sich ein parabelförmiger Verlauf mit einem Minimum der mittleren radialen Nabendeformation für 5 Mitnehmer. Mit fortschreitender Zunahme der Mitnehmeranzahl steigt die mittlere Nabendeformation an und die Differenz der Extremwerte sinkt, was einer geringeren Rundheitsabweichung der Nabenaußenkontur entspricht. Die Ursache ist die zunehmende Abstützung der Nabe nach der Ausbildung des ersten Kontakts von Welle und Nabe. Während bei geringer Mitnehmeranzahl das zuvor bereits erwähnte Einfallen der Nabe in den Profilhochpunkten eintritt, wird die Nabe bei größeren Mitnehmerzahlen mehrfach nach innen abgestützt und weitet sich über den gesamten Umfang gleichmäßiger auf (s. Abb. 7.11 b).

Der Vergleich unterschiedlicher Profiltypen in Bezug auf die sich ausbildende radiale Nabendeformation ist in Abb. 7.12 dargestellt. Hierbei ist im linken Diagramm die absolute radiale Nabendeformation (s. Abb. 7.12 a) und im rechten Diagramm die radiale

Nabendeformation bezogen auf den Auspressgrad bei einem Stempelweg von 7,2 mm gezeigt.

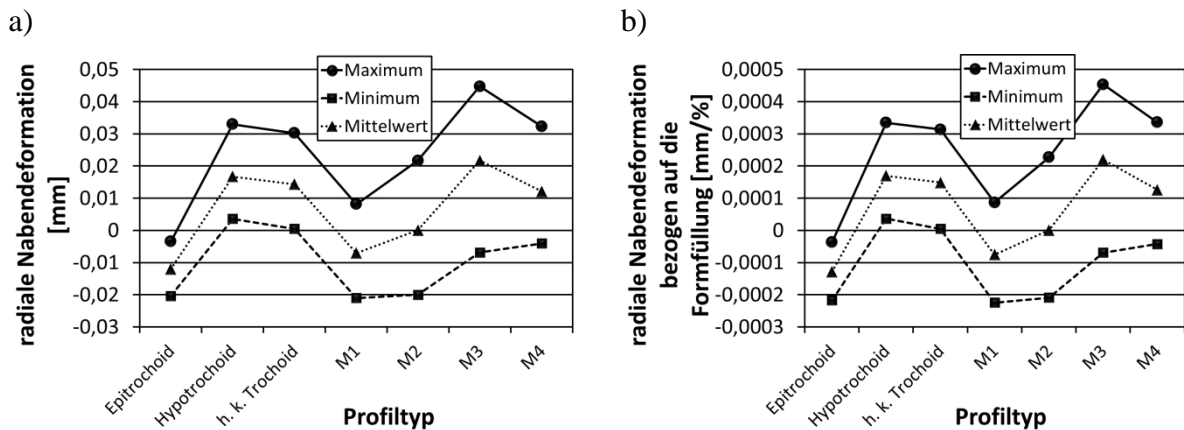


Abb. 7.12: Einfluss des Profiltyps auf die radiale Deformation an der Nabenaußenseite bei a) gleichem Stempelweg und b) identischer Formfüllung

Beide Diagramme weisen einen nahezu identischen Verlauf auf. Die Formfüllung hat somit nur einen sehr geringen Einfluss auf die sich einstellende Nabendeformation bei diesem Verfahren. Ursache hierfür ist, dass bei großen Nabeninnenvolumina für das Erreichen des gleichen Auspressgrades einer Nabe mit kleinem Innenvolumen ein größerer Stempelweg notwendig ist, wodurch bei diesem Verfahren jedoch der Hydraulikdruck in der Schließvorrichtung steigt und somit die radial wirkende Kraft der Segmente ebenfalls steigt.

Beim Vergleich der unterschiedlichen Profiltypen zeigt sich, dass das epitrochoide Innenprofil die geringsten Werte für die Nabendeformation und zudem die kleinste Rundheitsabweichung aufweist. Ein weiteres Minimum wird erreicht beim Einsatz des M1-Profiles. Hinsichtlich des Einflusses des Profiltyps auf die radiale Nabendeformation kann festgehalten werden, dass der Profiltiefpunkt möglichst spitz bzw. mit kleinem Radius ausgeführt werden sollte und der Profilhochpunkt mit einem möglichst großen Radius. Infolge der Teilung des Werkstoffflusses am Profiltiefpunkt fließt der Wellenwerkstoff unter ständigem Kontakt mit der Nabe parallel zu deren Innenoberfläche. Weist der Werkstofffluss keine bzw. eine nur sehr geringe radiale Richtungskomponente entlang der Kontaktfläche auf, wie in Abb. 7.13 am Beispiel des M3-Profiles gezeigt, steigt die Radialkraft auf die Nabe stark an. Der Verlauf der radialen Kraftkomponente entlang der Wellenoberfläche für diese drei Beispielfälle ist im **Anhang 11.6** dargestellt.

Ein rein qualitativer Vergleich des Geschwindigkeitsfeldes zeigt, dass mit zunehmender tangentialer Ausdehnung bzw. größerem Radius des Profiltiefpunkts jener Bereich sehr geringer Geschwindigkeit (in Abb. 7.13 blau dargestellt) stärker ausgeprägt ist bei identischem Auspressgrad. Gleichzeitig nimmt die Geschwindigkeit des Werkstoffflusses im Bereich der freien Umformung zu. Der Werkstofffluss wird somit zunehmend inhomogen.

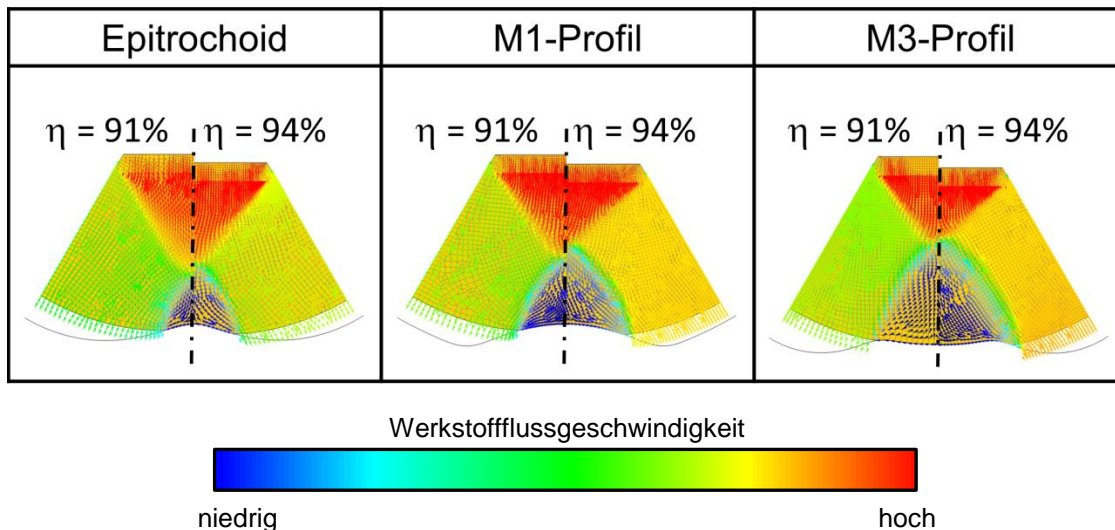


Abb. 7.13: Qualitativer Vergleich des Werkstoffflussgeschwindigkeit am Profilhochpunkt für unterschiedliche Profiltypen

7.3.3 Einfluss der Prozessparameter auf die Tangentialspannungen in der Nabe

Die tangentialen Zugeigenspannungen, die in der Nabe nach dem Umformfügen vorliegen, reduzieren die zulässigen Betriebslasten der Verbindung. Gleichzeitig sind die Spannungen jedoch für die Erzeugung eines Kraftschlusses der Verbindung erforderlich. Aus Prozess- und Bauteilsicht sollten die in der Nabe vorhandenen Eigenspannungen nach dem Umformfügeprozess möglichst geringe Absolutwerte und minimale Eigenspannungsgradienten aufweisen. Vor allem letztere wirken im Einsatz derartiger Bauteile als innere Kerbe und können zu einem frühzeitigen Versagen der Verbindung führen. [Wan02]

Bei der Betrachtung der Tangentialspannungen ist anzumerken, dass sie eng mit den radialen Deformationen der Nabenaußenseite verknüpft sind und für beide Kenngrößen eine teilweise gleichartige Verteilung in der Nabe auftritt. Allerdings werden für die nachfolgende Betrachtung nicht die Tangentialspannungen im entlasteten Zustand betrachtet, sondern vielmehr die Spannungen, die im Prozess unter Einwirkung der Stempelkraft auftreten, und teilweise deutlich oberhalb von Tangentialspannungen im entlasteten Bauteil liegen. Dieser Zustand wird durch die radiale Nabenvorspannung und somit die elastischen Deformationen des Werkzeuges beeinflusst.

In Abb. 7.14 ist der Einfluss des in der Simulation gewählten Reibfaktors auf die sich ausbildenden Tangentialspannungen an der Außenseite der Nabe bei einem Stempelweg von 7,2 mm dargestellt. Es zeigt sich zunächst, dass die Tangentialspannungen sowohl für das zylindrische als auch für das polygonale Nabinnenprofil im Mittel alle positiv sind, wobei der Mittelwert für P3G-Naben geringfügig höher liegt als der für zylindrische Nabinnenkonturen. Für alle gewählten Reibfaktoren kann festgestellt werden, dass beim Einsatz eines P3G-Nabinnenprofils eine größere Streuung und somit vermeintlich höhere Spannungsgradienten auftreten. Alle Werte steigen mit zunehmendem Reibfaktor leicht an. Die maximal auftretende Tangentialzugspannung liegt bei ca. 1.000 MPa. Dies entspricht etwa $\frac{2}{3}$ der Ersatzstreckgrenze des Nabenwerkstoffes 42CrMo4 im vergüteten Zustand mit

einer Härte von 54 HRC (s. Abb. 5.4). Wird von einem zweiachsigen Spannungszustand, bestehend aus radialer Spannungskomponente infolge der Vorspannung und tangentialer Spannungskomponente, ausgegangen und ein Bauteilversagen durch einen spröden Gewaltbruch angenommen, so wird gemäß der Normalspannungshypothese die erste Hauptspannung als Vergleichsspannung herangezogen, welche in diesem Fall der tangentialen Zugspannung an der Nabenaußenseite entspricht. Ein Versagen der hier untersuchten Nabentypen beim Umformfügeprozess infolge eines Risses ausgehend von der Nabenaußenseite ist somit ausgeschlossen.

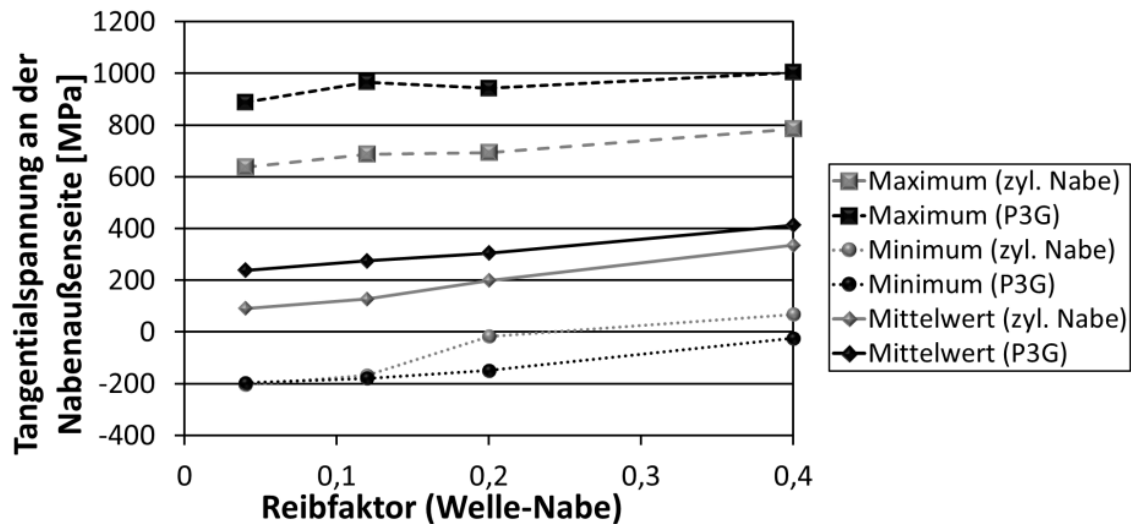


Abb. 7.14: Einfluss des gewählten Reibfaktors auf die Tangentialspannung an der Nabenaußenseite

Hinsichtlich des Einflusses unterschiedlicher Mitnehmerzahlen und Profiltypen ergibt sich ein nahezu analoges Verhalten der Spannungsbeträge wie bei der Betrachtung der radialen Deformationen (s. **Kap. 7.3.2**). So zeigt ein Profil mit 6 Mitnehmern ein mittleres Tangentialspannungsniveau von 243 MPa und eine Maximalspannung in tangentialer Richtung von 791 MPa. Hinsichtlich unterschiedlicher Profiltypen zeigt jedoch das M1-Profil im Gegensatz zu den radialen Deformationen die geringsten tangentialen Spannungen. Das epitrochoide Nabinnenprofil, welches die geringsten radialen Deformationen aufweist, führt zu geringfügig höheren tangentialen Spannungen. Ursache hierfür ist der größere Radius des Profiltiefpunktes beim M1-Profil, infolge dessen hier eine höhere Deformation bei einer gleichzeitig größeren Wanddicke auftritt, wodurch sich geringere Spannungsbeträge ausbilden.

7.3.4 Einfluss der Prozessparameter auf den Kontaktfugendruck

Wie im Stand der Technik gezeigt, erlaubt ein zusätzlicher Fugendruck in einer formschlüssigen Welle-Nabe-Verbindung (Presssitz) eine Reduzierung des Verschleißes (s. **Kap. 2.3.1**). Die analytische Berechnung des Fugendrucks anhand der radialen Nabendeformation infolge der Umformung ist für nichtzylindrische Innenprofile bis dato nicht bekannt.

In Abb. 7.15 sind die zu erwartenden mittleren Fugendrucke für ein zylindrisches sowie polygonales Nabinnenprofil in Abhängigkeit vom gewählten Reibfaktor für den Kontakt

zwischen beiden Bauteilen dargestellt. Es ist zu erkennen, dass das zylindrische Innenprofil für kleine Reibfaktorwerte nur geringe Fugendruckunterschiede aufweist. Aufgrund der Profiltiefpunkte, die eine innenprofilierte Nabe aufweist, bildet sich der Kontakt in diesen Bereichen zu einem früheren Prozesszeitpunkt bzw. bereits bei einem Stempelweg von 2,0 mm und der Reibungseinfluss ist somit für innenprofilierte Naben wesentlich höher im Vergleich zu zylindrischen Naben. Die Kontaktausbildung bei einer zylindrischen Nabe erfolgt dahingegen erst bei einem Stempelweg von 4,5 mm. Bei einem Stempelweg von 6 mm ist die Kontaktfläche bereits über eine axiale Länge von 13 mm ausgebildet. Dies entspricht 81 % der maximal zu erwartenden axialen Kontaktlänge. Beim zylindrischen Nabeninnenprofil tritt im Vergleich zu einer innenprofilierten Nabe im Bereich der Mitnehmer kein derartig stark ausgeprägtes radiales Fließen bei gleichzeitigem Kontakt von Welle und Nabe auf. Die Reibung zwischen Welle und Nabe trägt hierbei lediglich zum axialen nicht jedoch zum radialen Formänderungswiderstand bei, der sich aus Fließspannung und Reibwiderstand (auch Fließwiderstand genannt) zusammensetzt. Überschreitet der axiale Formänderungswiderstand den radialen Formänderungswiderstand, der für zylindrische Nabeninnenprofile maßgeblich durch die elastische Verformung von Nabe und Werkzeug bestimmt wird, kommt es zu einem geringen Anstieg des radialen Werkstoffflusses und folglich treten höhere Fugendrucke auf. Für kleine Reibfaktoren übersteigt der axiale Formänderungswiderstand diesen Grenzwert nicht und es treten nur geringe Fugendrucke auf. Beim Einsatz profilierter Naben wird der radiale Formänderungswiderstand maßgeblich durch die Fließspannung und den Reibwiderstand bei der Ausformung der Mitnehmer bestimmt. Zum einen tritt aufgrund der vorhandenen Kavität im Bereich der Profilhochpunkte ein geringerer radialer Formänderungswiderstand auf im Vergleich zu zylindrischen Naben, da hier lediglich die Fließspannung der Formänderung entgegenwirkt. Am Profiltiefpunkt bzw. an den Mitnehmerflanken hingegen wirkt neben dem Reibwiderstand parallel zur Nabenoberfläche eine zusätzlich Spannungskomponente senkrecht zur Nabeninnenoberfläche auf die umzuformende Welle. Zum anderen steigen diese beiden Werte mit fortschreitender Ausformung weiter an, wodurch sich während des gesamten Umformfügeprozesses ein radialer Werkstofffluss einstellt und höhere Fugendrucke auftreten.

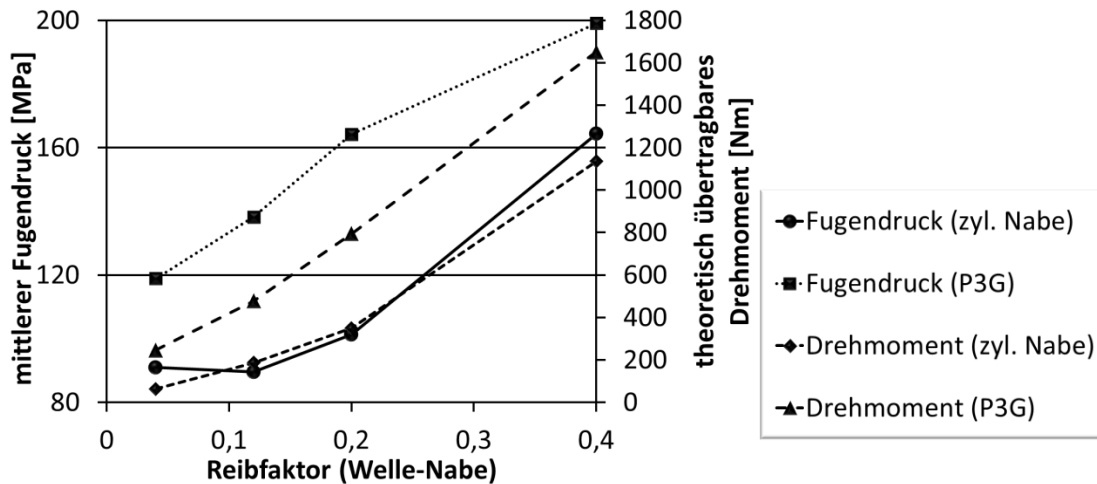


Abb. 7.15: Einfluss des gewählten Reibfaktors auf den Kontaktfugendruck und das daraus berechnete, übertragbare Drehmoment (98% Formfüllung; 0,8 mm Proflexzentrität der P3G-Verbindung)

Ebenfalls in Abb. 7.15 dargestellt sind die theoretisch übertragbaren Drehmomente für einen zylindrischen Querpressverband mit den ermittelten Fugendrücke und Reibfaktoren für die zylindrische Nabe. Ebenso ist das übertragbare Drehmoment der Polygonverbindung dargestellt, das für diesen Vergleich vereinfacht aus einem Anteil für die formschlüssige Polygonverbindung und einem Anteil für den kraftschlüssigen Querpressverband zusammengesetzt wurde. Die Berechnung des übertragbaren Drehmoments für einen zylindrischen Querpressverband erfolgte gemäß Gl. 7.1, wobei anstelle der Reibungszahl μ der in der Simulation verwendete Reibfaktor m (Schubspannungsmodell) verwendet wurde. Die Berechnung des Drehmoments des Polygonprofils erfolgte nach Gleichung Gl. 7.2. Für die Berechnung des übertragbaren Drehmoments infolge des kraftschlüssigen Anteils der Polygonverbindung wurde vereinfacht die Gleichung für einen zylindrischen Querpressverband (Gl. 7.1) verwendet und der Polygonnenndurchmesser als Fügedurchmesser eingesetzt.

übertragbares Drehmoment
eines zylindrischen
Querpressverbands gemäß
DIN 7190 [DIN90]

$$M_{tQPv} = \frac{p_f \cdot \mu \cdot \pi \cdot d_f^2 \cdot l}{2} \quad \text{Gl. 7.1}$$

übertragbares Drehmoment
eines Polygonprofils (P3G)
gemäß DIN 32711-2 [DIN11b]

$$M_{tP3G} = p_f \cdot l \cdot \left(0,75 \cdot \pi \cdot e \cdot d_f + \frac{d_f^2}{20} \right) \quad \text{Gl. 7.2}$$

Trotz eines geringfügig abnehmenden Fugendrucks für einen Reibfaktor von 0,12 im Vergleich zu der Simulation mit $m=0,04$ steigt das übertragbare Drehmoment für zylindrische Nabeninnenprofile. Das theoretisch übertragbare Drehmoment bei Polygonverbindungen liegt zudem deutlich höher als bei zylindrischen Nabeninnenprofilen. Für kleine Reibfaktoren ($m=0,04$) in der Kontaktfläche und somit auch kleine Fugendrücke beträgt der formschlüssige Anteil an der Drehmomentübertragung beim Polygonprofil 60 % des übertragbaren Drehmoments von 246 MPa. Für einen hohen Reibfaktor von $m=0,4$ hingegen beträgt der Anteil lediglich 16 %. Vernachlässigt man den Anteil an der

Drehmomentübertragung aufgrund des formschlüssigen Verbindungscharakters beim Polygonprofil und vergleicht ausschließlich die übertragbaren Drehmomente infolge des Kraftschlusses, so weisen die Polygonverbindungen ausgehend von den berechneten Fugendrücken für unterschiedliche Reibfaktoren im Durchschnitt eine um 40 % höhere Drehmomentübertragungsfähigkeit auf. Somit weist das Umformfügen von profilierten Naben ein deutliches Steigerungspotenzial auf, da nicht nur ein Fugendruck eingestellt wird, sondern dieser im Mittel um 40 % höher ausfällt für das Beispiel einer Polygonprofilverbindung als bei zylindrischen Nabeninnenprofilen.

Der Einfluss der Mitnehmeranzahl auf den sich einstellenden Fugendruck ist in Abb. 7.16 dargestellt. Hier ist ein deutlicher Anstieg des Fugendrucks mit zunehmender Mitnehmeranzahl zu erkennen, wobei ab einer Mitnehmeranzahl von 5 nur noch geringere Fugendruckunterschiede auftreten. Eine größere Mitnehmeranzahl führt zu einem Anstieg des radialen Formänderungswiderstandes infolge der größeren Reibungs- bzw. Kontaktfläche und aufgrund der kleineren Mitnehmerquerschnitte bzw. Kavitäten. Für den theoretischen Fall einer Nabe mit einer sehr großen Mitnehmeranzahl ($n \rightarrow \infty$) wären nahezu keine Kavitäten mehr vorhanden und die Welle kontaktiert die Profiltiefpunkte über den gesamten Umfang. Dieser Fall entspräche dann dem Umformfügen einer Nabe mit kleinerem Nabeninnendurchmesser, wobei dieselbe Formfüllung angestrebt würde, weshalb sich höhere Fugendrücke ergeben, welche somit eine Art Grenzwert für den in Abhängigkeit von der Mitnehmeranzahl maximal möglichen Fugendruck darstellen.

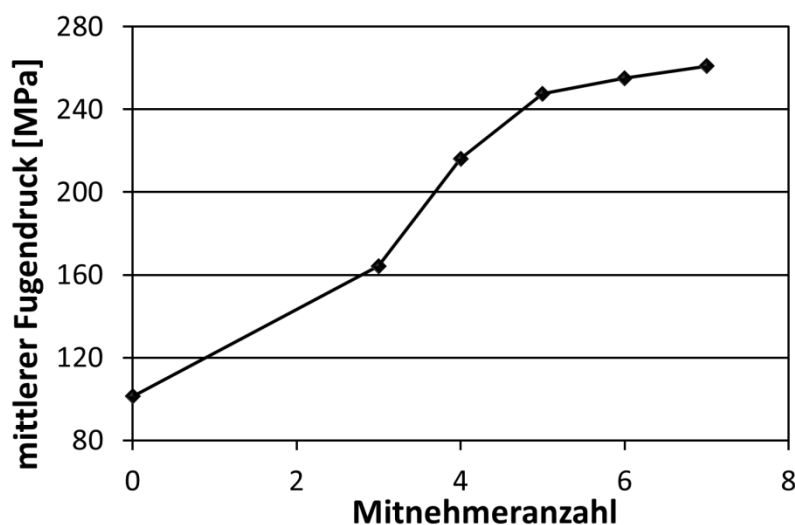


Abb. 7.16: Einfluss der Mitnehmeranzahl auf den mittleren Kontaktfugendruck zwischen Welle und Nabe (hybrider komplexer Trochoid mit 6 Mitnehmern und einer Profilexzentrizität von 0,8 mm; 7,27 mm Stempelweg)

Hinsichtlich der Grundprofile von Epi-, Hypotrochoid und hybriden komplexen Trochoiden zeigt sich, dass der Fugendruck für das hypotrochoide Nabeninnenprofil mit 313 MPa im Mittel deutlich höhere Werte aufweist (s. Abb. 7.17). Diese Tendenz ist bereits auch durch die radiale Deformation der Nabenaußenseite (**Kap. 7.3.2**) zu erkennen.

Die M-Profile 1 und 2 zeigen im Vergleich zu hybriden komplexen Trochoiden keine signifikante Steigerung des mittleren Fugendrucks, wobei die radialen Deformationen beider Nabentypen (s. **Kap. 7.3.2**) deutlich geringer sind. Während bei Naben mit hybridem,

komplexem trochoidem Innenprofil ein vergleichsweise ungleichmäßig verteilter Fugendruck vorliegt, ergeben sich hierbei lokal deutlich unterschiedliche Nabendeformationen. Bei den M1- und M2-Profilen treten jedoch im Gegensatz dazu eine homogenere Fugendruckverteilung und somit radiale Nabendeformation auf. Die Profile M3 und M4, deren Profiltiefpunkte eine deutlich größere tangentialen Ausdehnung aufweisen und somit einem hypotrochoiden Innenprofil ähneln, verursachen neben den größten mittleren Fugendrücken auch größere radiale Deformationen. Die Fugendrücke sind hierbei im Bereich der Profiltiefpunkte deutlich höher, da hier ein radiales Fließen des Wellenwerkstoffes nur bedingt möglich ist.

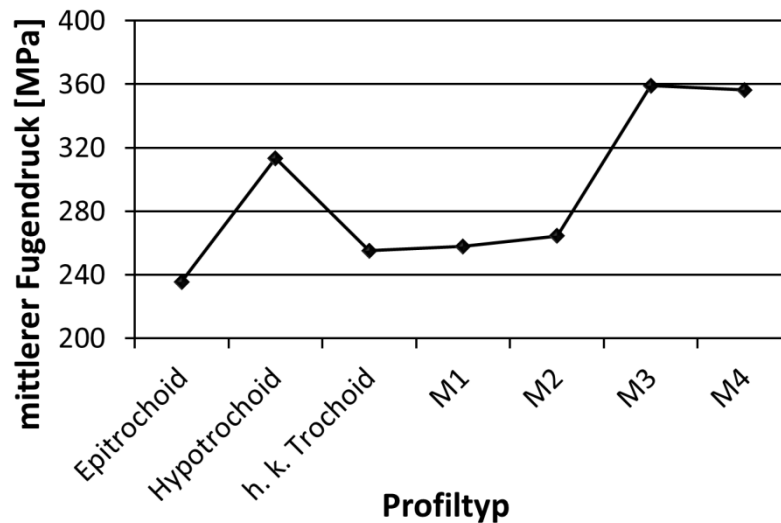


Abb. 7.17: Einfluss des Profiltyps auf den mittlere Kontaktfugendruck zwischen Welle und Nabe (6 Mitnehmern; 0,8 mm Profilexzentrität, 7,27 mm Stempelweg)

7.3.5 Zusammenfassung der numerischen Simulationsergebnisse (3D)

In Tab. 7.4 sind die anhand der vorgestellten Prozesssimulationen (**Kap. 7.3.1 bis 7.3.4**) abgeleiteten optimalen Prozess- bzw. Bauteilparameter für das jeweilige Beurteilungskriterium übersichtlich zusammengefasst. Der Spezialfall des zylindrischen Nabinnenprofils mit null Mitnehmern und 0 mm Profilexzentrität ist hierbei nicht berücksichtigt, da er aus Prozesssicht in Bezug auf die gleichmäßig Verteilung von Bauteileigenschaften in Umfangsrichtung als optimal angesehen werden kann, allerdings lediglich eine kraftschlüssige Verbindung erzeugt, die im Vergleich zu formschlüssigen Verbindungen eine deutlich geringere Drehmomentübertragungsfähigkeit aufweist (s. Abb. 7.15).

Tab. 7.4: Optimale Prozesskennwerte

Einflussgröße	zu wählender Kennwert			
	Stempelkraft	Nabendeformation	Tangentialspannung	Fugendruck
Reibung (Reibfaktor)	geringe Gleitreibung (geringer Reibfaktor)	0,04	0,04	0,4
Wellenwerkstoff	16MnCrS5 im GKZ-Zustand	GKZ	GKZ	FP
Profilexzentrizität	e = 1,0 mm	e = 0,8 mm	e = 0,8 mm	e = 1,12 mm
Mitnehmeranzahl	6	6	6	5 – 7
Profiltyp	M1-Profil	Epitrochoid	M1-Profil	M3-Profil

Anhand dieser numerischen Ergebnisse werden somit zur Herstellung einer optimalen Welle-Nabe-Verbindung aus Prozesssicht folgende Prozess- und Profilparameter empfohlen:

- Profilexzentrizität: $e = 0,8 \text{ mm}$
- Profiltyp: **M1-Profil**
- Wellenwerkstoff: 16MnCrS5 im GKZ-Zustand
- Mitnehmeranzahl: $n = 6$
- Reibfaktor / Reibungsbedingungen: $m = 0,04$ / **geringe Reibung**

Hierbei ist jedoch zu beachten, dass bezüglich der Profiltypen nicht von einem optimalen Profil gesprochen werden kann, da lediglich eine Auswahl an Profilen betrachtet wurde und die Untersuchung keinen Anspruch auf Vollständigkeit hat. Bei der Abstufung der Funktionsparameter f_1 , f_2 und f_3 sind nahezu unendlich viele Abstufungen innerhalb einer Profilgruppe möglich. Derartige feine Abstufungen der Funktionsparameter und die sich hieraus ergebenden Unterschiede der Profilkontur sind in der Praxis jedoch aufgrund der notwendigen bzw. vorhandenen Fertigungstoleranz der Nabeninnenprofile nicht umsetzbar. Ebenso können diese Profilunterschiede im Rahmen einer 3-dimensionalen numerischen Untersuchung aufgrund der limitierten Elementanzahl und der damit verbundenen, eingeschränkten Diskretisierung nur unzureichend abgebildet werden.

Die numerischen Untersuchungen zeigen insbesondere einen großen Einfluss des Nabeninnenprofils und der Reibungsbedingungen in der Kontaktfläche auf die betrachteten Prozesskenngrößen und Bauteileigenschaften wie Stempelkraft oder radiale Nabendeformation. Die tribologischen Bedingungen in der Kontaktfuge wurden im Rahmen dieser Untersuchung mit Hilfe des Reibfaktors m (Schubspannungsmodell) modelliert. Hierbei wurde für den gesamten Fügeprozess ein konstanter Reibfaktor verwendet. In der Praxis ist jedoch davon auszugehen, dass die Reibung zu Prozessbeginn zunächst gering ist und mit zunehmender Flächenpressung und Oberflächenvergrößerung der Welle ansteigt. Ebenso ist davon auszugehen, dass für die späteren Gebrauchseigenschaften der Verbindung, wie beispielsweise die Drehmomentübertragungsfähigkeit, das verwendete Reibfaktormodell aufgrund der fehlenden hohen Schubspannungen Unzulänglichkeiten aufweist. Entscheidend für die Übertragungsfähigkeit von Drehmomenten und Axialkräften ist zudem die Haftreibungskraft und nicht die für den Umformfügeprozess relevante Gleitreibungskraft. Die numerische Untersuchung erlaubt daher zunächst keine explizite Aussage zur Wahl bzw.

Gestaltung der Wellen- und Nabenoberfläche sowie dem zu verwendenden Schmierstoff, um in der Praxis bestmögliche Prozessbedingungen und Bauteileigenschaften zu erreichen. Es ist daher notwendig, das tribologische System der Kontaktfläche während und nach dem Umformfügeprozess im Rahmen experimenteller Untersuchungen ausführlich zu betrachten.

Hinsichtlich der Profilparameter des Nabeninnenprofils konnte im Rahmen dieser numerischen Untersuchung ausgehend von den betrachteten Wertebereichen eine bestmögliche Parameterkombination gefunden werden. Für die Simulationsmodelle mit profilierten Nabeninnenkonturen wurden ebenfalls konstante Reibfaktoren betrachtet, wobei dies, wie zuvor erwähnt, nicht sehr praxisnah ist. Ebenfalls konnte die sehr komplexe Werkzeugkinematik, aufgrund der vorhandenen Freiheitsgrade der einzelnen Segmente in axialer, radialer und tangentialer Richtung, nicht realitätsnah abgebildet werden. Vielmehr wurden die Segmente in tangentialer Richtung fixiert, wodurch das elastische Verformungsverhalten beeinflusst wird. Trotz dieser Maßnahmen und Abweichungen des Simulationsmodells zum Realversuch erlaubt die numerische Voruntersuchung einen belastbaren Vergleich hinsichtlich des Einflusses unterschiedlicher Parameter auf den Umformfügeprozess und die Bauteileigenschaften. Für eine belastbare Aussage in Bezug auf den Realversuch und die Absolutwerte von beispielsweise den radialen Nabendeformationen oder Stempelkräften ist eine Validierung der bisher gewonnenen numerischen Erkenntnisse erforderlich. Dies schließt auch die experimentelle Untersuchung zum Einfluss der Nabenvorspannung (**Kap. 6.4**) mit ein.

Was ist der Unterschied zwischen Theorie und Praxis? Theorie ist, wenn man alles weiß und nichts funktioniert – Praxis ist, wenn alles funktioniert und keiner weiß warum.

(Unbekannt)

8 Experimentelle Untersuchungen

Die experimentellen Untersuchungen in dieser Arbeit beschäftigen sich ausschließlich mit dem Herstellungsprozess von Welle-Nabe-Verbindungen mittels Quer-Fließpressen. Anforderungen aus Sicht der Gebrauchseigenschaften, wie zum Beispiel die Torsionsfestigkeit, werden nur in geringem, eher qualitativem Maße berücksichtigt.

Nachfolgend werden zunächst das Vorgehen im Rahmen der experimentellen Untersuchungen, die in drei Versuchsreihen gegliedert sind, und die zugehörigen Versuchspläne dargestellt. Im Anschluss daran folgt in den **Kap. 8.2.1 – 8.2.5** eine ausführliche Beschreibung zu den eingesetzten Prüf- und Analyseverfahren. Nach der Darstellung der Versuchsergebnisse je Versuchsreihe erfolgt ein Fazit zu den Wechselwirkungen der Versuchsparameter aus den drei Versuchsreihen.

8.1 Vorgehen

Das Vorgehen der experimentellen Untersuchungen zur Bestimmung des Einflusses unterschiedlicher Eingangsgrößen wie Reibung oder Profilform auf den Umformfügeprozess und die Gebrauchseigenschaften gliedert sich in drei Versuchsreihen, die vereinfacht unter den Hauptgegenständen der Betrachtung „Tribologie“, „Profil“ und „Vorspannung“ zusammengefasst sind.

Im Rahmen der ersten Versuchsreihe wurde der Einfluss der tribologischen Bedingungen in der Kontaktfläche von Welle und Nabe betrachtet. Hierbei sind zum einen die Prozessanforderungen nach einer geringen Gleitreibung zur einfacheren Ausformung der Nabeninnenprofile und zum anderen die Gebrauchsanforderungen nach einer hohen Haftreibung zur Übertragung hoher Axialkräfte zu erfüllen. Das hierzu untersuchte tribologische System der Welle und Nabe während des Umformprozesses wird maßgeblich durch die Oberflächentopografie der beiden Kontaktpartner und den verwendeten Schmierstoff beeinflusst. Im Rahmen der Versuchsreihe „Tribologie“ (s. Tab. 8.1) wurden 12 Versuchsreihen mit unterschiedlichen Kombinationen dieser drei Einflussparameter durchgeführt. Ziel dabei war es, optimale Gleit- und Haftreibungsbedingungen für den Umformfügeprozess zu ermitteln. Neben Prozesskräften und Oberflächendehformationen in der Kontaktfläche bildet die Ermittlung von Gleit- und Haftreibungszahlen in der Welle-Nabe-Verbindung das Hauptziel. Dies erforderte die Bestimmung von Reibungskräften in Form einer axialen Auspresskraft und Normalkräften in Form eines auf die Fügefläche wirkenden Fugendrucks. Zur Bestimmung des Fugendrucks in der Welle-Nabe-Verbindung wurden die Naben für diese Versuchsreihe zylindrisch ausgeführt, wodurch der Fugendruck analog zu einem klassischen zylindrischen Querpressverband anhand der radialen Nabendeformation ermittelt werden konnte. Die radiale Nabendeformation wird hierbei durch

partielles Messen der Nabenaußenkontur vor und nach dem Umformfügen sowie nach dem Auspressen ermittelt. Das Vorgehen im Rahmen der Versuchsreihe „Tribologie“ ist in Abb. 8.1 dargestellt.

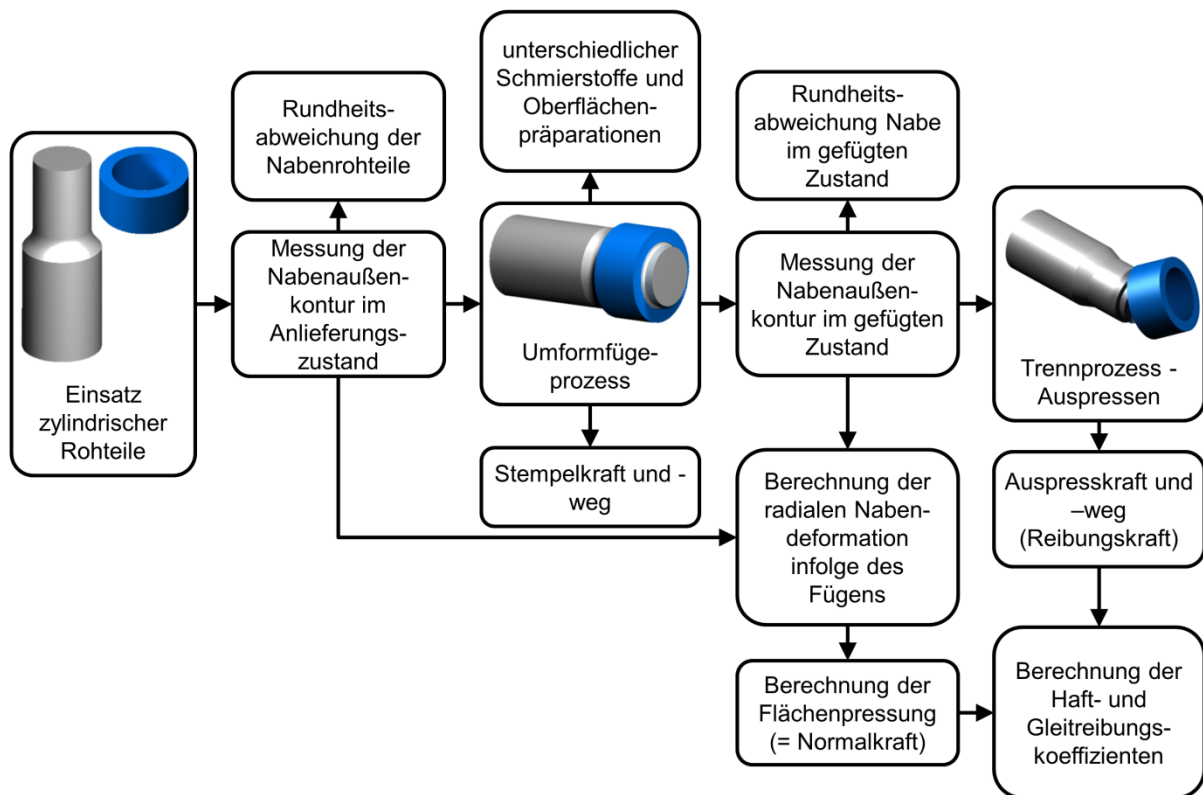


Abb. 8.1: Methodisches Vorgehen bei der Untersuchung zum Einfluss der Nabeninnenprofilparameter auf den Umformfügeprozess

Für die Versuchsreihe „Tribologie“ wurde die Welle im Wärmebehandlungszustand GKZ verwendet und eine hydraulische Vorspannung im Schließvorrichtungssystem von 140 bar eingestellt. Bei der 3-dimensionalen numerischen Untersuchungen zum Umformfügeprozess (s. **Kap. 7.3**) wurde der Einfluss des tribologischen Systems in der Kontaktfuge auf verschiedene Prozesskenngrößen und Gebrauchseigenschaften vereinfacht durch die Variation des konstanten Reibfaktors m (Schubspannungsmodell) für diese Kontaktbedingungen analysiert. Ausgehend von diesen theoretischen Reibfaktoren kann jedoch kein dementsprechend für die Praxis relevantes tribologisches System bestimmt werden. Für die experimentellen Untersuchungen in Bezug auf das Tribo-System der Kontaktfuge ist daher eine umfangreiche Variation der zuvor erwähnten Parameter, Oberflächentopografien von Welle und Nabe sowie Schmierstoff erforderlich. Der Versuchsplan der Versuchsreihe „Tribologie“ ist in Tab. 8.1 dargestellt.

Tab. 8.1: Versuchsplan der Versuchsreihe „Tribologie“

Versuchsreihe	Wellenoberfläche	Nabenoberfläche	Schmierstoff
A	gedreht (Sa = 2,16 µm)	gedreht (Sa = 2,63 µm)	DIAPress (Öl, Oelheld)
B	poliert (Sa = 0,24 µm)	gedreht (Sa = 2,63 µm)	DIAPress (Öl, Oelheld)
C	gedreht (Sa = 2,16 µm)	poliert (Sa = 0,71 µm)	DIAPress (Öl, Oelheld)
D	gedreht (Sa = 2,16 µm)	gedreht (Sa = 2,63 µm)	Molykote® (Dow Corning Co.)
E	gedreht (Sa = 2,16 µm)	gedreht (Sa = 2,63 µm)	BERUFORGE 190 (Carl Bechem)
F	gedreht (Sa = 2,16 µm)	gedreht (Sa = 2,63 µm)	Zinkphosphatschicht mit Seife (ZWEZ)
G	gedreht (Sa = 2,16 µm)	gestrahlt (Sa = 1,55 µm)	DIAPress (Öl, Oelheld)
H	gedreht (Sa = 2,16 µm)	aufgeraut *) (Sa = 2,35 µm)	DIAPress (Öl, Oelheld)
I	gedreht (Sa = 2,16 µm)	gedreht (Sa = 2,63 µm)	trocken/ohne Schmierstoff
J	gedreht (Sa = 2,16 µm)	aufgeraut **) (Sa = 1,60 µm)	DIAPress (Öl, Oelheld)
K	gedreht (Sa = 2,16 µm)	gedreht (Sa = 2,63 µm)	brüniert
L	gedreht (Sa = 2,16 µm)	gedreht (Sa = 2,63 µm)	Manganphosphatschicht (ZWEZ)
*) ... axiale Texturrichtung der Riefenstruktur			
**) ... tangentielle Texturrichtung der Riefenstruktur			

Ebenfalls im Rahmen dieser Versuchsreihe wurden die Eigenspannungen in der Nabe infolge des Umformfügens analysiert. Diese werden maßgeblich durch das Verhältnis von radialem und axialem Werkstofffluss definiert, deren Verhältnis zueinander wiederum maßgeblich durch die Reibungsbedingungen beeinflusst wird. Basierend auf den vorausgehenden Ergebnissen der Versuchsreihe Tribologie wurde für diese Versuchsreihe ein öliger Schmierstoff, eine gedrehte Wellenoberfläche und zwei unterschiedliche Nabeninnenoberflächengüten verwendet. Ebenso wurde der Wellenwerkstoff in den beiden Zuständen GKZ und FP eingesetzt, wodurch sich ebenfalls andere Eigenspannungen in der Nabe einstellen. Der entsprechende Versuchsplan für die Versuchsreihe ist in Tab. 8.2 dargestellt. Für diese Versuche wurde eine Nabe mit polygonalem Innenprofil und einer Profilexzentrizität e von 1,12 mm eingesetzt. Ziel dieser Versuchsreihe bildete die Ermittlung des Eigenspannungsniveaus nach dem Umformfügen und einer Validierung der numerischen Ergebnisse.

Tab. 8.2: Versuchsplan der Versuchsreihe „Eigenspannungen“ (Versuchsreihe: Tribologie)

Versuchsreihe	Wärmebehandlungszustand der Welle	Wellenoberfläche	Nabenoberfläche	Schmierstoff
A	GKZ	gedreht (Sa = 2,16 µm)	poliert (Sa = 1,6 µm)	DIAPress (Öl, Oelheld)
B	GKZ	gedreht (Sa = 2,16 µm)	gedreht (Sa = 0,8 µm)	DIAPress (Öl, Oelheld)
C	FP	gedreht (Sa = 2,16 µm)	poliert (Sa = 1,6 µm)	DIAPress (Öl, Oelheld)

Aufbauend auf den Erkenntnissen der ersten Versuchsreihe „Tribologie“ wurde im Rahmen der zweiten Versuchsreihe „Profil“ nur noch ein einziges Tribo-System eingesetzt und der Einfluss des Nabeninnenprofils auf den Umformfügeprozess sowie die Bauteileigenschaften

nach dem Umformfügen untersucht. Ziel dieser Untersuchung bildete die Ermittlung optimaler Profilparameter, welche geringe und homogene radiale Deformationen sowie damit verbundene Eigenspannungen der Nabe hervorrufen, eine hohe Ausformung bei geringen Stempelkräften erlauben und möglichst hohe, gleichmäßig verteilte Fugendrucke erzeugen. Diese Forderungen werden theoretisch von einem zylindrischen Nabeninnenprofil, wie es in der Versuchsreihe „Tribologie“ verwendet wurde, am besten erfüllt, allerdings weist dieses Profil hinsichtlich der Übertragbarkeit von Torsionslasten aufgrund des fehlenden Formschlusses erhebliche Defizite auf. Aus Sicht der Bauteilanforderung, hohe statische und dynamische Drehmomente zu übertragen, sind beispielsweise eine große Profilexzentrizität und eine hohe Mitnehmeranzahl anzustreben, welche sich zu den zuvor genannten Anforderungen des Umformfügeprozess konträr verhalten. Im Rahmen dieser Versuchsreihe wurden daher drei einzelne Versuchsreihen durchgeführt, welche den Einfluss der drei wichtigsten Profilparameter umfassen. Hierzu zählt neben Profilexzentrizität und Mitnehmeranzahl noch der verwendete Profiltyp. Eine schematische Darstellung des Vorgehens im Rahmen dieser Versuchsreihe ist in Abb. 8.2 abgebildet.

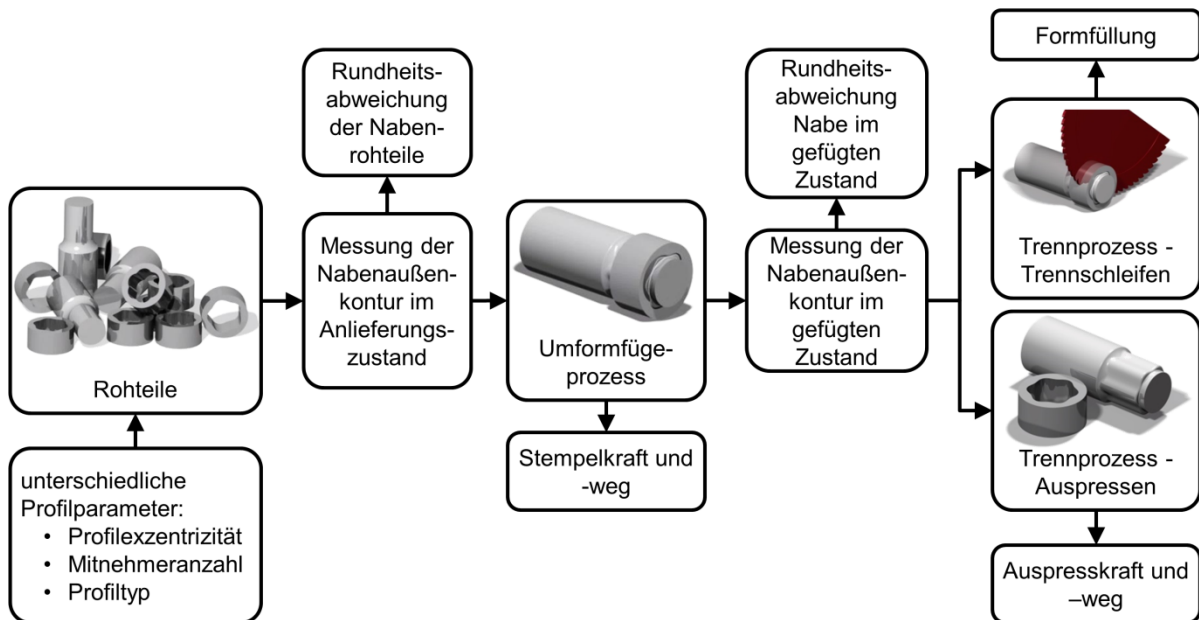


Abb. 8.2: Methodisches Vorgehen zur Untersuchung des Einflusses des Nabeninnenprofils auf den Umformfügeprozess

Im Gegensatz zu den zylindrischen Nabeninnenprofilen ist eine Berechnung des Fugendrucks anhand der Nabendeformation nicht möglich. Die ermittelte radiale Nabendeformation dient bei dieser Versuchsreihe lediglich zur Bestimmung der Rundheitsabweichung der Proben vor und nach dem Umformfügeprozess. Neben der Beurteilung des Profileinflusses auf den Umformfügeprozess anhand der Stempelkraft werden ein vereinfachter Formfüllungsgrad sowie die übertragbare Axialkraft ermittelt. In einer ersten Versuchsreihe zu den Profiltypen wurden zunächst die einfachen Epi- und Hypotrochoide, sowie der hybride, komplexe Trochoid erster Ordnung betrachtet. Im nächsten Schritt wurden die hybriden, komplexen Trochoide dritter Ordnung untersucht. Hierbei wurden die vier M-Grundprofile (M1, M2, M3 und M4) untersucht. Den vollständigen Versuchsplan der zweiten Versuchsreihe „Profil“ zeigt Tab. 8.3.

Tab. 8.3: Versuchsplan zur Versuchsreihe „Profil“

Versuchsreihe	Profilexzentrität e [mm]	Mitnehmeranzahl n [/]	Profiltyp
1	0,8	3	P3G
2	0,9	3	P3G
3	1,0	3	P3G
4	1,12	3	P3G
5	0,8	3	hybrider komplexer Trochoid 1. Ordnung
6	0,8	4	hybrider komplexer Trochoid 1. Ordnung
7	0,8	5	hybrider komplexer Trochoid 1. Ordnung
8	0,8	6	hybrider komplexer Trochoid 1. Ordnung
9	0,8	7	hybrider komplexer Trochoid 1. Ordnung
10	0,8	6	Epitrochoid
11	0,8	6	Hypotrochoid
13	0,8	6	hybrider komplexer Trochoid 3. Ordnung (M1)
14	0,8	6	hybrider komplexer Trochoid 3. Ordnung (M2)
15	0,8	6	hybrider komplexer Trochoid 3. Ordnung (M3)
16	0,8	6	hybrider komplexer Trochoid 3. Ordnung (M4)

In der dritten Versuchsreihe „Vorspannung“ wurde der Werkzeugeinfluss der radialen Vorspannung auf die Prozess- und Bauteileigenschaften betrachtet. Um den Einfluss des Nabeninnenprofils auszuschließen, wurden innerhalb dieser Versuchsreihe wieder Naben mit zylindrischem Innenprofil eingesetzt. Hierbei wurde die Vorspannung der Nabe über drei unterschiedlich eingestellte Schließdrücke realisiert. Während bei den zuvor durchgeführten Versuchsreihen ein Hydraulikdruck von 140 bar in der Schließvorrichtung zu Beginn des Prozesses vorlag, wurden hierbei Werte von 150 bar und 160 bar an der Schließvorrichtung eingestellt. Um deutliche Unterschiede vor allem hinsichtlich der Nabendeformation zu erhalten, wurden in dieser Versuchsreihe weichgeglühte Naben eingesetzt, welche ein plastisches Fließen erlauben. Den Versuchsplan dieser Versuchsreihe zeigt Tab. 8.4.

Tab. 8.4: Versuchsplan zur Versuchsreihe „Vorspannung“

Versuchsreihe	Hydraulikdruck in der Schließvorrichtung Prozessbeginn [bar]	Wärmebehandlungszustand der Welle	Schmierstoff	Nabeninnenprofil
1	140	GKZ	DIAPress (Öl, Oelheld)	zylindrisch
2	150	GKZ	DIAPress (Öl, Oelheld)	zylindrisch
3	160	GKZ	DIAPress (Öl, Oelheld)	zylindrisch

8.2 Angewendete Prüf- und Analyseverfahren

8.2.1 Stempelkraft und -weg

Als wichtigste Prozesskenngröße für zahlreiche Verfahren der Umformtechnik ist in der Regel die Umform- bzw. Stempelkraft zu nennen. Zur Bestimmung dieser Kenngröße ist das Werkzeugoberteil mit einem Federkörper-Kraftaufnehmer ausgerüstet, welcher mit drei parallelgeschalteten DMS-Halbbrücken ausgestattet ist. Die exakte Position des Kraftaufnehmers im oberen Werkzeugteil ist in Abb. 8.3 dargestellt.

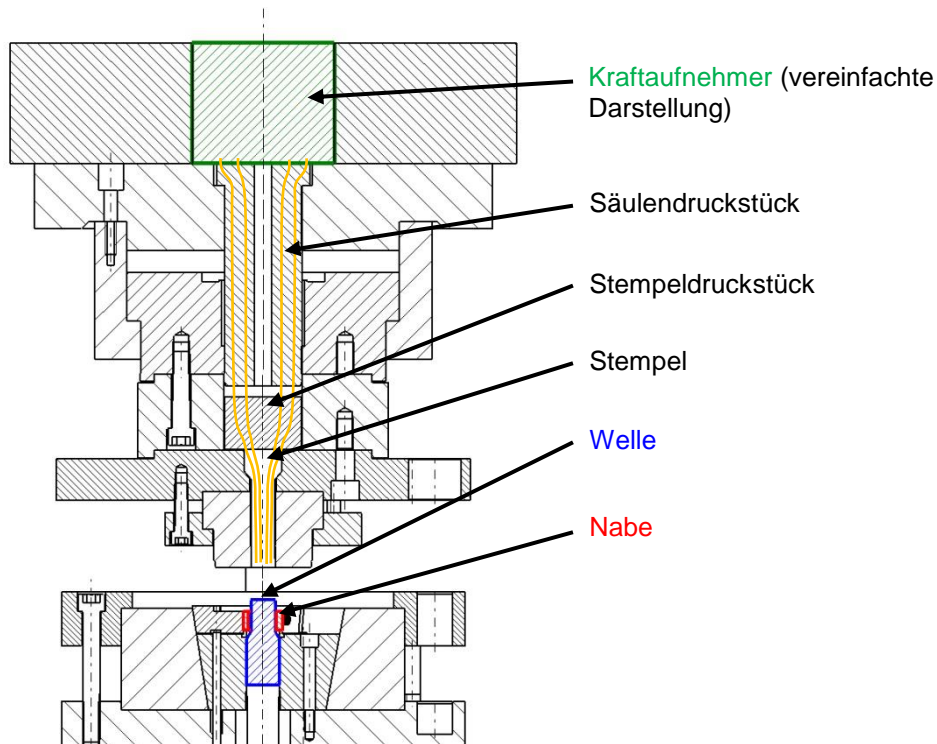


Abb. 8.3: Position der Kraftmessdose im Versuchswerkzeug

Die Messung des Stempelweges erfolgt über ein potentiometrisches Wegmesssystem der Fa. Novotechnik (LWH 750), welches am Stößel bzw. am Pressentisch befestigt ist. Während des Schließens der beiden Werkzeughälften liegen der Stempel und das Stempeldruckstück hängend in der Stempelhalteplatte. Wenn der Stempel die Welle kontaktiert, findet zunächst keine Stempelbewegung statt. Das Werkzeugoberteil schließt die Kavität und erzeugt dabei die radiale Nabenvorspannung. Ab diesem Zeitpunkt kontaktiert das Stempeldruckstück und somit indirekt der Stempel das Säulendruckstück und wird infolge dieser Auflage mit der Stößelgeschwindigkeit verdrängt. Daher ist für den Zeitpunkt des Umformens die Stößelgeschwindigkeit der Stempelgeschwindigkeit gleich. Zur Bestimmung des Prozessbeginns, der sich im Stempelkraftverlauf nicht als Unstetigkeitsstelle bemerkbar macht, sondern vielmehr einen stetigen Anstieg aufweist, wurde als Trigger für die Stempelkraft bei der Aufzeichnung der Messdaten ein Grenzwert von 10 kN definiert. Der Stempelkraft- und Stempelweg-Verlauf vor diesem Trigger-Schaltpunkt wird als linear angenommen.

Eine Betrachtung der Stempelkraft in Abhängigkeit von der Formfüllung erscheint hier nicht sinnvoll, da aufgrund der freien Umformung am Wellenübergang nur ein theoretischer Formfüllungsgrad in den experimentellen Versuchen angenommen werden kann. Eine exakte Bestimmung des Formfüllungsgrades wie in der numerischen Untersuchung in **Kap. 7.2** ist im Rahmen der experimentellen Untersuchungen nicht praktikabel, da die Bestimmung des Formfüllungsgrades eine Flächenbestimmung des Spaltes über die gesamte Fügelänge im Kopfbereich der Mitnehmer erforderlich macht. Hierzu sind über die Fügelänge mehrere Querschnitte notwendig, um die Kontur des ausgeformten Mitnehmers exakt abbilden zu können. Eine detaillierte Beschreibung hierzu findet sich in **Kap. 8.2.4**.

8.2.2 Bestimmung der übertragbaren Axialkraft

Im Folgenden wird die Übertragbarkeit von Axialkräften zur Beurteilung der Verbindungsfestigkeit untersucht. Experimentelle Untersuchungen zur Übertragung von statischen und dynamischen Torsionsbelastungen wurden durch M. Funk et al. durchgeführt [Fun12, Fun13a, Fun13b, Fun14a, Fun14b, Fun14c].

Die Bestimmung der übertragbaren Axialkräfte kann prinzipiell auf zwei Arten erfolgen. Zum einen kann die Welle aus der Nabe gepresst und zum anderen die Nabe von der Welle abgezogen werden. Die beiden prinzipiellen Methoden sind in Abb. 8.4 dargestellt.

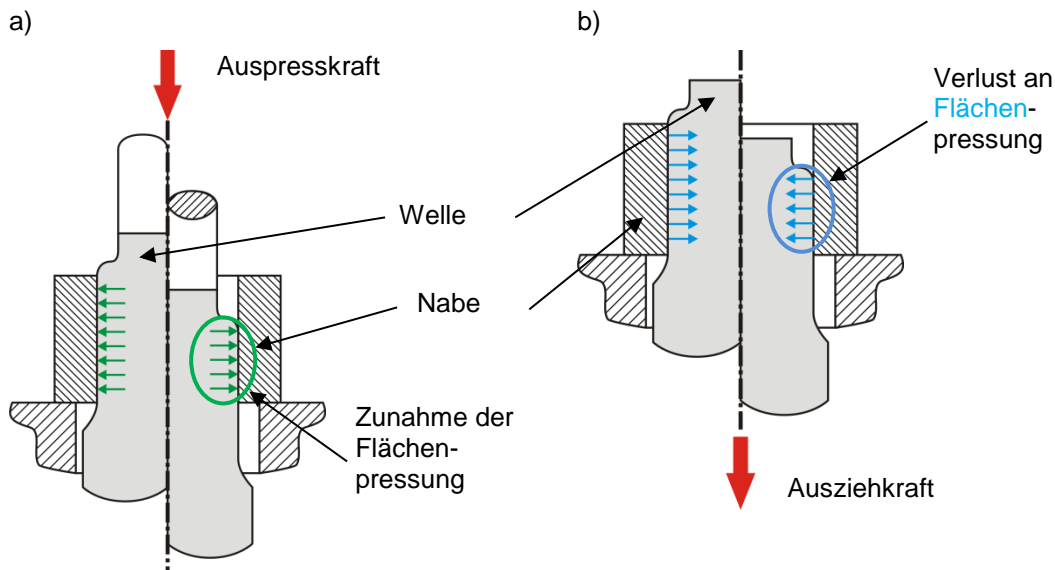


Abb. 8.4: Auspressen der Welle (a) und Abziehen der Nabe (b) zur Bestimmung der übertragbaren Axialkraft der Welle-Nabe-Verbindung

Booker und Truman [Boo08] stellten bei der Untersuchung von Querpressverbänden fest, dass sich für diese beiden Lastfälle, Zug und Druck eine Änderung der Kontaktflächenpressung ergibt. So führen eine Druckbeaufschlagung und die daraus resultierende Stauchung der Welle zu einem Anstieg der Flächenpressung infolge der positiven radialen Dehnung, wodurch die Haftreibungskräfte größer ausfallen. Ein Abziehen der Welle hingegen ruft eine Reduzierung der Flächenpressung aufgrund negativer radialer Dehnungswerte hervor. In Abb. 8.5 ist ein numerisch durchgeführter Vergleich der auftretenden Axialkräfte beim Auspressen bzw. Abziehen dargestellt.

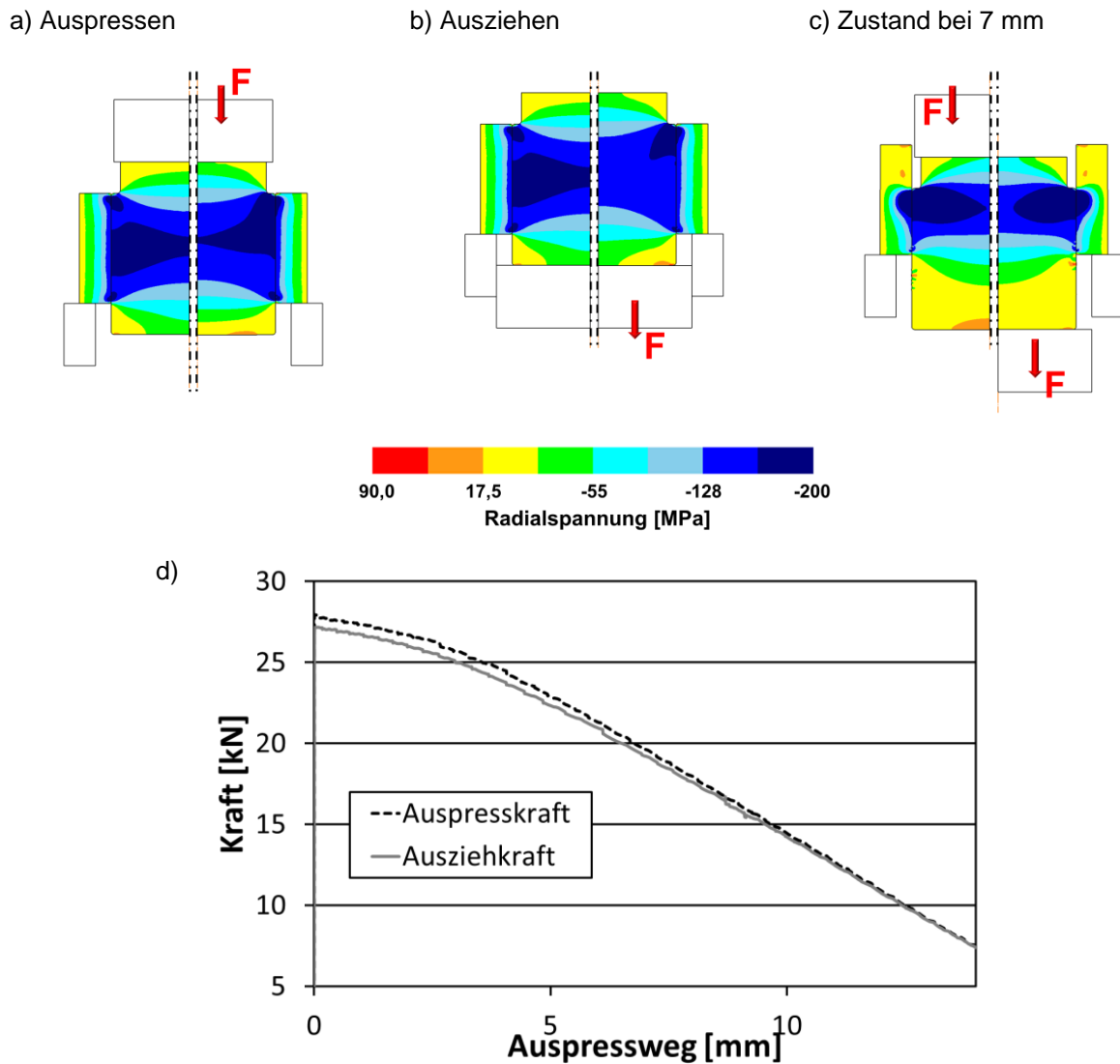


Abb. 8.5: Vergleich des Auspressens (a) und des Ausziehens (b) der Welle hinsichtlich der auftretenden radialen Spannungen in der Kontaktfläche zu Prozessbeginn und bei einem Auspressweg von 7 mm (c) sowie der numerisch ermittelte Kraft-Weg-Verlauf (d)

Es zeigt sich, dass zu Beginn des Trennprozesses eine Kraftabweichung von 2,8 % auftritt, welche bis zu einem Auspressweg von 7 mm auf 2,2 % geringfügig sinkt. Hierbei liegen die Auspresskräfte unwesentlich höher als die Abziehkräfte. Die bei dieser numerischen Untersuchung zum Trennprozess ermittelten Kraft-Weg-Verläufe sind in Abb. 8.5 d) abgebildet. Bei beiden Prüfverfahren tritt jedoch ein verfahrensbedingter Fehler in Form einer Zunahme bzw. Reduzierung der Flächenpressung auf und die theoretische, ideale Axialkraft liegt zwischen beiden Werten. Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein Auspressen der Wellen durchgeführt, da hierfür keine mechanische Bearbeitung der Wellenenden notwendig war und somit eine Schädigung oder Veränderung der Welle-Nabe-Verbindung infolge des Einspannens ausgeschlossen werden konnte.

Die Kraftmessung erfolgte ebenfalls wieder mittels eines Federkörper-Kraftaufnehmers der Fa. HBM, welcher mit einer Kugelkalotte ausgestattet war, um eventuell auftretende Biegeanteile zu kompensieren. Für die Wegmessung kam ein potenziometrisches Wegmesssystem der Fa. Novotechnik zum Einsatz (LWH 75).

8.2.3 Ermittlung der Rundheitsabweichung und radialen Deformationen

Zur Erzeugung einer kraftschlüssigen Verbindung durch Umformfügen ist eine bleibende elastische Verformung der Nabe notwendig, welche vom Nabeninnenprofil und dem Fugendruck abhängt. Hierbei gilt, dass der Einsatz einer dünnwandigen Nabe zu größeren radialen Deformationen führt als der Einsatz einer dickwandigen Nabe bei gleichem Fugendruck. Infolgedessen ergibt sich bei Verwendung einer innenprofilierten Nabe eine ungleichmäßige Verformung der Nabenaußenseite. Die Bestimmung der radialen Nabendeformationen und der Rundheitsabweichung erfordert die messtechnische Erfassung der Nabenaußenkontur im gehärteten Ausgangszustand und auch im gefügten Zustand. Hierzu wurde eine 3D-Koordinatenmessmaschine eingesetzt und die Bauteile mit drei Messreihen in unterschiedlichen Höhenlagen abgetastet, wobei jede Messreihe aus mindestens 360 Messpunkten entlang des Umfangs der Nabe besteht (s. Abb. 8.6).

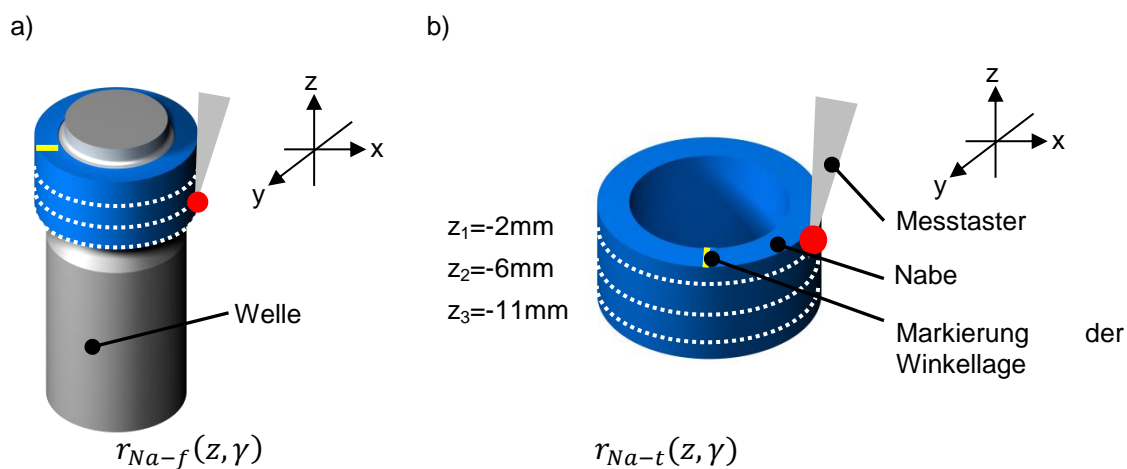


Abb. 8.6: Messprinzip zur Ermittlung des Nabenaußenradius a) im gefügten Zustand und b) im getrennten Zustand

Nach der Transformation der kartesischen Messdaten in Polarkoordinaten erfolgt die Berechnung der radialen Deformation gemäß Gl. 8.1 für verschiedene Höhenschnitte z . Hierbei werden die ermittelten Radien der Nabe im gefügten (r_{Na-f}) und getrennten (r_{Na-t}) Zustand für jeweils einen Messpunkt subtrahiert. Zur Ausrichtung der Winkellage der Nabenaußenkonturprofile wurden die Naben an ihrer oberen Stirnseite mittels eines Elektroschreibers markiert.

$$\Delta r(z, \gamma) = r_{Na-f}(z, \gamma) - r_{Na-t}(z, \gamma) \quad \text{Gl. 8.1}$$

Die Bestimmung der Rundheitsabweichung der Nabe im Ausgangs- oder gefügten Zustand erfolgt ebenfalls mit Hilfe dieser gemessenen Radien. Hierzu wurde ein Referenzkreis nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate bestimmt, auf den die gemessenen Radien bezogen werden. Die Rundheitsabweichung beschreibt dabei die Summe aus maximaler und minimaler Abweichung der Messpunkte zum Referenzkreis. Der Maximal- bzw. Minimalwert wurde hierbei stets als Mittelwert der drei größten bzw. kleinsten Werte ermittelt, wodurch Messfehler ausgeschlossen werden sollen.

8.2.4 Analyse der Formfüllung

Im Gegensatz zu den klassischen formschlüssigen Welle-Nabe-Verbindungen, wie beispielsweise der Profilwelle, erfolgt bei der umformtechnischen Herstellung der Verbindung die Zentrierung nicht nur über die Flanke oder den zylindrischen Bereich der Mitnehmer (Innen- und Außenzentrierung), sondern vielmehr über eine Innen- und Flanken-zentrierung. Teilweise wird auch eine Außenzentrierung erreicht. Dies hängt von der erreichten Formfüllung nach dem Umformen ab. Wie bereits im Stand der Technik zum Verzahnungspresen gezeigt, steigt die Reibungskraft, die dem radialen Werkstofffluss entgegengerichtet ist, im Bereich der Mitnehmer mit fortschreitender Ausformung an und erschwert die vollständige Ausformung. Einige Autoren merken an, dass eine Formfüllung von 100 % nicht erreicht werden kann (s. **Kap. 2.1.3**).

Zur Beurteilung der Formfüllung wird in dieser Arbeit der radiale Spalt zwischen Welle und Nabe im Kopfbereich der Mitnehmer herangezogen. Hierzu werden die gefügten Proben quer zur Achse abrasiv getrennt (s. Abb. 8.7 a) und die Querschnittsfläche anschließend geschliffen. Mit Hilfe eines Auflichtmikroskops wurde der radiale Spalt unter 40-facher Vergrößerung für jeden Mitnehmer ermittelt (s. Abb. 8.7 b).

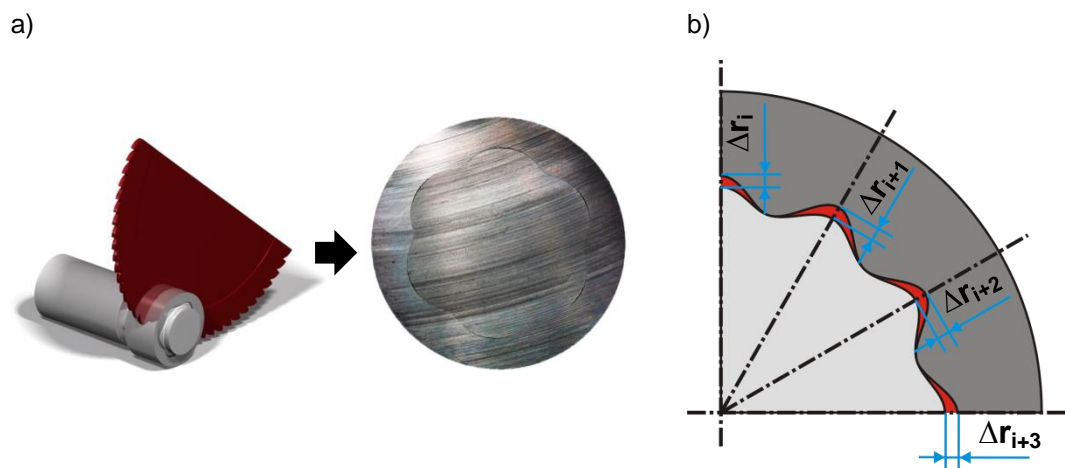
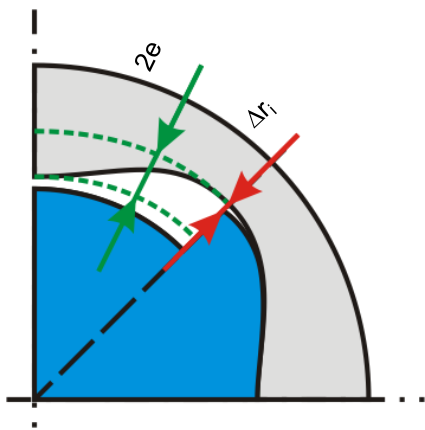


Abb. 8.7: Präparation der gefügten Welle-Nabe-Verbindung am Beispiel eines epitrochoiden Nabeninnenprofils (a) und Bestimmung des Spaltes zwischen Welle und Nabe im gefügten Zustand im Bereich der Profilhochpunkte (b)

Aus diesen Einzelwerten des radialen Spaltes wurde dann je Probe und Versuchsreihe der Mittelwert gebildet. Bezieht man die Differenz des Spaltes und der zweifachen Profilexzentrizität des eingesetzten Nabentyps auf die zweifache Profilexzentrizität, so kann ein relativer vereinfachter Formfüllungsgrad η bestimmt werden (s. Abb. 8.8).



$$\eta = \sum_{i=1}^n \frac{2e - \Delta r_i}{2e} \cdot 100\%$$

Gl. 8.2

Abb. 8.8: Bestimmung eines vereinfachten Formfüllungsgrads

Bei diesem Kennwert handelt es sich nicht um einen exakten Wert bzw. eine skalare, berechenbare Größe für den Formfüllungsgrad der Nabenkavität, da sich die Formfüllung beim einseitigen Quer-Fließpressen von unten nach oben entwickelt (s. **Kap. 2.1.2.3**) und hier nur eine einzige Querschnittsebene betrachtet wird. Es kann mit dieser Prüfmethodik daher keine vollständige Beschreibung der Formfüllung der Mitnehmer für die gesamte Nabenhöhe bestimmt werden. Des Weiteren kommt es aufgrund der freien Umformzone im Bereich des Wellenübergangs zu einem nicht definierten Werkstofffluss des Wellenwerkstoffs aus der Kavität der Nabe. Zudem fehlt bei der Bestimmung des gesamten Spaltbereichs in Form einer Leerfläche eine Angabe der tangentialen Ausdehnung des Spaltes. In Abb. 8.9 ist die Oberflächentopografie (s. **Kap. 8.2.5**) der präparierten Querschnittsfläche dargestellt. Während die radiale Ausdehnung des Spaltes im Kopfbereich des Mitnehmers einfach und exakt gemessen werden kann, ist die tangentielle Ausdehnung nur sehr schwer erkennbar. Nach der Präparation der Proben mittels Schleifen ist kein exakter Übergang von Spalt- zu Kontaktbereich erkennbar. Eine aufwändigere Präparation der Proben mittels Polieren liefert aufgrund der unterschiedlichen Härten der Werkstoffe zur Ausbildung einer freien Kante, welche die Beurteilung ebenso erschwert. Da die Bestimmung der tangentialen Ausdehnung somit nur subjektiv erfolgen kann, wurden diese Werte bei der Beurteilung der Formfüllung nicht herangezogen.

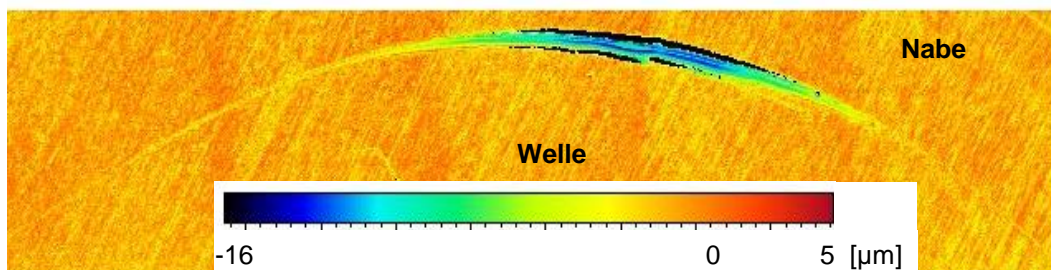


Abb. 8.9: Oberflächentopografie des Profilhochpunktes eines epitrochoiden Nabeninnenprofils nach dem Trennen und Schleifen der gefügten Welle-Nabe-Verbindung

8.2.5 Oberflächenmessung der Fügeflächen

Infolge des Kontaktes von relativ weicher Welle und im Vergleich dazu harter Nabe sowie der Oberflächenvergrößerung infolge der Umformung treten an beiden Fügepartnern

Oberflächenveränderungen auf. Insbesondere im Rahmen der Versuchsreihe „Tribologie“ wurde daher die Oberflächenveränderung untersucht. Zur Aufnahme der Probenoberflächen wurde ein konfokales Oberflächenmessgerät mit einer 10-fachen Vergrößerung eingesetzt.

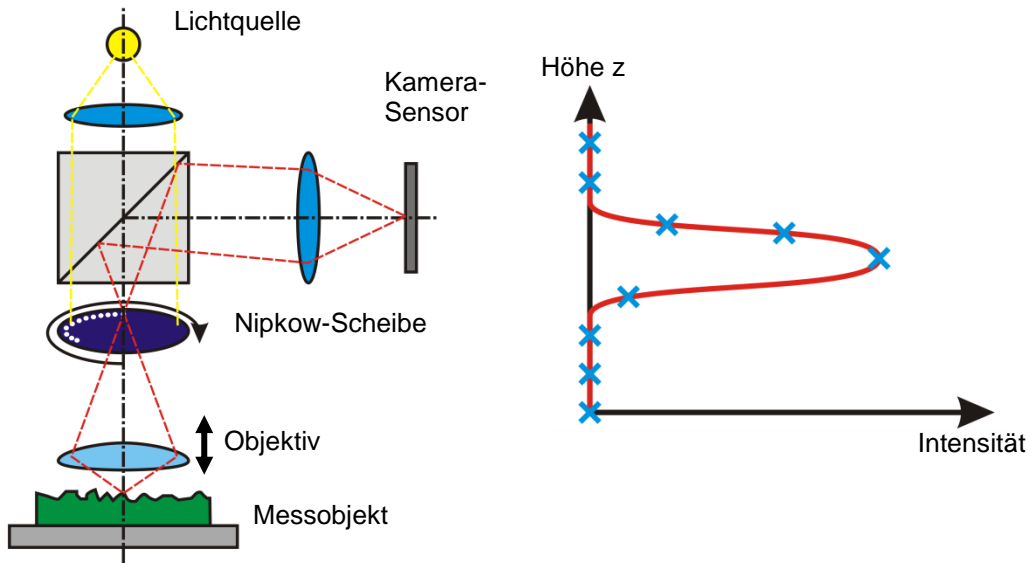


Abb. 8.10: Konfokales Messprinzip zur Erfassung von Oberflächentopografien

Für die gefügten Naben wurden abrasiv entlang ihrer Achse getrennt und die hierbei entstehenden Nabenhalbschalen ohne Gleitbewegung in radialer Richtung von der Welle gelöst. Danach erfolgt eine Oberflächenmessung sowohl auf der Fügefläche der Welle als auch auf der Nabeninnenseite (s. Abb. 8.11). Hierbei wurden entlang der Wellen- bzw. Nabenhauptachse 3 Messfelder mit einer lateralen Ausdehnung von $1,6 \times 1,6 \text{ mm}^2$ erfasst. Der Abstand der Messfelder von der oberen Stirnseite der Nabe entspricht dem Abstand der Rundheitsmessung (s. **Kap. 8.2.3**).

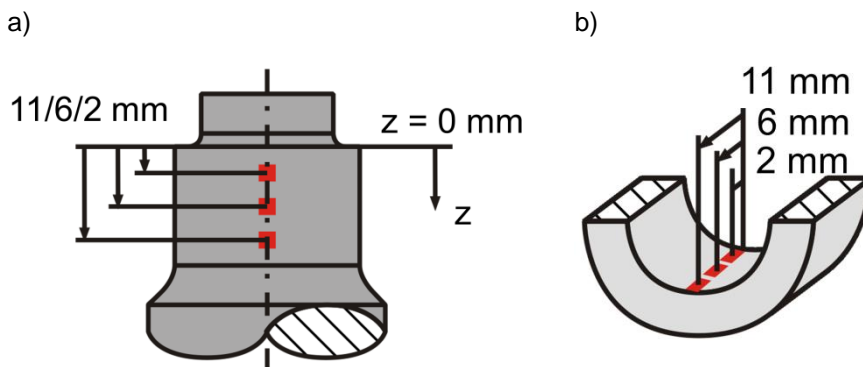


Abb. 8.11: Positionen der Messbereiche zur Bestimmung der Oberflächenrauigkeiten der a) Wellen und b) Naben im Fügebereich

Bei der Auswertung der primär erfassten Oberflächen beider Fügepartner wurde ein Formfilter basierend auf einem Polynom 3. Grades (F-Operator) und ein rauschunterdrückender Medianfilter eingesetzt. Die aufbereiteten Messdaten dienen der Bestimmung der mittleren arithmetischen Höhe der Oberfläche. [DIN78]

8.2.6 Bestimmung der tangentialen Nabeneigenspannungen

Insbesondere bei der Auslegung und Gestaltung kraftschlüssiger Welle-Nabe-Verbindungen ist die Kenntnis der vorhandenen Eigenspannungen in der elastischen verformten Nabe erforderlich, da diese die übertragbaren Betriebslasten reduzieren. Hierbei müssen die vorhandenen Eigenspannungen zu den späteren Betriebsspannungen addiert werden und die Summe aus beiden sollte die zulässigen Spannungen unter Berücksichtigung von Sicherheitsfaktoren nicht überschreiten. Während für Naben mit kreiszylindrischem Innenprofil und runder Außenkontur eine Berechnung der vorhandenen Eigenspannungen anhand von radialen Deformationen möglich ist, liegen nach dem heutigen Stand der Forschung keine analytischen Ansätze vor, die eine Berechnung der Spannungsverhältnisse für nicht-kreiszylindrische Nabeninnenprofile erlauben.

Bei Eigenspannungen wird in Mikro- und Makroeigenspannungen unterschieden, wobei Mikrospannungen auf atomarer Ebene in sehr kleinen Volumenbereichen auftreten. Makroeigenspannungen hingegen sind das Resultat von einer Umformung oder einem thermischen Ungleichgewicht infolge eines Gieß-, Schweiß- oder Wärmebehandlungsprozesses. [Tot02] Im Rahmen dieser Arbeit werden ausschließlich Makroeigenspannungen an der Nabenaußenseite infolge des Umformfügens betrachtet. Zur Bestimmung von Eigenspannungen stehen sowohl zerstörende als auch zerstörungsfreie Prüfverfahren zur Verfügung, wobei die zerstörungsfreien Methodiken in der Regel zur Aufnahme von Mikrospannungen verwendet werden. Einen Überblick zum Einsatzbereich der unterschiedlichen Prüfverfahren gibt Totten [Tot02].

Im Rahmen dieser Arbeit wurden Dehnungsmessstreifen (DMS) mit einem elektrischen Widerstand von 120Ω und einer Genauigkeit von $\pm 0,2 \%$ auf die gefügten Naben in deren Mittelebene appliziert (s. Abb. 8.12). Das Messgitter des DMS ist hierbei ebenfalls horizontal ausgerichtet. Im Anschluss an die DMS-Applikation wurde die Welle analog zur Bestimmung der übertragbaren Axialkraft (s. **Kap. 8.2.2**) ausgepresst. Infolge der hierbei freiwerdenden Eigenspannungen der Nabe schrumpft diese und am aufgeklebten DMS werden negative Dehnungen erfasst, die gemäß dem Hook'schen Gesetz in entsprechende Spannungen umgerechnet werden können. Derart aufgeklebte DMS erlauben die messtechnische Erfassung der tangentialen Dehnung an der Nabenaußenseite im Bereich eines Profilhoch- oder -tiefpunktes. An der Außenseite der Nabe liegt im gefügten Zustand ein einachsiger Spannungszustand vor, da über der Nabenhöhe keine Axialspannung in der Nabe vorhanden ist und Radialspannungen mangels Nabenvolumen nicht mehr auftreten können. Anhand der erfassten tangentialen Dehnung ε_{tan} kann gemäß Gl. 8.3 $\sigma_{tan} = E \cdot \varepsilon_{tan}$ die tangentiale Eigenspannung σ_{tan} berechnet werden.

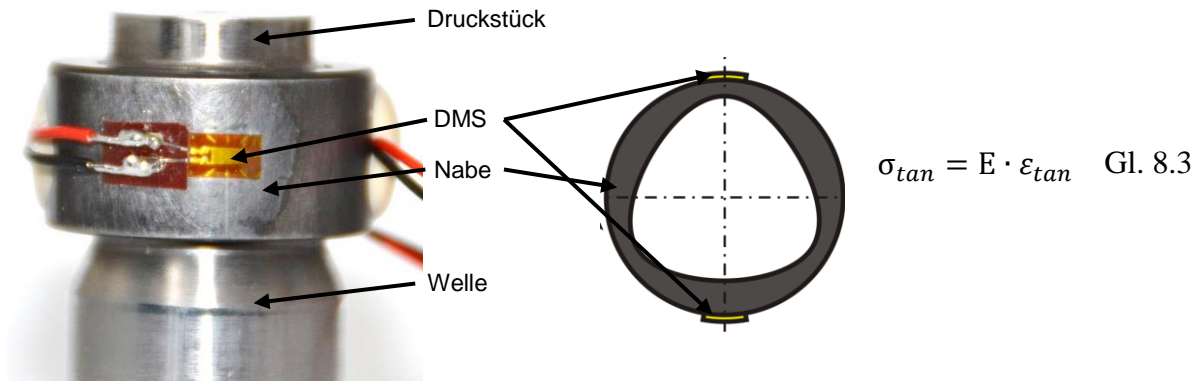


Abb. 8.12: Applikation eines Dehnungsmessstreifen an der Nabenaußenseite zur Ermittlung der Eigenspannungen in der Nabe

Infolge der manuellen Applikation der DMS tritt jedoch eine leichte Verkipfung des DMS zur idealen, horizontalen Lage auf (s. Abb. 8.13 a). Zur Kalibrierung der applizierten DMS wurden diese daher nach dem Trennprozess axial mit einer definierten Kraft gestaucht. Der hierfür verwendete Versuchsaufbau ist in Abb. 8.13 b) gezeigt. Zur Reduzierung der Reibung zwischen den Druckstücken und der Nabe wurde Teflon-Folie eingesetzt. Anhand der derart aufgebracht definierten Axialkraft kann eine axiale Dehnung der Nabe analytisch berechnet werden. Infolge der Querkontraktion ergibt sich hieraus eine theoretische Tangentialdehnung an der Nabenaußenseite (s. Abb. 8.13 a). Aus der gleichzeitig messtechnisch erfassten Dehnung mittels DMS kann für jeden DMS ein Korrekturfaktor bestimmt werden.

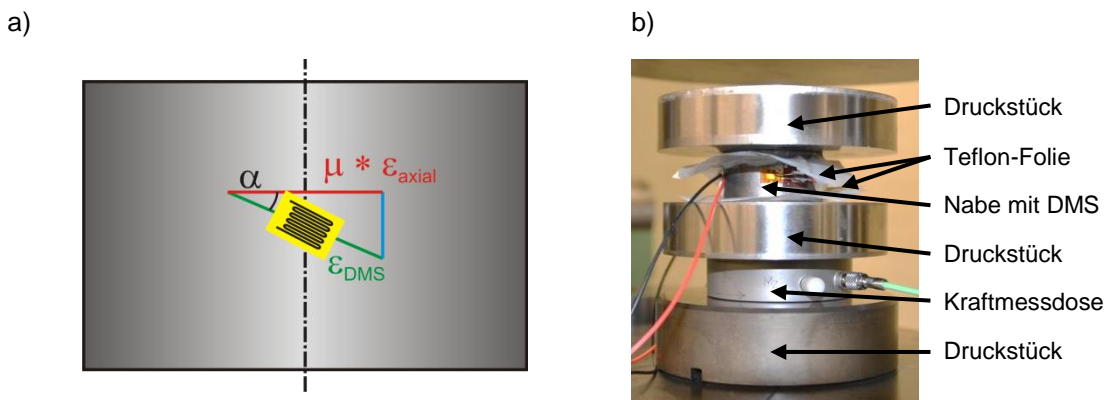


Abb. 8.13: a) Schematische Darstellung einer mangelhaften Position des DMS infolge der manuellen Applikation und b) Abbildung des experimentellen Versuchsaufbaus zum Kalibrieren der applizierten DMS mittels elastischem Stauchen der Nabe

8.3 Tribologische Bedingungen zwischen Welle und Nabe

8.3.1 Ermittlung von Haft- und Gleitreibungskoeffizienten

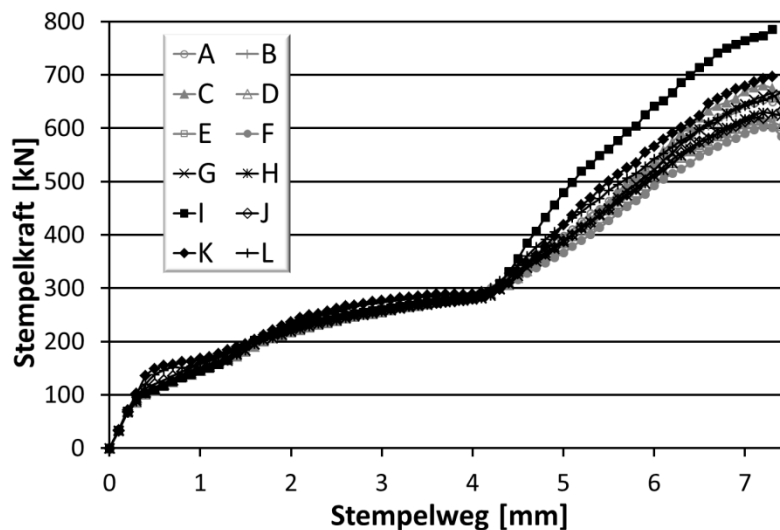
Zur Beurteilung des Einflusses der tribologischen Bedingungen auf den Umformfügeprozess und die Gebrauchseigenschaften der Welle-Nabe-Verbindung wurden zylindrische Naben eingesetzt. Diese erlauben die einfache Berechnung eines über der Fügefläche gemittelten Fugendrucks in der Kontaktfläche der Fügepartner anhand der radialen Deformationen des Nabenaußendurchmessers. Weitere Einflussparameter wie Profiltyp, Profillextrizität, Mitnehmeranzahl oder radiale Nabenvorspannung wurden bei diesen Untersuchungen nicht

berücksichtigt. Die Verwendung von Naben mit nicht-kreiszyndrischem Innenprofil erlaubt zum einen nicht die Berechnung des Kontaktfugendrucks in der Kontaktfläche anhand der radialen Nabendeformation. Somit kann die Normalkraft, die für die Bestimmung der Reibungskoeffizienten notwendig wäre, nicht ermittelt werden. Zum anderen werden durch den Einsatz von profilierten Naben zahlreiche zusätzliche Einflüsse wie beispielsweise der Einfluss der Mitnehmeranzahl oder der Profilexzentrizität überlagert und eine Ermittlung von Wirkzusammenhängen des tribologischen Systems wird erschwert. Die Charakteristika unterschiedlicher Reibungsbedingungen im Umformfügeprozess werden anhand der ermittelten Stempelkräfte, der radialen Deformation entlang der Fügelänge und anhand der Veränderung der Naben- und Wellenoberfläche in der Kontaktfuge bestimmt.

Bei den im Rahmen dieser Untersuchung durchgeführten experimentellen Untersuchungen wurden der Wellenwerkstoff 16MnCrS5 im GKZ-Zustand und die zylindrischen Naben aus dem Werkstoff 42CrMo4 im vergüteten Zustand (48 HRC) eingesetzt. Wie bereits im Rahmen der numerischen Untersuchungen (**Kap. 7.3.5**) erwähnt, ist eine exakte Vorhersage der zu erwartenden Reibungsbedingungen anhand numerischer Untersuchungen oder anhand von Erfahrungswerten basierend auf bekannten, experimentellen Prozessuntersuchungen nicht möglich bzw. wenig belastbar. Während bei experimentellen Untersuchungen zur Tribologie von Fließpressprozessen in der Regel ausschließlich der Prozess betrachtet wird, ist für das Umformfügen auch das Verhalten des Schmierstoffes in der Kontaktfläche beider Fügepartner entscheidend für die Gebrauchseigenschaften der Welle-Nabe-Verbindung. Da es für das Umformfügen einer Welle-Nabe-Verbindung mittels Quer-Fließpressen bisher keine Erkenntnisse zum Verhalten des tribologischen Systems während und nach dem Umformfügeprozess gibt, sind die nachfolgend beschriebenen Erkenntnisse und Analysen als Grundlagenuntersuchungen zu bewerten. Zur Ermittlung optimaler Reibungsbedingungen hinsichtlich Prozess- und Gebrauchseigenschaften wurden die im Versuchsplan (s. Tab. 8.1) aufgeführten und das tribologische System beeinflussende Parameter jeweils korrespondierend variiert. Bei der Auswahl der eingesetzten Schmierstoffe und Oberflächentopografien wurden neben bekannten Schmierstoffsystemen aus dem Bereich des Kaltfließpressens wie zum Beispiel einer Zinkphosphatschicht und Seife (Versuchsreihe **F**) oder Molykote® (Versuchsreihe **D**) auch Schmierstoffsysteme verwendet, die für kraftschlüssige Welle-Nabe-Verbindungen zum Einsatz kommen (Manganphosphatschicht, Versuchsreihe **L**). Bei Schmierstoffsystemen aus dem Bereich der Kaltmassivumformung wird davon ausgegangen, dass diese ausreichende tribologische Bedingungen für den Prozess schaffen und hierbei vielmehr deren Einfluss auf die späteren Gebrauchseigenschaften zu betrachten ist. Für geeignete Schmierstoffsysteme oder die Oberflächenstrukturen aus dem Bereich der kraftschlüssigen Welle-Nabe-Verbindungen hingegen sind deren Eignung für das Umformfügen zu betrachten und ebenso die hierbei auftretende Veränderung des tribologischen Systems sowie die späteren Gebrauchseigenschaften. So zeigen beispielsweise Untersuchungen von Steinhäuser [Ste08], dass der Einsatz von Manganphosphatschichten auf der Kontaktfläche von kraftschlüssigen Welle-Nabe-Pressverbindungen eine höhere Drehmomentübertragung gewährleisten und Tribooxidation zuverlässig verhindern kann. Inwieweit dieses Schmierstoffsystem jedoch für den Umformfügeprozess in Bezug auf die

angestrebte Formfüllung und die zulässige radiale Nabendeformation geeignet ist, kann bisher anhand vorhandener Erkenntnisse nicht beurteilt werden.

Als Referenz wird hier zunächst die gedrehte Welle und Nabe mit dem öligen Schmierstoff DIAPress der Fa. Oelheld gewählt. Die Oberflächenrauigkeit von Welle und Nabe wurden vor dem Fügen und nach dem Auspressen ermittelt. Da die ideale Umformarbeit für alle Versuche bei identischem Stempelweg als identisch angenommen werden kann, wird eine Veränderung der Stempelkraft maßgeblich durch unterschiedliche Reibungskräfte zwischen Welle und Nabe hervorgerufen. In Abb. 8.14 sind die gemittelten Kraftverläufe für die unterschiedlichen Parametervariationen dargestellt.



	Wellenoberfläche	Nabenoberfläche	Schmierstoff
A	gedreht	gedreht	DIAPress
B	poliert	gedreht	DIAPress
C	gedreht	poliert	DIAPress
D	gedreht	gedreht	Molykote®
E	gedreht	gedreht	BERUFORGE 190
F	gedreht	gedreht	Zinkphosphatschicht mit Seife
G	gedreht	gestrahlt	DIAPress
H	gedreht	aufgeraut*)	DIAPress
I	gedreht	gedreht	ohne Schmierstoff
J	gedreht	aufgeraut**)	DIAPress
K	gedreht	gedreht	brüniert
L	gedreht	gedreht	Manganphosphatschicht

*) ... axiale Texturrichtung der Riefenstruktur
 **) ... tangentielle Texturrichtung der Riefenstruktur

Abb. 8.14: Gemittelte Stempelkraft-Weg-Verläufe für unterschiedliche Reibungsbedingungen

Es ist zu erkennen, dass bis zum Kontakt von Welle und Nabe die Kraftverläufe nahezu identisch verlaufen. Der Anteil der Reibungskraft an der gesamten Stempelkraft ist sehr gering, da die Welle nur im oberen Wellenabschnitt Kontakt zur Matrize aufweist und eine Relativbewegung auftritt. Im Fügebereich formt sich die Welle zunächst frei aus und es tritt keine Reibung auf. Im unteren Wellenbereich besteht zwar ein Werkzeugkontakt, jedoch kommt es nicht zu einer Relativbewegung. Der relevante Bereich des Stempelkraft-Stempelweg-Verlaufs beginnt ab einem Stempelweg von 4 mm, wenn der erste Kontakt

zwischen Welle und Nabe auftritt. Dieser Bereich zwischen 4 und 8 mm ist in Abb. 8.15 dargestellt.

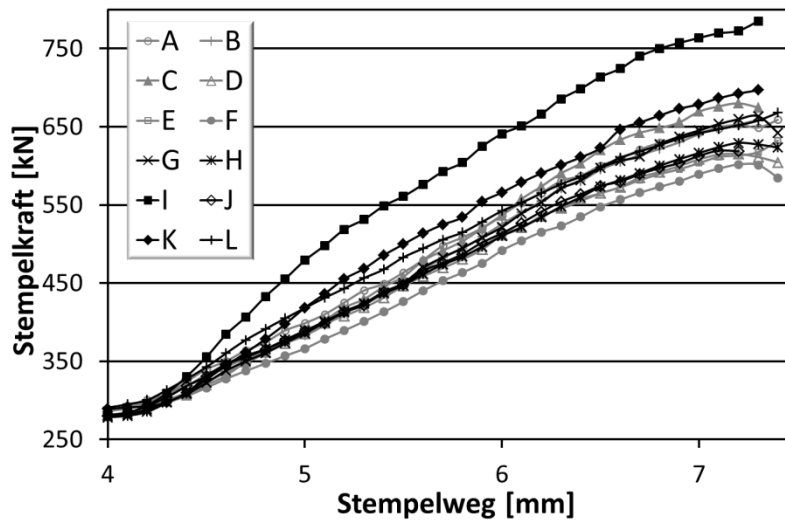


Abb. 8.15: Stempelkraft-Weg-Verläufe nach Ausbildung des Kontaktes zwischen Welle und Nabe (Legende s. Abb. 8.14)

Bei den Stempelkraftverläufen in Abb. 8.15 zeigt sich, dass für den trockenen Kontakt die höchsten Stempelkräfte mit über 750 kN im unteren Umkehrpunkt des Pressenstößels auftreten. Die Stempelkräfte beim Umformen der brünierten Wellen liegen ebenfalls über den Werten der Referenzproben der Versuchsreihe A. Diese zeigen im unteren Umkehrpunkt bei 7,4 mm Stempelweg eine mittlere Stempelkraft von 650 kN. Beim Einsatz polierter Wellen stellt sich zunächst eine ähnliche Presskraft wie bei den Referenzversuchen (A) ein. Erst ab einem Stempelweg von 6 mm steigt die Kraft stärker an. Aufgrund des geringeren Talleervolumens der polierten Wellenoberflächen befindet sich zu Prozessbeginn weniger Schmierstoff auf der Wellenoberfläche. Mit zunehmendem Stempelweg ist somit weniger Schmierstoff in der Kontaktfläche verfügbar und die Reibungskräfte steigen an.

Die geringsten Stempelkräfte treten beim Einsatz zinkphosphatierter und beseifter Wellen auf. Sie liegen mit ca. 575 MPa um ca. 13 % unter den Werten der Referenzversuche. Ebenfalls geringere Stempelkräfte treten bei Verwendung der Schmierstoffe Molykote und BERUFORGE 190D sowie den mittels Feilen aufgerauten Naben auf. Hierbei ist zu erwähnen, dass die gefeilten Naben im Gegensatz zu den gedrehten Naben eine sichtbare axiale Riefenstruktur aufweisen, in der sich aufgrund der offenen Schmierstoffkanäle kein Schmierstoff sammeln und verbleiben kann.

Die Beurteilung der Verbindungseigenschaften in Abhängigkeit von tribologischen Bedingungen erfolgt anhand der Bestimmung von Haft- und Gleitreibungskoeffizienten in der Kontaktfläche der gefügten Bauteile. Die Haft- und Gleitreibungskoeffizienten werden mit Hilfe des Kontaktfugendrucks berechnet, welcher anhand der elastischen radialen Deformation der Nabe bestimmt wird. Hierzu wurden die Nabenaußenradien im gefügten Zustand und nach dem Auspressen der Welle gemessen (s. **Kap. 8.2.3**). Eine während des Umformfügeprozesses eventuell auftretende lokale elastisch-plastische Deformation der Nabe, welche bei einer Berechnung der radialen Deformation mit den Ausgangsradien der Nabe als elastische Verschiebung interpretiert werden könnte, wird durch dieses Vorgehen

ebenfalls ausgeschlossen. Beim Auspressen treten lediglich elastische Deformationen infolge der Rückfederung auf.

Die meisten Untersuchungen zur Ermittlung von Haft- und Gleitreibungskoeffizienten bei hohen Normalkräften finden mit ebenen Kontaktflächen statt. Wissenschaftliche Arbeiten, die sich mit der Bestimmung von Reibungskoeffizienten an zylindrischen Kontaktflächen beschäftigen [Boo08, Boo04, Rus33], untersuchen dies in der Regel im Hinblick auf zylindrische Quer- oder Längspressverbänden. Bei der Evaluation derartiger Verbindungen muss in Bezug auf die Bewegungsrichtung zwischen axialer und radialer Relativbewegung unterschieden werden. Die Aufbringung einer rotierenden Bewegung infolge eines Drehmoments ist bei den untersuchten Nabengeometrien ohne Beeinflussung der Verbindungseigenschaften infolge des Einspannens jedoch nicht möglich. Daher werden ausschließlich Axialkräfte zur Bestimmung der Reibungskoeffizienten herangezogen. Booker und Truman [Boo08] bestimmten dabei insbesondere die Reibungskoeffizienten von Querpressverbänden an zylindrischen Welle-Nabe-Verbindungen. Hierzu stellten sie Querpressverbände mit zwei unterschiedlichen Flächenpressungen (44 und 97 MPa) her, welche durch Erwärmung der Nabe trocken gefügt wurden. Mit diesen Proben bestimmten sie die Haftreibungskoeffizienten unter Zug-, Druck- und Torsionsbelastung. Grundlage zur Berechnung des Kontaktfugendrucks anhand der elastischen Außenradiuszunahme der Nabe infolge des Umformfügens bilden die Gleichungen von Gabriel Lamè von 1852. Für die Berechnung des Kontaktfugendrucks im Rahmen dieser Arbeit werden folgende Annahmen getroffen:

- elastische Deformation der Nabe,
- Kontaktfugenumfang im gefügten Zustand entspricht dem Nabeninnenradius im Ausgangszustand ($r_f = r_{Ni_0}$),
- rotationssymmetrische Belastung,
- beim Auspressen kommt es nicht zu einer konischen Verformung der Nabe und somit nicht zur Veränderung des Restkontaktfugendrucks

Der Kontaktfugendruck p_f entspricht der Radialspannung am Nabeninnenradius σ_{Ni} ($r = r_{Ni_0}$) nach dem Fügen, wobei der Fugendruck der Radialspannung entgegengerichtet ist. Die Bestimmung des Kontaktfugendrucks erfordert somit gleichzeitig eine Betrachtung der wirkenden Spannungen in Welle und Nabe. Hierzu wird ein Scheibensegment der Nabe betrachtet und die nach erfolgter Rückfederung wirkenden Kräfte freigeschnitten. Eine ausführliche Beschreibung hierzu und die Herleitung der verwendeten Gleichungen des Kontaktfugendrucks (Gl. 8.4) findet sich unter anderem in [Tib07].

$$p_f(z, \gamma) = \frac{\Delta r_{Na-f}(z, \gamma) \cdot E_N \cdot [r_{Na-f}^2(z, \gamma) - r_f^2]}{2 \cdot r_{Na-f}(z, \gamma) \cdot r_f^2} \quad \text{Gl. 8.4}$$

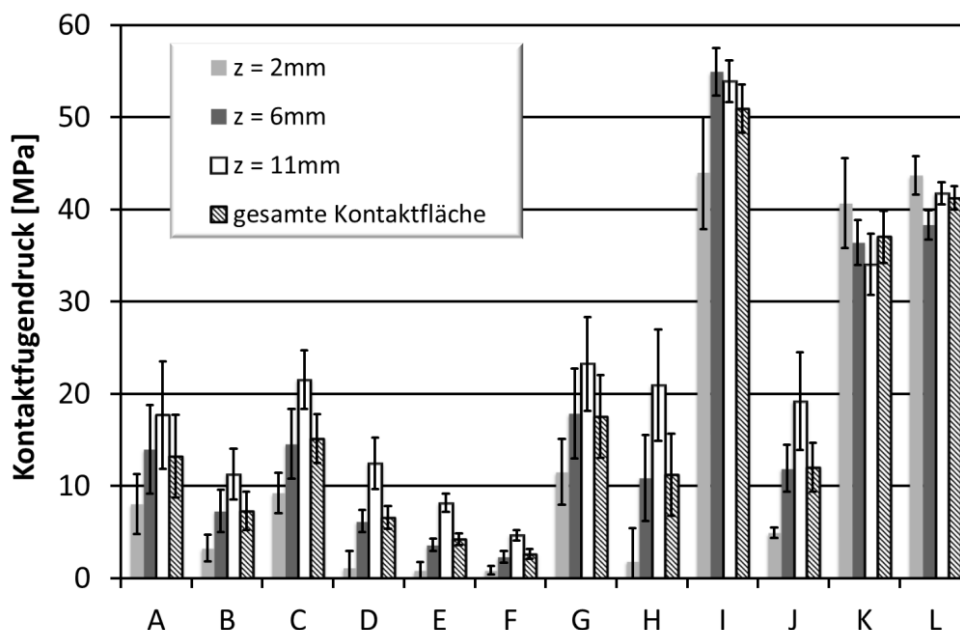


Abb. 8.16: Berechneter Kontaktfugendruck zwischen Welle und Nabe in Abhängigkeit von wesentlichen tribologischen Einflussparametern wie der Oberflächentopografie beider Fügepartner oder dem Schmierstoffsystem (Legende s. Abb. 8.14)

Die sich ergebenden Kontaktfugendrucke in den drei Messpositionen, $z = 2 / 6 / 11$ mm, sowie der gemittelte Fugendruck für die gesamte Kontaktfläche in Abhängigkeit von den tribologischen Bedingungen ist in Abb. 8.16 dargestellt. Es zeigt sich, dass die tribologischen Bedingungen einen erheblichen Einfluss auf den sich einstellenden Kontaktfugendruck haben. So zeigen sich zum Beispiel bei einem trockenen Kontakt mit teilweise über 50 MPa die höchsten Werte für die Flächenpressung zwischen Welle und Nabe und bei tribologischen Bedingungen, die geringe Reibungskoeffizienten vermuten lassen, wie zum Beispiel bei einer phosphatierten und beseiften Welle, lediglich Werte unterhalb von 5 MPa. Ebenso zeigt sich, dass auch die Verteilung des Kontaktfugendrucks von den Reibungsbedingungen abhängt. Für alle Versuchsreihen, bei denen die Kontaktfugendrucke unterhalb von 25 MPa liegen gilt:

$$p_f(2 \text{ mm}) < p_f(6 \text{ mm}) < p_f(11 \text{ mm}).$$

Diese Gesetzmäßigkeit gilt für die Versuchsreihen **I**, **K** und **L** nicht.

Die Beurteilung der tribologischen Bedingungen in der Kontaktfuge während und nach dem Umformfügeprozess kann jedoch nicht nur anhand des Kontaktfugendrucks erfolgen. Sinnvoller ist daher die Betrachtung der Reibungskoeffizienten in der Kontaktfläche von Welle und Nabe. Hierzu wurden die Welle-Nabe-Verbindungen mittels Auspressen der Welle getrennt, wobei die Auspresskraft entlang des Auspressweges s_a ermittelt wird. Zwei prinzipielle Kraft-Weg-Verläufe für das Auspressen der Wellen sind in Abb. 8.17 für die beiden Versuchsparameter „trocken“ und „brüniert“ gezeigt.

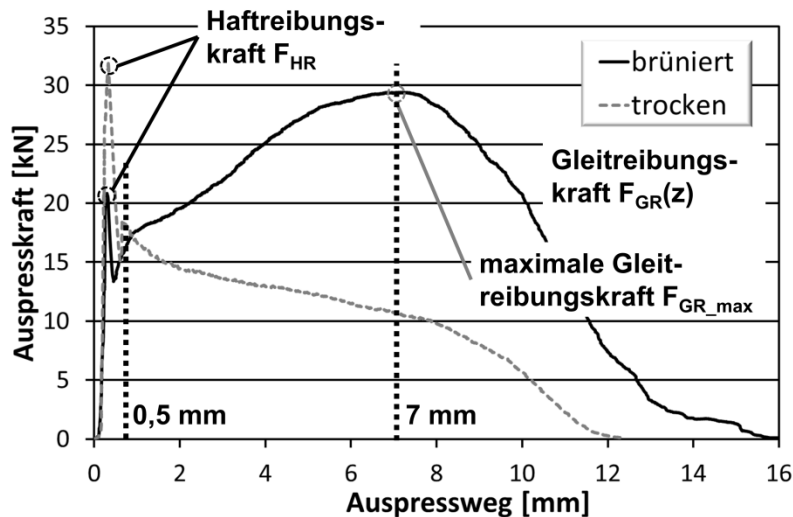


Abb. 8.17: Prinzipieller Kraft-Weg-Verlauf beim Auspressen der Wellen

Die sich ergebenden gemittelten Haftreibungskräfte F_{HR} sowie die maximalen Gleitreibungskräfte F_{GR_max} aus Abb. 8.17 sind in Abb. 8.18 dargestellt. Mit Ausnahme der beiden Versuchsreihen **H** und **K** liegen die Gleitreibungskräfte immer niedriger bzw. auf dem gleichen Niveau wie die Haftreibungskräfte. Eine höhere Gleitreibungskraft deutet auf eine Verschlechterung der Reibungsbedingungen hin, welche sich in diesen beiden Fällen durch das Auftreten von Adhäsion beim Auspressen bemerkbar macht.

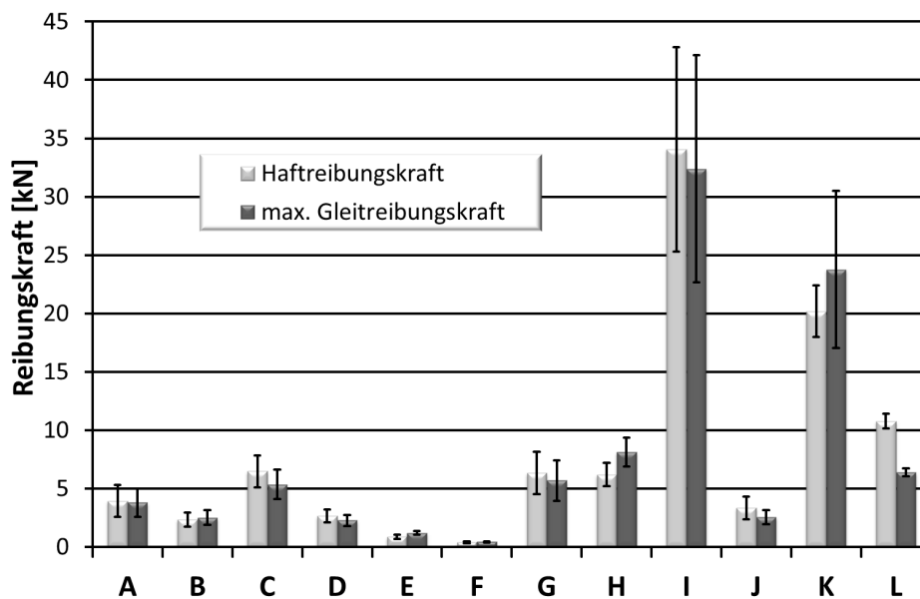


Abb. 8.18: Haft- und maximale Gleitreibungskräfte beim Auspressen der Wellen in Abhängigkeit von tribologischen Einflussparametern (Legende s. Abb. 8.14)

Ebenso ist bei der Betrachtung der Haft- und Gleitreibungskräfte zu erkennen, dass für die Versuchsreihen **I** und **K** die höchsten Reibungskräfte ermittelt wurden und gleichzeitig auch die größte Streuung auftritt. Für die beiden graphithaltigen Schmierstoffe (Versuchsreihen **D** und **E**) treten hingegen sehr geringe Reibungskräfte auf, welche lediglich vom klassischen Tribo-System (Versuchsreihe **F**) aus dem Bereich des Kaltfließpressens, Zink-Phosphat und Seife, unterschritten werden. Die mit einer Mangan-Phosphatschicht ausgeführten Welle-

Nabe-Verbindungen zeigen im Rahmen dieser Untersuchungen zunächst die höchsten Haftreibungskräfte, ohne dass hierbei Adhäsion auftritt und scheinen somit das aussichtsreichste Tribo-System aufzuweisen. Hierbei ist jedoch zu erwähnen, dass aufgrund der Schichtdicke der Mangan-Phosphatschicht bei gleichem Stempelweg ein ebenso minimal höherer Fugendruck auftritt (s. Abb. 8.16). Um derartige Effekte bei der Beurteilung des Tribo-Systems auszuschließen und eine bessere Vergleichbarkeit der unterschiedlichen Bedingungen zu gewährleisten, werden nachfolgend die Haft- und Gleitreibungskoeffizienten bestimmt.

Zur Berechnung der Haftreibungskoeffizienten wird der maximale Kraftwert zu Beginn des Auspressvorgangs als Haftreibungskraft F_{HR} verwendet (s. Abb. 8.17). Die zur Berechnung gemäß Gl. 8.5 notwendige Normalkraft wird mittels des zuvor berechneten Fugendrucks und der Kontaktfläche zwischen Welle und Nabe ermittelt.

$$\mu = \frac{\text{Reibungskraft}}{\text{Normalkraft}} \quad \text{Gl. 8.5}$$

Wie in Abb. 8.17 zu erkennen ist, weist die Gleitreibungskraft F_{GR} keinen konstanten Wert auf, sondern hängt stark vom Auspressweg s_a ab. Ursache hierfür ist zum einen die Veränderung der Kontaktfläche zwischen Welle und Nabe und zum anderen der, wie zuvor bereits gezeigt, über die axiale Fügelänge ungleichmäßig verteilte Kontaktfugendruck (s. Abb. 8.16). Zur Bestimmung eines repräsentativen Gleitreibungskoeffizienten wird die gemessene Gleitreibungskraft F_{GR} in Abhängigkeit vom Auspressweg s_a auf die ebenfalls vom Auspressweg abhängige Kontaktfläche und den in dieser Kontaktfläche verbleibenden Fugendruck bezogen und aus diesen Einzelwerten für den Auspressweg von $s_a = 0,5$ mm bis $s_a = 7$ mm ein arithmetischer Mittelwert gebildet (s. Gl. 8.6),

$$\mu_{Gleit} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{F_{GR}(s_{ai})}{A(s_{ai}) \cdot p_f(s_{ai})} \quad \text{Gl. 8.6}$$

wobei gilt

$$A(s_{ai}) = \pi \cdot d_f \cdot (16\text{mm} - s_{ai}) \quad \text{Gl. 8.7}$$

Die Kontaktfläche weist im gefügten Zustand für alle Versuche eine axiale Länge von ca. 16 mm auf, da sich am oberen Ende der Verbindung aufgrund des Radius der Welle kein Kontakt ausbildet. Wie zuvor beschrieben, wurde die radiale Deformation der Nabenaußenseite und damit ein gemittelter Fugendruck für drei unterschiedliche axiale Positionen bei $z = 2$ mm / 6 mm und 11 mm berechnet. Zur Bestimmung des Fugendruckverlaufs $p_f(z)$ entlang der Fügelänge wurde eine polynomische Funktion 2. Grades an diesen drei Stützstellen approximiert (s. Abb. 8.19 a). Mittels dieser Funktion wird entsprechend des Auspresswegs s_a ein mittlerer Restfugendruck berechnet (s. Abb. 8.20 b) und mit einer, infolge des Auspressens, kleineren Kontaktfläche gemäß Gl. 8.6 multipliziert. Auf diese Weise wird eine vom Auspressweg abhängige Normalkraft $F_N(s_a)$ berechnet.

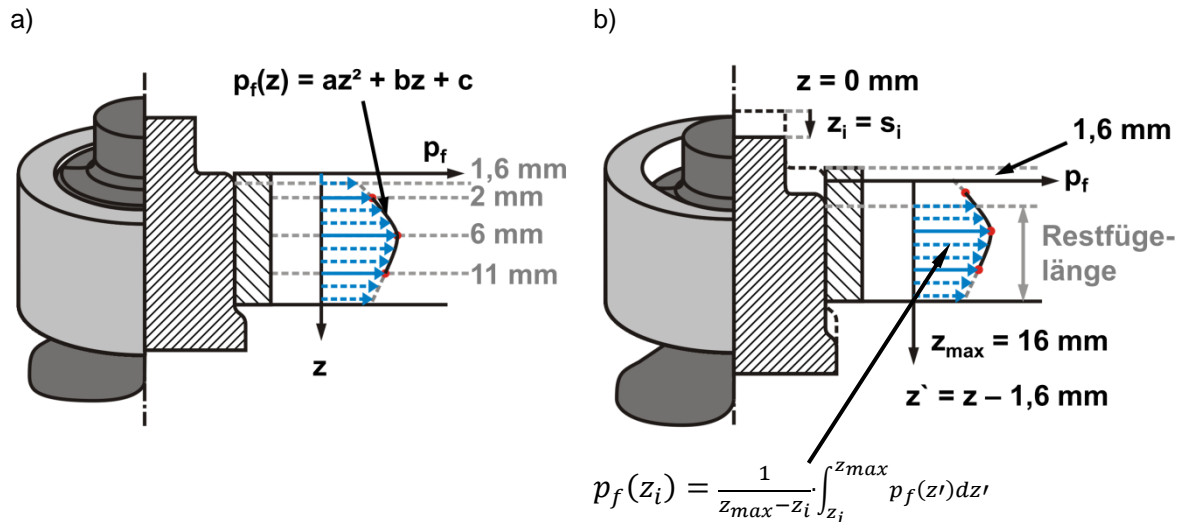


Abb. 8.19: Bestimmung des Fugendrucks in Abhängigkeit vom Auspressweg (a) gefügter Zustand $s_a = 0 \text{ mm}$; b) während des Auspressens $s_a = z_i \text{ mm}$

Die sich aus der verändernden Normalkraft $F_N(s_a)$ und der Gleitreibungskraft $F_{GR}(s_a)$ ergebenden gemittelten Gleitreibungskoeffizienten μ_G sowie die, wie zuvor bereits beschrieben berechneten Haftreibungskoeffizienten μ_H sind in Abb. 8.20 gezeigt. Die höchsten Haftreibungskoeffizienten treten bei einem trockenen Kontakt zwischen Welle und Nabe auf (Versuchsreihe I). Allerdings zeigen derartige Reibungsverhältnisse unter Gleitreibung ebenfalls sehr hohe Reibungskoeffizienten. Diese treten ebenso in einem ähnlichen Maß beim Umformfügeprozess auf, wie bereits eine Betrachtung der Presskräfte zeigte, und führen zu einem erhöhten Anteil des radialen Werkstoffflusses, welcher eine Zunahme der radialen Nabendeformation bewirkt.

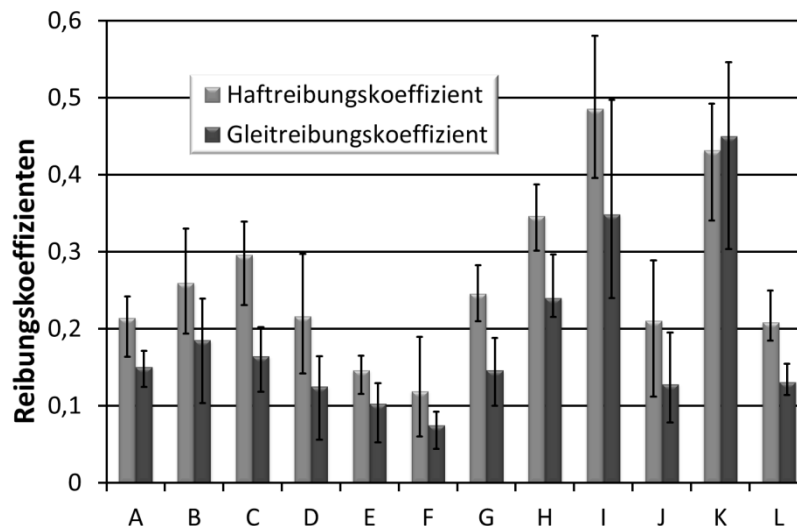


Abb. 8.20: Ermittelte Haft- und Gleitreibungskoeffizienten beim Auspressen der Wellen in Abhängigkeit von den signifikanten tribologischen Einflussparametern (Legende s. Abb. 8.14)

Die im Rahmen dieser Untersuchung ermittelten Reibungskoeffizienten zeigen Werte zwischen 0,05 und 0,58. Gemäß dem Reibschubspannungsmodell können Reibungskoeffizienten größer als $0,57 = \frac{1}{\sqrt{3}}$ nicht auftreten, da ab diesem Grenzwert die Reibschubspannung des weicheren Kontaktpartners überschritten wird und das Coulomb'sche

Reibungsgesetz nicht mehr gilt. Diese Forderung ist im Rahmen dieser Untersuchung somit als erfüllt anzusehen.

Zur Interpretation der Ergebnisse sei hier nochmals darauf hingewiesen, dass das Ziel durch möglichst hohe Haftreibungskoeffizienten und geringe Gleitreibungskoeffizienten definiert ist. Neben dieser Hauptforderung gilt jedoch auch, dass eine möglichst geringe Streuung auftreten soll, welche reproduzierbare Bedingungen widerspiegelt. Die Hauptanforderung an das tribologische System kann demnach durch das Verhältnis von Haft- zu Gleitreibungskoeffizienten beschrieben werden (s. Abb. 8.21). Hierbei sind möglichst hohe Werte des Reibungskoeffizientenverhältnisses (RKV) μ_H/μ_G anzustreben.

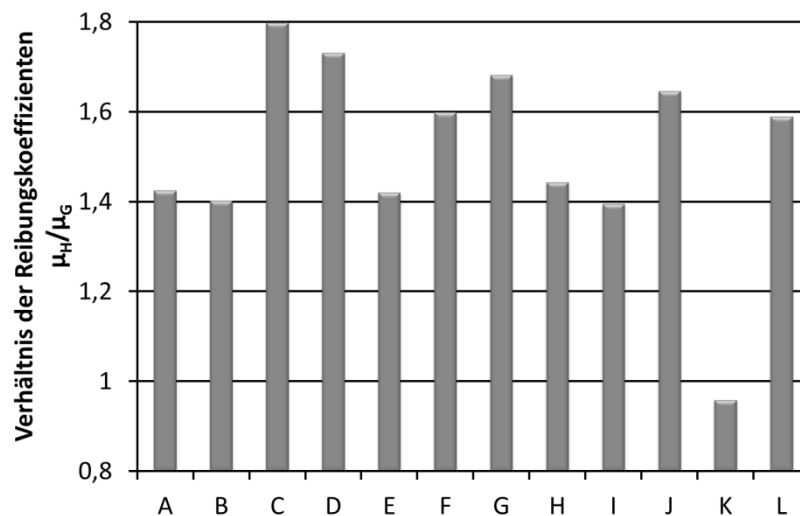


Abb. 8.21: Verhältnis der Haft- zu den Gleitreibungskoeffizienten, ermittelt durch Auspressen der Welle aus der Nabe (Legende s. Abb. 8.14)

Während das Polieren der Wellenoberfläche keinen Einfluss auf das RKV hat, tritt bei der Versuchsreihe C mit einer polierten Nabeninnenoberfläche und dem öligen Schmierstoff das größte RKV auf. Die Referenzreihe A weist mit einem Wert von ca. 1,4 demgegenüber ein um 21 % geringeres RKV auf. Mit Ausnahme der Versuchsreihe K (brünierte Welle) zeigen alle anderen Versuchsreihen einen RKV-Wert größer eins. Bei der Versuchsreihe K mit einer Brünierten Wellenoberfläche tritt beim Auspressen, wie zuvor bereits angemerkt, ein adhäsiver Verschleißmechanismus ein, wodurch der Gleitreibungskoeffizient größer als der Haftreibungskoeffizient wird. Ebenso zeigt die Versuchsreihe I (trocken), die zwar die höchsten Haft- und Gleitreibungskoeffizienten aufweist, eine nahezu identisches RKV wie die Referenzreihe A. Die Versuchsreihe F zeigt zwar ein relativ hohes RKV, wobei die Höhe der Reibungskoeffizienten, insbesondere des Haftreibungskoeffizienten, zu niedrig ausfällt. Die beiden Versuchsreihen G (Nabe gestrahlt) und J (Nabe tangential aufgeraut) erlauben ebenfalls eine Steigerung des RKV im Vergleich zur Referenzreihe A, allerdings sind diese Oberflächentopografien nicht mit der favorisierten Versuchsreihe C kombinierbar. Zudem liegen die Haftreibungskoeffizienten dieser beiden Versuchsreihen niedriger als bei Versuchsreihe C.

Unter Einbeziehung der absoluten Höhe der Haftreibungskoeffizienten und der RKV-Werte ist aus tribologischer Sicht schließlich eine Kombination aus polierter Nabe und gedrehter

Welle mit einem der beiden Schmierstoffsysteme bzw. Wellenbeschichtungen Molykote® (Dow Corning Co.) oder Manganphosphat (Fa. ZWEZ Chemie GmbH) anzuwenden.

Zusätzlich zu den unterschiedlichen Schmierstoffen wurden im Tribo-System Welle-Nabe die beiden Oberflächentopografien der Kontaktpartner, wie zuvor beschrieben, variiert. Hierbei wurde der ölige Referenzschmierstoff eingesetzt, um Wechselwirkungen auszuschließen. Die Oberflächenqualität der beiden Kontaktpartner im gefügten Zustand beeinflusst die Verbindungsqualität maßgeblich. So weisen sehr glatte Kontaktflächen eine größere wahre, schmierstofffreie Kontaktfläche auf, wodurch die reibschlüssige Verbindungsfestigkeit steigt. Ebenso tritt bei einer rauen Kontaktfläche ein mikromechanisches Verhaken der Asperiten auf, was ebenso zum Anstieg der Verbindungsfestigkeit führt. [Hag05] Gleichzeitig zeigte Winterfeld [Win01], dass eine geringere Oberflächenqualität zu einer Zunahme der lokalen Spannungsspitzen bei Verwendung von polygonalen Welle-Nabe-Verbindungen führt. Zudem verursachen inhomogene Oberflächentopografien eine größere Streuung der Verbindungsfestigkeit. In Folge des Umformens tritt eine Oberflächenveränderung sowohl der Wellen- als auch der Nabenoberfläche auf. Zur Bestimmung dieser Oberflächenveränderung wurden die Oberflächen der Welle und Nabe im Ausgangszustand und nach dem Umformfügen und Trennen vermessen. In Abb. 8.22 zeigen die beiden ersten Balken die mittleren arithmetischen Höhen S_a der Wellenoberflächen im Ausgangszustand, während die weiteren Ergebnisse die Wellenoberflächentopografie nach dem Fügen darstellen.

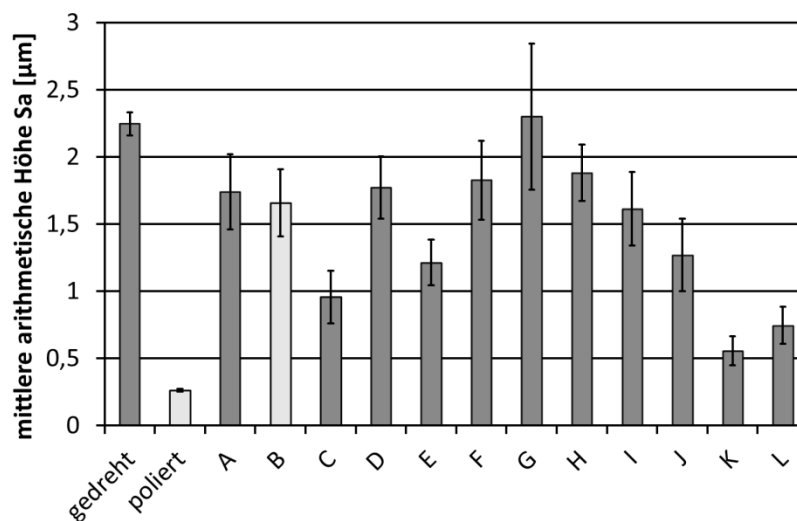


Abb. 8.22: Oberflächenkennwerte der Welle im Ausgangszustand und nach dem Auspressen in Abhängigkeit von der tribologischen Bedingungen beim Fügen und nach dem Auspressen (Legende s. Abb. 8.14)

Die Veränderung der Oberflächentopografie der Welle infolge des Fügevorgangs hängt sowohl von der initialen Nabenoberfläche vor dem Fügen als auch vom Schmierstoff ab. Ein Vergleich von Versuchsreihe **A** und **B** zeigt, dass die Wellenoberfläche vor dem Fügen selbst keinen signifikanten Einfluss auf die Veränderung der Wellenoberfläche während des Umformfügeprozesses aufweist. Sowohl bei einer gedrehten als auch bei einer polierten Wellenoberfläche ist nach dem Trennen eine nahezu identische Oberflächenrauigkeit S_a festzustellen. Ein Vergleich der Versuchsreihen **A**, **C**, **G**, **H** und **J** zeigt den Einfluss der

Nabenoberflächen auf die Oberflächenveränderung. Eine polierte Nabeninnenoberfläche **C** führt zu einer deutlichen Reduzierung der Oberflächenrauigkeit der Welle, hingegen ruft eine eher raue, gestrahlte Oberfläche (**G**) einen leichten Anstieg der Rauigkeit hervor. Diese so verursachte mittlere Oberflächenrauigkeit liegt mit $Sa = 2.30 \mu\text{m}$ allerdings deutlich über dem Wert der Nabenoberfläche mit $Sa = 1,55 \mu\text{m}$ im Ausgangszustand. Den Einfluss des verwendeten Schmierstoffs auf die Oberflächenveränderung zeigt der Vergleich der Versuchsreihen **A, D, E, F, I, K** und **L**. Bei den Versuchsreihen **I** (trocken) und **K** (brüniert) ist anzumerken, dass für die Oberflächenmessung nur jene Bereiche ausgewählt wurden, in denen keine Adhäsion auftrat. Diese beiden Versuchsreihen werden daher nicht näher betrachtet. Der Vergleich der eingesetzten Schmierstoffe auf die Oberflächenveränderung beider Fügepartner zeigt, dass mit einer manganphosphatierten Welle (**L**) eine deutliche Reduzierung der Oberflächenrauigkeit erzielt werden kann. Die Versuchsreihen **D** (Molykote) und **F** (Zn-Phosphat) zeigen im Vergleich zur Referenzversuchsreihe **A** mit Öl kaum Unterschiede bei der Oberflächenveränderung. Lediglich BERUFORGE 190D führt zu einer niedrigeren Oberflächenrauigkeit der Welle im Vergleich zur Referenzversuchsreihe **A**.

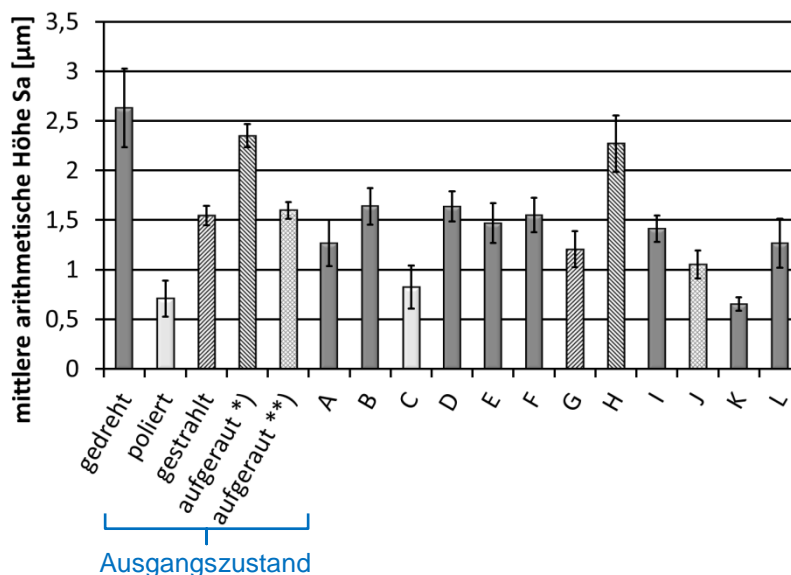


Abb. 8.23: Oberflächenkennwerte der Nabe im Ausgangszustand und nach dem Auspressen in Abhängigkeit von den tribologischen Bedingungen beim Fügen und nach dem Auspressen (Legende s. Abb. 8.14)

Die Nabenoberfläche verändert sich ebenfalls in Folge des Umformfügens und Trennens. Während bei einer polierten (**C**) und in axialer Richtung aufgerauten Nabe (**H**) nahezu keine Veränderung der Oberfläche auftritt, führt der Umformfüge- und Trennprozess für alle weiteren betrachteten Tribo-Systeme zu einer Reduzierung der Oberflächenrauigkeit der Nabe. Allein der Einsatz unterschiedlicher Schmierstoffe bei gleichen Oberflächentopografien (**A, D, E, F** und **L**) führt zu einer Abnahme der Oberflächenrauigkeit der Nabe, wobei eine Mn-Phosphatierung der Welle die größte Einebnung der Nabenoberfläche hervorruft. Vergleicht man die Oberflächenveränderung sowohl der Nabe als auch der Wellen mit den ermittelten Reibungskoeffizienten, ist keine Korrelation zu erkennen. So führen sowohl geringe (**F**) als auch hohe (**I**) Haft- und Gleitreibungskoeffizienten zu nahezu ähnlichen Oberflächentopografien.

Anhand der gezeigten Oberflächenveränderungen infolge des Umformfügens erfolgt basierend auf den nachfolgend beschriebenen Tribologiemechanismen eine qualitative Beurteilung zum Einfluss der Ausgangsoberfläche auf die sich einstellenden Haft- und Gleitreibungskoeffizienten. Folgende Tribologiemechanismen verursachen hohe Reibungskräfte in der Kontaktfläche von Welle und Nabe während und nach dem Umformfügeprozess:

1. mikro-mechanisches Verhaken der Rauigkeitsspitzen von Wellen- und Nabenoberfläche (Mischreibungszustand)
2. Zunahme der wahren Kontaktfläche durch Einebnen der Asperiten des weicheren Kontaktpartners und damit Anstieg des vermeintlich trockenen Kontakts.
3. vorhandene Schmierstoffmenge vor und nach dem Umformprozess
4. Aufbau eines isobaren Schmierstoffdrucks in geschlossenen Schmierstoffkammern muss vermieden werden. Voraussetzung dafür sind offene Schmierstoffkammern, die keine geschlossene Kanalstruktur aufweisen.

Diese Mechanismen sind eng mit einander verknüpft. So ist die Zunahme der wahren Kontaktfläche geringer, wenn Schmierstoff in geschlossenen Schmierstoffkammern auf der Oberfläche vorhanden ist, in dem sich ein isobarer Druck aufbauen kann. In Tab. 8.5 ist der Einfluss für unterschiedliche Ausgangsoberflächen der Welle bzw. auf die Reibungskoeffizienten dargestellt, wobei die gedrehte Wellen- bzw. Nabenoberfläche als Referenz dient.

Tab. 8.5: Qualitative Beurteilung des Einflusses der Oberflächenstrukturen auf die Reibungskoeffizienten

Versuchsreihe	Auswirkung unterschiedlicher Mechanismen auf die Reibungskoeffizienten im Vergleich zur Referenz				Haft- und Gleitreibungskoeffizienten
	Verhaken der Asperiten	wahre Kontaktfläche	Schmierstoffmenge	geschlossene Kanalstruktur (Schmierstoffpolster)	
A (Referenz)	o	o	o	o	0,214 / 0,150
B (Welle poliert)	↓↓↓	↑↑	↑↑	↔	0,259 / 0,185
C (Nabe poliert)	↓↓	↑↑↑	↔	↔	0,296 / 0,164
G (Nabe gestrahlt)	↑↑↑	↔	↔	↓↓	0,246 / 0,146
H (Nabe ax. aufgeraut)	↑↑	↔	↔	↑↑↑	0,346 / 0,240
I (trocken)	↔	↔	↑↑↑↑		0,490 / 0,348
J (Nabe tan. aufgeraut)	↑	↔	↔	↓↓	0,210 / 0,128
↑...zunehmender Anteil an der Reibungskraft infolge des Mechanismus					
↓... abnehmender Anteil an der Reibungskraft infolge des Mechanismus					
↔... keine Änderung in Bezug auf die Referenzversuchsreihe					

Beim Umformfügen einer polierten Welle befindet sich zu Prozessbeginn aufgrund der geringeren Oberflächenrauigkeit deutlich weniger Schmierstoff auf der Oberfläche und somit in der späteren Kontaktfuge. Des Weiteren ist der Anteil der wahren Kontaktfläche, für die ein trockener bzw. schmierstofffreier Kontakt angenommen wird, im Vergleich zu einer gedrehten Wellenoberfläche deutlich größer. Lediglich das Verhaken der Asperiten tritt in geringerem Maße auf, weswegen die Reibungszahlen nur in geringem Maße ansteigen. Eine polierte Nabe führt hinsichtlich der wahren Kontaktfläche und des Verhakens zu ähnlichen

Effekten wie eine polierte Welle. Allerdings passt sich die Welle als weicherer Fügepartner der Nabenoberflächenstruktur an, wodurch das Verhaken in geringerem und die Ausbildung der wahren Kontaktfläche in größerem Maß auftreten. Da der Schmierstoff auf die Welle aufgebracht wird, ändert sich im Vergleich zur Referenzversuchsreihe nichts. Vergleicht man die Versuchsreihe **I** mit der Versuchsreihe **A**, zeigt sich, dass der Einsatz von Schmierstoff in der Kontaktfuge zu einer Reduzierung beider Reibungskoeffizienten um 56 % führt. Infolge des Aufrauens der Nabe in axialer Richtung kann der Schmierstoff während des Umformfügeprozesses axial entweichen. Die Schmierstoffmenge, welche zu Prozessbeginn auf die Welle aufgebracht wurde, bleibt identisch. Da die axiale Riefenstruktur keine ideal achsparallele Textur aufweist, steigt auch der Anteil des Verhakungsmechanismus geringfügig an. Eine zusätzliche vereinfachte grafische Darstellung der Oberflächentopografie und deren Veränderung während des Umformfügeprozesses ist im **Anhang 11.13** abgebildet.

Ziel dieses Untersuchungsschwerpunktes stellte die Ermittlung von Wirkzusammenhängen des tribologischen Systems der Kontaktfläche zwischen Welle und Nabe während des Umformfügeprozesses und unmittelbar danach dar, wobei in dieser Arbeit in Bezug auf die Übertragungsfähigkeit der Verbindung ausschließlich die maximale statische übertragbare Axialkraft betrachtet wurde. Neben der Veränderung der Oberflächentopografien von Welle und Nabe infolge des Umformfügens oder dem sich ausbildenden Kontaktfugendruck wurde die Eignung unterschiedlicher Tribo-Systeme aus dem Bereich des Fließpressens und aus dem Bereich kraftschlüssiger Welle-Nabe-Verbindungen anhand der Haft- und Gleitreibungskoeffizienten beurteilt. Die Anforderung an diese beiden Kenngrößen ist dabei, dass während des Prozesses möglichst geringe Gleitreibungskoeffizienten auftreten und sich zur Übertragung der Axialkraft möglichst hohe Haftreibungskoeffizienten in der Verbindung einstellen. Von den betrachteten Tribo-Systemen wurde diese Anforderung am besten von einer gedrehten Wellenoberfläche, einer polierten Nabeninnenoberfläche und dem öligen Schmierstoff DIAPress erfüllt (Versuchsreihe **C**).

Heute noch offene Aspekte, die im Rahmen dieser Arbeit nicht näher betrachtet werden konnten, sind zum Beispiel das Langzeitverhalten der Schmierstoffe in der Kontaktfläche oder die Wirkungsweise unterschiedlicher Schmierstoffe und Oberflächentopografien unter dynamischen Lasten. Hierzu sind jedoch zeitlich sehr umfangreiche Untersuchungen notwendig. Generell kann jedoch davon ausgegangen werden, dass sich glatte Oberflächenstrukturen der Nabeninnenseite und der Welle, wie sie bei Versuchsreihe **C** auftreten, hinsichtlich des Einflussfaktors der Oberflächenrauheit positiv auf die Dauerfestigkeit der gefügten Verbindung auswirken [DIN43a, DIN43b, DIN43c].

8.3.2 Ermittlung von Eigenspannungen für unterschiedliche Reibungsbedingungen

Wie bereits zuvor erwähnt, wird das Verhältnis von radialem und axialem Werkstofffluss der Welle im Fügebereich durch die tribologischen Bedingungen in der Kontaktfläche beeinflusst. Der radiale Werkstofffluss wiederum ist maßgeblich für die Ausbildung des Kontaktfugendruckes, die Nabendeformation während und nach dem Umformfügeprozess und die in der Nabe verbleibenden Eigenspannungen. Derartige Eigenspannungen müssen bei der konstruktiven Auslegung von kraftschlüssigen Welle-Nabe-Verbindungen stets berücksichtigt werden, da sie mit den Betriebslasten bei gleicher Wirkrichtung aufsummiert

werden müssen. Je größer also die Eigenspannungen, desto geringer die ertragbaren Betriebslasten der Komponente.

Im Rahmen dieser Versuchsreihe wurden die auftretenden Makroeigenspannungen an der Nabenaußenseite im Bereich des Profilhoch- und Profiltiefpunktes einer polygonalen Welle-Nabe-Verbindung experimentell ermittelt und mit numerischen Ergebnissen verglichen. Die Welle liegt hierbei mit einer gedrehten Oberfläche und in den beiden Zuständen GKZ und FP vor. Wie in **Kap. 5.1** beschrieben, weist der Wellenwerkstoff im Zustand FP eine um ca. 70 MPa höhere Fließspannung k_{f0} im Vergleich zum Werkstoff im Wärmebehandlungszustand GKZ auf. Die bis zu einem Wert von 54 HRC gehärteten Naben sind mit einem P3G-Profil versehen und weisen eine Profilexzentrizität von 1,12 mm auf. Die Nabeninnenoberfläche liegt mit zwei unterschiedlichen Oberflächengüten vor, wobei eine als poliert und die andere als feingedreht bezeichnet werden kann. Als Schmierstoff wurde analog zu den Versuchsergebnissen der vorausgehenden Versuchsreihe ein öliger Schmierstoff (DIAPress, Fa. Oelheld) eingesetzt. Der Versuchsplan dieser Versuchsreihe sowohl für die experimentellen als auch für die numerischen Untersuchungen ist in Tab. 8.6 dargestellt.

Tab. 8.6: Versuchsplan der experimentellen und numerischen Versuche zur Versuchsreihe „Eigenspannungen“

Versuchsreihe	Wärmebehandlungszustand der Welle	Wellenoberfläche	Nabenoberfläche	Schmierstoff
A (exp.)	GKZ	gedreht (Sa = 2,16 μm)	poliert (Sa = 2,6 μm)	DIAPress (Öl, Oelheld)
B (exp.)	GKZ	gedreht (Sa = 2,16 μm)	gedreht (Sa = 0,8 μm)	DIAPress (Öl, Oelheld)
C (exp.)	FP	gedreht (Sa = 2,16 μm)	poliert (Sa = 2,6 μm)	DIAPress (Öl, Oelheld)
Versuchsreihe (FEM)	Wärmebehandlungszustand der Welle	Reibfaktor m		
A (FEM)	GKZ	0,08		
B (FEM)	GKZ	0,12		
C (FEM)	GKZ	0,4		
D (FEM)	FP	0,12		

Die experimentelle Auswertemethodik ist in **Kap. 8.2.6** detailliert beschrieben. Ziel dieser Versuchsreihe bildete neben einer Validierung der numerischen Untersuchungsergebnisse auch die Bestimmung von Anhaltswerten für die Auslegung derartiger Komponenten. Die experimentell ermittelten tangentialen Nabeneigenspannungen im Bereich der Profilhoch- und Profiltiefpunkte sind in Abb. 8.24 dargestellt. Hierbei ist zu erkennen, dass im Bereich der Profiltiefpunkte relativ hohe tangentiale Zugspannungen vorhanden sind, während im Bereich der Profilhochpunkte geringe Druckspannungen auftreten. Ursache hierfür ist die geringe Steifigkeit im Bereich der Profilhochpunkte, die zu Prozessbeginn, wenn am Profiltiefpunkt der erste Welle-Nabe-Kontakt auftritt, zu einem lokalen „Einfallen“ der Nabe führt (in Abb. 8.24 rechts), wodurch sehr hohe tangentiale Druckspannungen auftreten. Mit fortschreitender Formfüllung tritt in diesem Bereich auch ein Welle-Nabe-Kontakt ein und die Nabe wird radial geweitet. Infolge der Verformungsunterschiede entlang des Nabenumfanges, die sich durch die Rundheitsabweichung beschreiben lässt, werden die Druckspannungen in diesem Bereich nicht vollständig abgebaut.

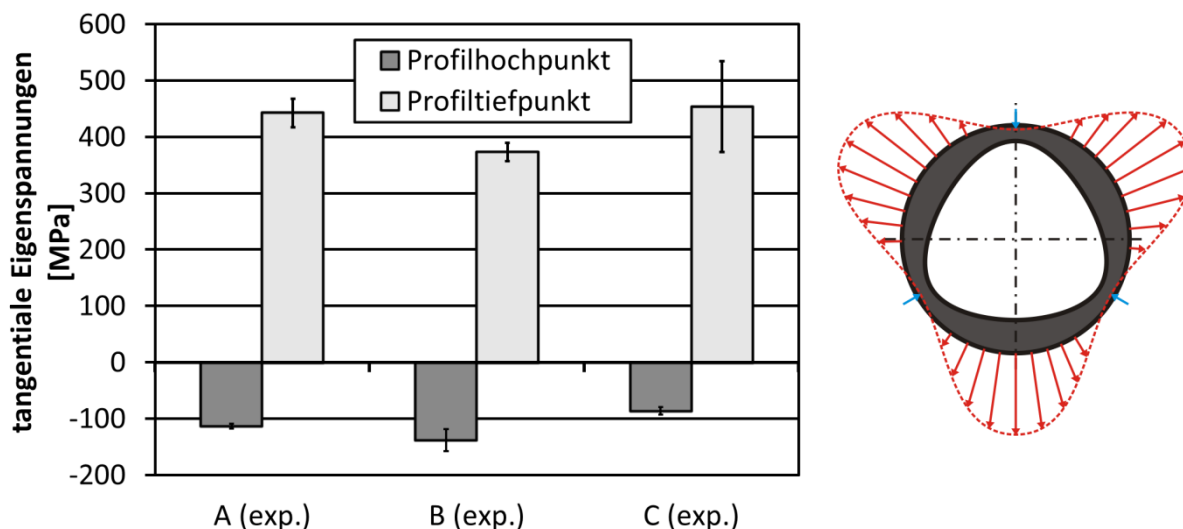


Abb. 8.24: Experimentell ermittelte tangentielle Eigenspannungen am Profiltief- und Profilhochpunkt eines P3G-Profiles ($e = 1,12 \text{ mm}$)

Des Weiteren zeigen die experimentellen Ergebnisse, dass eine höhere Oberflächenrauigkeit der Nabeninnenseite (Versuchsreihe A) zu höheren tangentialen Zugeigenspannungen im Bereich der Profilhochpunkte und zu geringfügig kleineren Druckeigenspannungen im Profiltiefpunkt führen im Vergleich zu einer besser polierten Nabe mit geringerer Rauigkeit (Versuchsreihe C). Aufgrund der vermeintlich größeren Reibung zwischen Welle und Nabe infolge der höheren Rauigkeit bei sonst identischen Reibungsparametern tritt bei Versuchsreihe A ein größerer radialer Werkstofffluss auf, der zu größeren elastischen Deformationen der Nabe führt. Wird der Wellenwerkstoff anstelle des GKZ-Wärmebehandlungszustandes im FP-Zustand eingesetzt, weist der Werkstoff eine höhere Fließspannung auf, wodurch ebenfalls ein geringfügiger Anstieg der tangentialen Zugspannungen im Bereich des Profiltiefpunktes auftritt (Versuchsreihe C). Der Unterschied der Eigenspannungen entspricht betragsmäßig jedoch nicht dem Unterschied der Fließspannungen.

Zur Beurteilung der Gebrauchseigenschaften ist ein Vergleich der in der Nabe vorhandenen Eigenspannungen und der Streckgrenze bzw. Zugfestigkeit des Nabenwerkstoffes im vergüteten Zustand sinnvoll. Hierbei zeigt sich, dass bei Versuchsreihe A, bei der Eigenspannungen in Höhe von ca. 440 MPa auftreten, somit 29 % des Streckgrenzenwertes bereits infolge des Umformfügens erreicht werden. Im späteren Einsatz derartiger Komponenten, dürfen somit lediglich knapp 1.060 MPa Zugspannung infolge der Betriebslast in der Nabe auftreten, bevor an dieser plastisches Fließen auftritt. Eine Reduzierung der Eigenspannung durch geringere Reibung im Welle-Nabe-Kontakt, wie in Versuchsreihe B nachgewiesen, erlaubt höhere Spannungen in der Nabe infolge der Betriebslasten, ohne dass es hier zu einem Versagen der Nabe kommt. Allerdings sinkt gleichzeitig mit der Abnahme der Eigenspannungen auch der Kontaktdruck und somit der kraftschlüssige Verbindungsfestigkeitsanteil. Bei rein kraftschlüssigen Welle-Nabe-Verbindungen mit sehr dünnwandigen Naben oder Polygonprofilverbindungen mit sehr dünnwandigen Naben und geringen Profilexzentrizitäten besteht dabei die Gefahr des Durchrutschens der Welle infolge zu geringer Haftreibungskräfte.

Ein weiteres Ziel dieser Untersuchungsreihe stellte die Validierung von Simulationsergebnissen aus **Kap. 7.3.3** dar. Zur Ermittlung entsprechender Tangentialspannungen aus der Prozesssimulation wurde drei Messpunkt-Reihen entlang der Nabemantelfläche mit einem Abstand von 0,7 mm zueinander über den entsprechenden Umfangsbereich herangezogen und die Einzelwerte arithmetisch gemittelt (s. **Anhang 0**). Im Rahmen der durchgeführten Prozesssimulationen wurden die unterschiedlichen Reibungsbedingungen, die im Realversuch auftreten, wie zuvor bereits beschrieben, durch Variation des Reibfaktors m abgebildet. Der Vergleich der numerisch und experimentell ermittelten tangentialen Zugeigenspannungen am Profiltiefpunkt ist in Abb. 8.25 dargestellt.

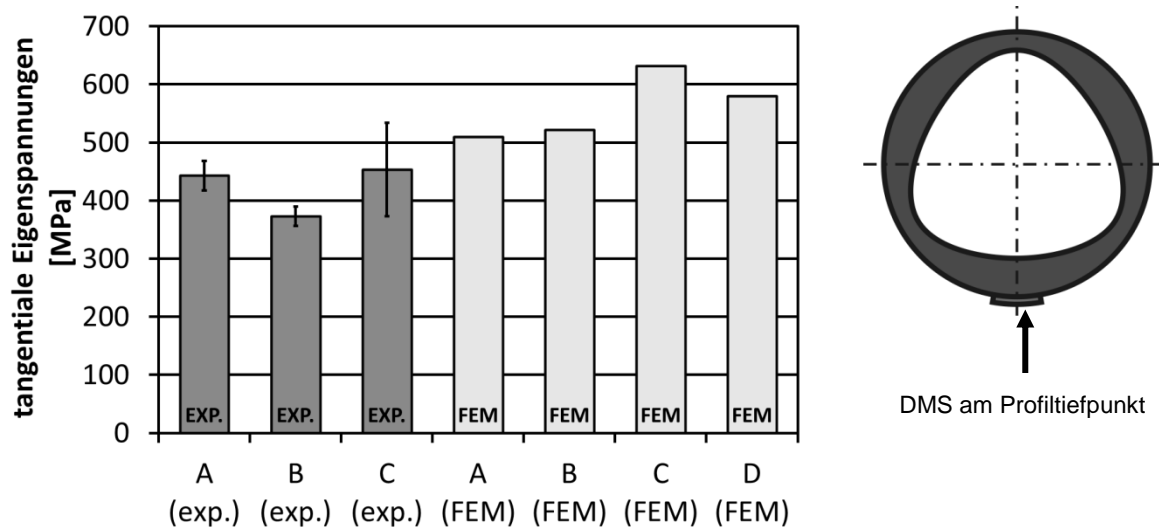


Abb. 8.25: Experimentell (exp.) und numerisch (FEM) ermittelte tangentiale Eigenspannungen am Profiltiefpunkt eines P3G-Profiles ($e = 1,12$ mm)

Der Vergleich der numerisch und experimentell ermittelten Eigenspannungen zeigt, dass die Tendenzen abgebildet werden können. So steigt bei Einsatz des Wellenwerkstoffes im FP-Zustand die numerisch ermittelte Eigenspannung am Profiltiefpunkt um 70 MPa an, wobei exakt dieser Unterschied auch in den Fließkurven zu finden ist. Dies entspricht einem relativen Anstieg von 11 %, wohingegen in den experimentellen Untersuchungen lediglich ein Anstieg von 3 % festgestellt werden konnte. Ebenfalls ist die Abnahme der Eigenspannungen in der Nabe infolge einer geringeren Oberflächenrauigkeit bzw. infolge eines niedrigeren Reibfaktors gut abbildbar. Die absoluten Unterschiede zwischen den numerisch und experimentell ermittelten Eigenspannungswerten ergeben sich zum einen aufgrund der im Experiment vorhandenen Fertigungstoleranzen insbesondere der Nabe und des segmentierten Werkzeuges. Im Simulationsmodell werden hingegen ideale Werkstück- und Werkzeuggeometrien zur Modellierung zugrunde gelegt. Zum anderen kann das elastische Verhalten des gesamten Werkzeugaufbaus auch hier insbesondere des segmentierten Werkzeuges im Simulationsmodell nur unzureichend abgebildet werden.

Es zeigt sich zudem, dass die im Rahmen der numerischen Untersuchung ermittelten Tangentialspannungen im selben Messbereich der im Experiment applizierten DMS an einem Profiltiefpunkt einen linearen Zusammenhang mit den Reibfaktoren aufweisen (s. Abb. 8.26). Eine Extrapolation dieser linearen Funktion bis zu einem Reibfaktor von 1, der theoretisch jegliche Relativbewegung zwischen Welle und Nabe verhindert, führt zu maximalen

tangentialen Eigenspannungen mit einer Höhe von 864 MPa. Es kann somit davon ausgegangen werden, dass selbst bei sehr schlechten Reibungsbedingungen im Realprozess für diesen Welle-Nabe-Verbindungstyp theoretisch stets ein fehlerfreies Bauteil hergestellt werden kann. Die Eigenspannungen erreichen hierbei jedoch bereits ein Niveau von 57 % der Streckgrenze des Nabenwerkstoffes. Sofern ein, nur theoretisch denkbarer, reibungsfreier Zustand beim Umformfügen, also ein Reibfaktor m von 0, angenommen wird, weist die Nabe im betrachteten Bereich Eigenspannungen von ca. 477 MPa auf. Somit ist eine kraftschlüssige Verbindung der beiden Bauteile sichergestellt.

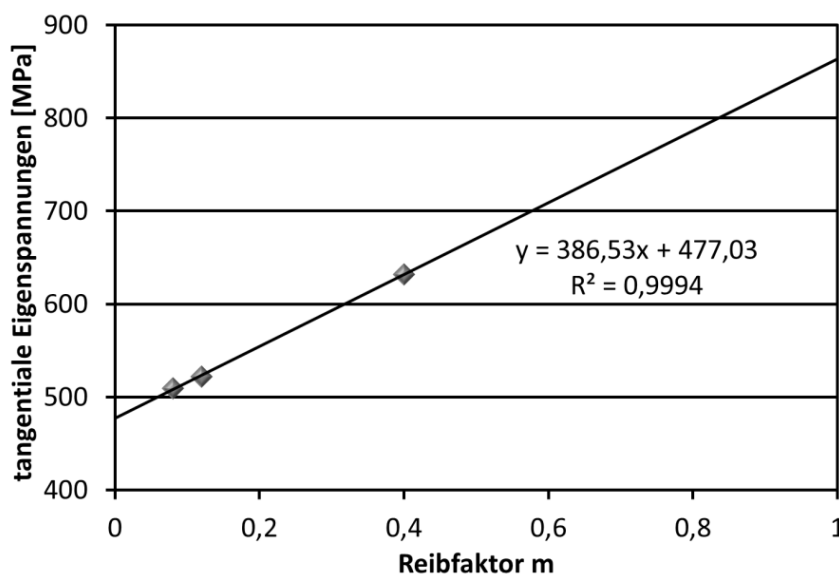


Abb. 8.26: Numerisch ermittelte tangentiale Eigenspannungen am Profiltiefpunkt eines P3G-Profiles ($e = 1,12$ mm) in Abhängigkeit vom Reibfaktor m

8.4 Einfluss der Profilparameter auf den Umformfügeprozess

8.4.1 Einfluss der Profilexzentrität der Nabe

Bei zahlreichen Untersuchungen zur Herstellung verzahnter Bauteile mittels Querfließpressen oder Stauchen (*engl.* Injection Upsetting) zeigte sich, dass mit zunehmender Zahnhöhe bzw. Verzahnungsmodul ein Anstieg der Werkzeugbelastung und der erforderlichen Stempelkraft verbunden ist [Cho00, Hsu02, Son04]. Der Einfluss der Verzahnungsgeometrie, im Speziellen der Zahnhöhe bzw. des Moduls, auf Vorgangsgrößen und Bauteileigenschaften beim Verzahnungspressen zeigt ein ähnliches Verhalten wie der Einfluss der Profilexzentrität beim Umformfügen einer form- und reibschlüssigen Welle-Nabe-Verbindung auf den Umformfügeprozess und die Komponenteneigenschaften.

Nachfolgend sind die ermittelten Stempelkraft-Weg-Verläufe beim Umformfügen von P3G-Nabeninnenprofilen mit unterschiedlichen Profilexzentritäten dargestellt (s. Abb. 8.27). Jeder dargestellte Verlauf der Stempelkraft über dem Stempelweg gibt dabei den Mittelwert aus 12 Einzelversuchen wieder, die arithmetisch gemittelt wurden. Aufgrund der unterschiedlichen Nabeninnenvolumina sind zusätzlich die Stempelkräfte in Abhängigkeit vom vereinfachten Formfüllungsgrad in **Anhang 11.9** (s. Abb. 11.7) dargestellt. Dieser vereinfachte Formfüllungsgrad berechnet sich aus dem beim Umformen verdrängten

Wellenvolumen sowie dem zu Prozessbeginn bereits im Fügebereich vorhandenen Wellenvolumen bezogen auf das Nabeninnenvolumen.

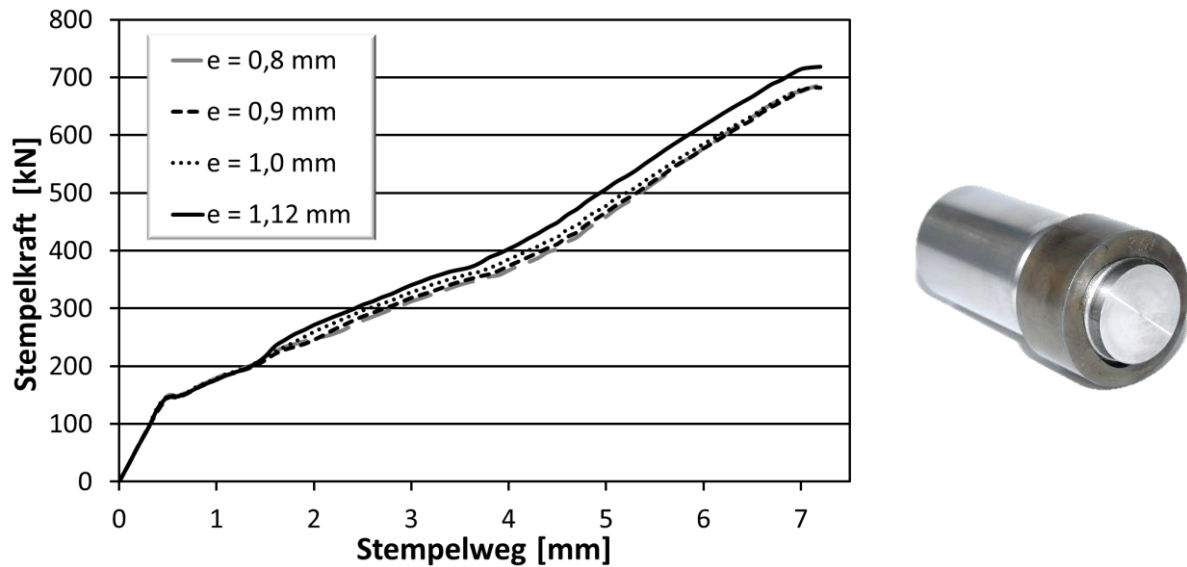


Abb. 8.27: Gemittelte Stempelkraft bezogen auf den Stempelweg für unterschiedliche Profilexzentrizitäten

Aufgrund des kleinsten Nabeninnendurchmessers bei der Profilexzentrizität $e = 1,12$ mm tritt der Kontakt zwischen Welle und Nabe entsprechend früher bzw. bei einem geringeren Stempelhub ein. Während beim Stempelkraft-Weg-Verlauf eine deutliche Zunahme der Stempelkraft für größere Profilexzentrizitäten festgestellt wird, ist bei der Betrachtung der Stempelkraft in Abhängigkeit vom Auspressgrad nach der Ausbildung des Welle-Nabe-Kontaktes bei einem Auspressgrad von ca. 69 % bis zu einer Formfüllung von ca. 75 % eine gänzlich andere Tendenz erkennbar. In diesem Bereich erfolgt die Formfüllung bei einem Profil mit größerer Exzentrizität bei geringeren Kräften. Erst ab einer Formfüllung von 75 % ist kein signifikanter Stempelkraftunterschied mehr erkennbar. Ebenso zeigt sich, dass sich die Stempelkräfte für die Profilexzentrizitäten 0,8, 0,9 und 1,0 mm ab einem Stempelweg von ca. 5,5 mm annähern.

Beim Vergleich der Haftreibungskräfte bzw. der Auspresskräfte der Welle-Nabe-Verbindung mit unterschiedlichen Profilexzentrizitäten zeigt sich eine deutliche Zunahme der übertragbaren Axialkräfte mit steigender Profilexzentrizität (s. Abb. 8.28). Für alle untersuchten Profilexzentrizitäten tritt keine nennenswerte Kraftzunahme mit größerer Zustellung des Stempelwegs und somit der Formfüllung auf. Eine größere Zustellung (7,5 mm) führt lediglich zu einer Reduzierung der Abweichungen.

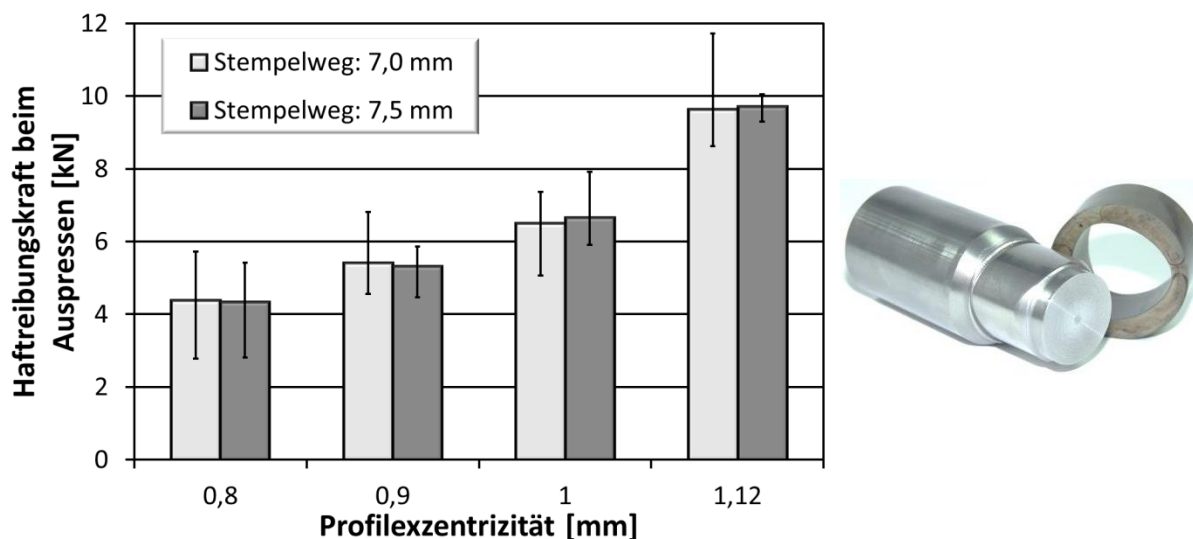


Abb. 8.28: Gemittelte Auspress- bzw. Haftreibungskräfte für unterschiedliche Profilexzentritäten

Trotz des Anstieges des Auspressgrades und somit der Kontaktfläche bei Zunahme des Stempelwegs (s. Abb. 11.10) steigt die Haftkraft nicht an. Gemäß dem Coulomb'schen Reibungsgesetz ist die Reibungskraft unabhängig von der Größe der Kontaktfläche und hängt lediglich von der Normalkraft und der Reibungszahl μ ab. Nimmt man die Reibungszahl μ zwischen Welle und Nabe zum Ende des Umformprozesses für eine geringe Änderung des Auspressgrades als konstant an und berücksichtigt die experimentellen Versuchsergebnisse, so sinkt die mittlere Flächenpressung mit steigender Formfüllung, da die Größe der Kontaktfläche steigt (s. Gl. 8.8).

$$\text{const.} = \mu = \frac{\text{Reibungskraft}}{\text{Flächenpressung} \cdot \text{Kontaktfläche}} \quad \text{Gl. 8.8}$$

Das Maximum der Kontaktflächenpressung findet sich stets im Bereich des ersten Welle-Nabe-Kontakts, am Profiltiefpunkt. Entlang der Mitnehmerflanke sinkt die Flächenpressung auf nahe Null am Übergang zum freien Wellenbereich im unvollständig ausgeformten Profilhochpunkt. Da jedoch mit zunehmendem Stempelweg keine Homogenisierung der ungleichmäßig verteilten Flächenpressung entlang der Profilkontur auftritt, sondern das Maximum im Profiltiefpunkt anwächst, kommt es zunächst zu einer zunehmend inhomogenen Deformation der Nabe bzw. einem Anstieg der Rundheitsabweichung (s. I in Abb. 8.29). Da der Welle-Nabe-Kontakt im Profilhochpunkt zu diesem Zeitpunkt noch nicht ausgebildet ist, kommt es aufgrund der geringeren Nabensteifigkeit und der radialen Vorspannung in diesem Bereich zum Einfallen der Nabenaußenkontur, d.h. der Nabenaußenradius wird an diesen Stellen kleiner als der Ausgangsradius der Nabe. Dieser Effekt tritt bei geringen Mitnehmeranzahlen, wie hier am Beispiel eines P3G-Profils gezeigt ($n = 3$), besonders stark auf und wird durch eine größere Profilexzentrität noch verstärkt. Mit fortschreitender Ausformung bildet sich der Kontakt entlang der Mitnehmerflanke zum Profilhochpunkt aus. Hierdurch kommt es zu einer Abstützung der Nabenwandung in diesem Bereich und die Rundheitsabweichung wird in geringem Maße reduziert (II in Abb. 8.29). Kurz nach dem

Erreichen der Vollpressung (III) verformt sich die Nabe nahezu gleichmäßig und die Rundheitsabweichung bleibt nahezu konstant bzw. steigt nach kurzer Stagnation wieder an.

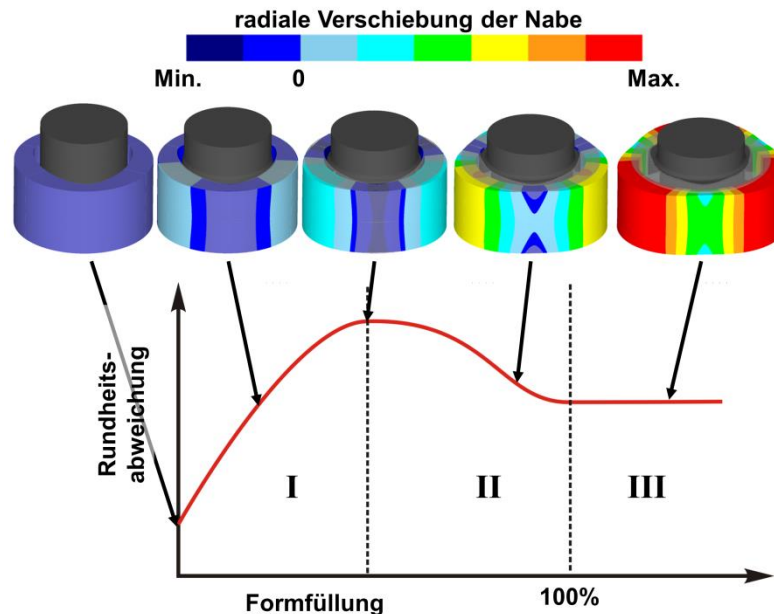


Abb. 8.29: Qualitative, grafische Darstellung der Rundheitsabweichung beim Umformfügen kraft- und formschlüssiger Welle-Nabe-Verbindungen

Aufgrund der zunehmenden Wanddickenunterschiede von Naben mit polygonalem Innenprofil bei steigender Profilexzentrizität tritt bei einer größeren Profilexzentrizität im Bereich I eine größere Rundheitsabweichung auf. Numerische Untersuchungen zur Entwicklung der Rundheitsabweichung beim Umformfügen polygonaler Nabeninnenprofile mit unterschiedlichen Profilexzentrizitäten (Abb. 8.30) zeigen, dass dieser Anstieg im Bereich mit größerer Profilexzentrizität zunimmt. Das Maximum der Rundheitsabweichung tritt bei zunehmender Profilexzentrizität bei größerer Formfüllung auf. So ist für eine Profilexzentrizität von $e = 0,8$ mm bereits bei einer Formfüllung von 72 % das Maximum der Rundheitsabweichung erreicht, während diese bei $e = 1,0$ mm erst bei 78 % auftritt. Mit steigender Profilexzentrizität wird dieser Abfall der Rundheitsabweichung geringer, so dass bei $e = 1,12$ mm nahezu keine Abnahme erkennbar ist (s. Abb. 8.30 a). Für die betrachteten polygonalen Nabeninnenprofile mit einer Profilexzentrizität von 1,0 mm oder größer ist somit kein Auspressgrad von 100% anzustreben, da hierbei die Rundheitsabweichung deutlich größer ausfällt. Je geringer die Profilexzentrizität ist, desto eher ist eine hohe Formfüllung sinnvoll, da hierdurch die Rundheitsabweichung reduziert werden kann. Ist die Nabe zu 100 % ausgeformt und wird dennoch weiteres Material in die Kavität gepresst, steigt die Rundheitsabweichung für kleine Profilexzentrizitäten nur noch unbedeutend an, wobei sich die Nabe gleichmäßig elastisch aufweitet.

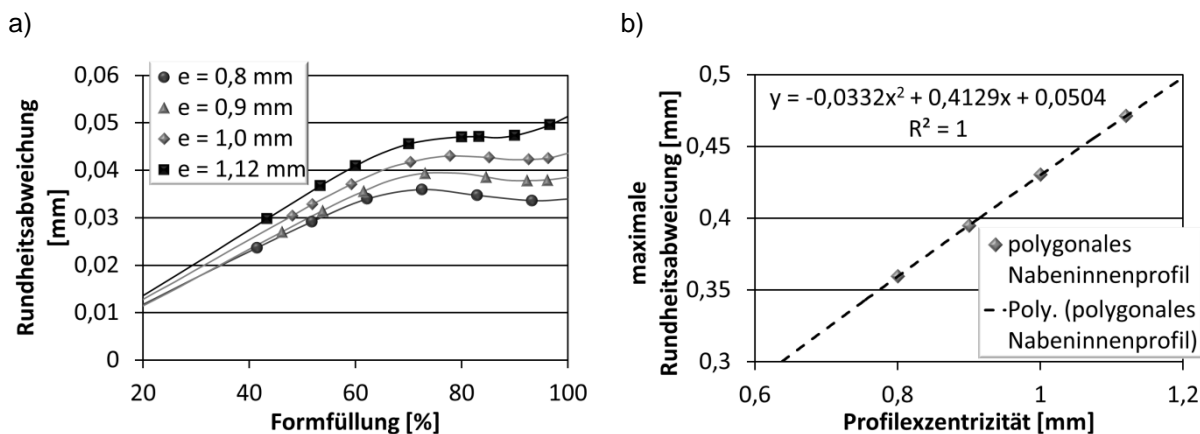


Abb. 8.30: a) Entwicklung der Rundheitsabweichung und b) maximale Rundheitsabweichung zu Beginn des Bereichs II beim Umformfügen formschlüssiger Welle-Nabe-Verbindungen mit polygonalem Innenprofil in Abhängigkeit von unterschiedlichen Profilexzentritäten

Für diese numerische Untersuchung wurden ideale Nabenaußenkonturen modelliert, daher beträgt die Rundheitsabweichung zu Beginn 0 mm (s. Abb. 8.30 a). In der Praxis weisen dünnwandige, gehärtete Naben in der Regel eine Rundheitsabweichung auf, weshalb der Kurvenverlauf in Abb. 8.29 nicht im Ursprung beginnt. Ebenso ist anzumerken, dass für diese simulative Betrachtung keine radiale Vorspannung oder Begrenzung der Nabe modelliert wurde, wodurch deutlich größere Rundheitsabweichungen berechnet wurden. Im Rahmen der experimentellen Versuche wurden für das Umformfügen einer Nabe mit polygonalem Innenprofil und einer Welle folgende Rundheitsabweichungen im Ausgangszustand und im gefügten Zustand ermittelt.

Tab. 8.7: Rundheitsabweichungen der Nabenaußenkontur in Abhängigkeit von der Profilexzentrität für ein polygonales Nabeninnenprofil (P3G)

Zustand	Rundheitsabweichung [mm]			
	e = 0,8 mm	e = 0,9 mm	e = 1,0 mm	e = 1,12 mm
Ausgangszustand	0,018	0,016	0,014	0,016
gefügter Zustand	0,047	0,050	0,048	0,059
relative Zunahme der Rundheitsabweichung	+161 %	+213 %	+250 %	+268 %

Die Zunahme der Rundheitsabweichung infolge des Fügens liegt für alle untersuchten Proben dieser Versuchsreihe zwischen +60 % und +680 %, wobei die Mittelwerte im Bereich von +260 % bis +370 % liegen. Anhand der Mittelwerte lässt sich die bereits zuvor beschriebene Zunahme der Rundheitsabweichung im gefügten Zustand mit steigender Profilexzentrität erkennen. Über alle Versuchsreihen zum Einfluss der Profilexzentrität auf das Umformfügen polygonaler Nabeninnenprofile hinweg konnte festgestellt werden, dass die Zunahme der Rundheitsabweichung mit steigender Rohteilgenauigkeit ebenfalls ansteigt (Abb. 8.31). Der Einsatz besonders genau gefertigter Rohteile ist daher nicht notwendig, da sich nach dem Umformfügen eine nur geringfügig kleinere Rundheitsabweichung einstellt.

Im **Anhang 11.14** (s. Abb. 11.17) ist die Zunahme der Rundheitsabweichung und die Rundheitsabweichung im gefügten Zustand in Abhängigkeit von der Rohteilgenauigkeit für die jeweilig untersuchte Profilexzentrität dargestellt. Hieraus lässt sich erkennen, dass die in Abb. 8.31 gezeigten Trendlinien für die Rundheitsabweichung im gefügten Zustand und die

relative Zunahme der Rundheitsabweichung nahezu unabhängig von der eingesetzten Profilexzentrizität der Nabenprofile sind.

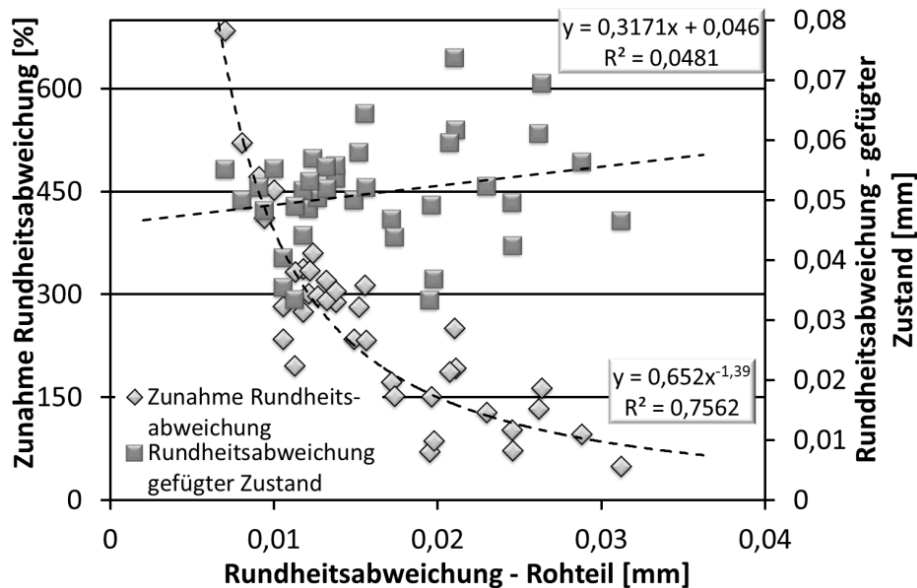


Abb. 8.31: Zunahme der Rundheitsabweichung und Rundheitsabweichung im gefügten Zustand in Abhängigkeit von der Rohteilgenauigkeit

Die Formfüllung wird, wie in **Kap. 8.2.4** beschrieben, anhand des radialen Spaltes im Profilhochpunkt zwischen Welle und Nabe beurteilt. In Abb. 8.32 ist zunächst die Ausdehnung des radialen Spaltes für unterschiedliche Profilexzentrizitäten abgebildet. Hierbei ist ein deutlicher Anstieg der Spaltausdehnung mit zunehmender Profilexzentrizität zu erkennen. Eine größere Zustellung führt bei den untersuchten Profilexzentrizitäten zu einer Verkleinerung des Spaltes. Aufgrund der spitzeren und schlankeren Profilform im Bereich des Profilhochpunktes. Bei einer größeren Profilexzentrizität ist die Reduzierung des Spaltes bei gleicher Zunahme des Stempelweges hier größer.

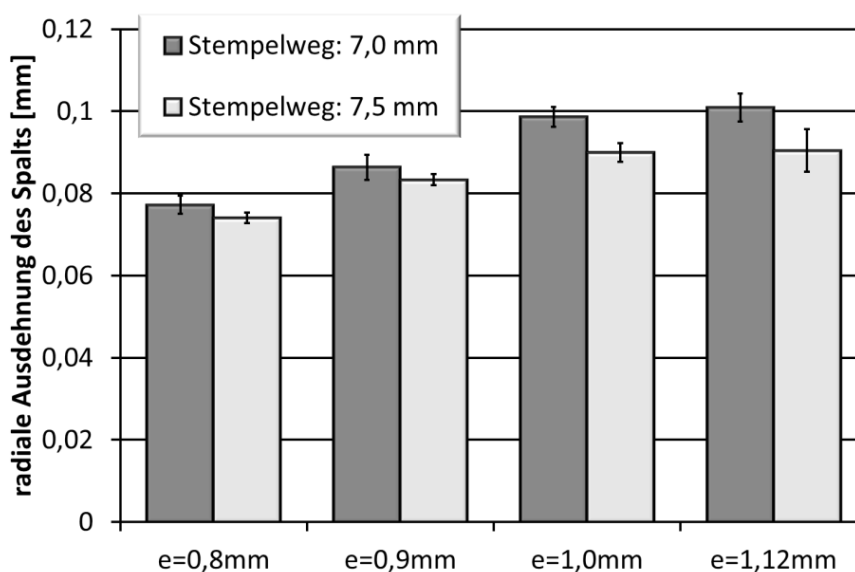


Abb. 8.32: Spaltmaß im Kopfbereich der Mitnehmer in Abhängigkeit von der Profilexzentrizität

Wird die Ausdehnung des Spaltes auf die Profilexzentrität bezogen, erhält man den in **Kap. 8.2.4** beschriebenen, vereinfachten Auspressgrad η (s. **Kap. 11.10**, Abb. 11.10). Für die Profilexzentritäten 0,8; 0,9 und 1,0 mm zeigt sich bei gleicher Stempelzustellung ein nahezu identischer Auspressgrad. Lediglich für die Profilexzentrität 1,12 mm tritt entgegen der zuvor gezeigten Tendenz der Spaltmaße (s. Abb. 8.32) ein größerer Auspressgrad auf.

Somit sind für geringe Spaltmaße im Profilhochpunkt der Verbindung kleine Profilexzentritäten zu wählen. Diese Forderung steht der Anforderung nach großen Profilexzentritäten für eine möglichst formschlüssig ausgeführte Welle-Nabe-Verbindung entgegen, bei welcher die Drehmomentübertragung über die Flächenpressung in der Mitnehmerflanke erfolgt. Zudem ist gezeigt worden, dass mit kleiner Profilexzentrität eine niedrige mittlere Flächenpressung in der Kontaktfuge auftritt.

8.4.2 Untersuchung zur Mitnehmeranzahl der Innenkontur

Bereits bei Hsu und Can [Hsu02, Can05] hat sich gezeigt, dass eine höhere Zähneanzahl beim Verzahnungspressen von Stirnzahnrädern bei gleichem Fußkreisdurchmesser, d.h. mit kleineren radialen Austrittsquerschnitten im Verzahnungsbereich, eine höhere Presskraft zur Ausformung der Zähne erfordert und höhere Werkzeugbelastungen auftreten. Da beim Umformfügen einer Welle-Nabe-Verbindung mittels Quer-Fließpressen die Nabe der verzahnten Matrize beim Verzahnungspressen entspricht, aber im Vergleich zu dieser eine geringere Wanddicke aufweist, müssen hohe Belastungen dieser, welche bei großen Mitnehmerzahlen auftreten, vermieden werden. Diese Aspekte sind für die Herstellung von reib- und formschlüssigen Verbindungen zu berücksichtigen. Gute Verbindungseigenschaften der Welle-Nabe-Verbindung erfordern jedoch eine möglichst hohe Mitnehmeranzahl. Aus Sicht des Umformprozesses sollten die radialen Austrittsquerschnitte möglichst groß sein, was allenfalls nur bei geringen Mitnehmeranzahlen der Fall ist. Die Forderung nach geringen Zahnhöhen, die sich ebenfalls als Anforderungen beim Verzahnungspressen stellen, wurden bereits in **Kap. 8.4.1** unter dem Einfluss der Profilexzentrität beschrieben. In diesem Kapitel wird der Einfluss unterschiedlicher Mitnehmerzahlen für Nabeninnenprofile auf Basis von komplexen Zykloiden mit einer Profilexzentrität von 0,8 mm beschrieben. Die Mitnehmeranzahl n wird hierbei von $n = 3$ bis $n = 7$ variiert. Als Schmierstoff wird mit Verweis auf **Kap. 8.3** eine Öl-Schmierung der gedrehten Welle eingesetzt. Die durch Fräsen der Innenkontur und Drehen der Außenkontur gefertigten Nabenkörper werden im vergüteten Zustand mit einer Härte von 54 HRC eingesetzt. Die Einlegeposition der Nabe in Bezug auf die 6 Werkzeugsegmente wurde bereits in **Kap. 6.4** beschrieben und bei der Versuchsdurchführung entsprechend berücksichtigt.

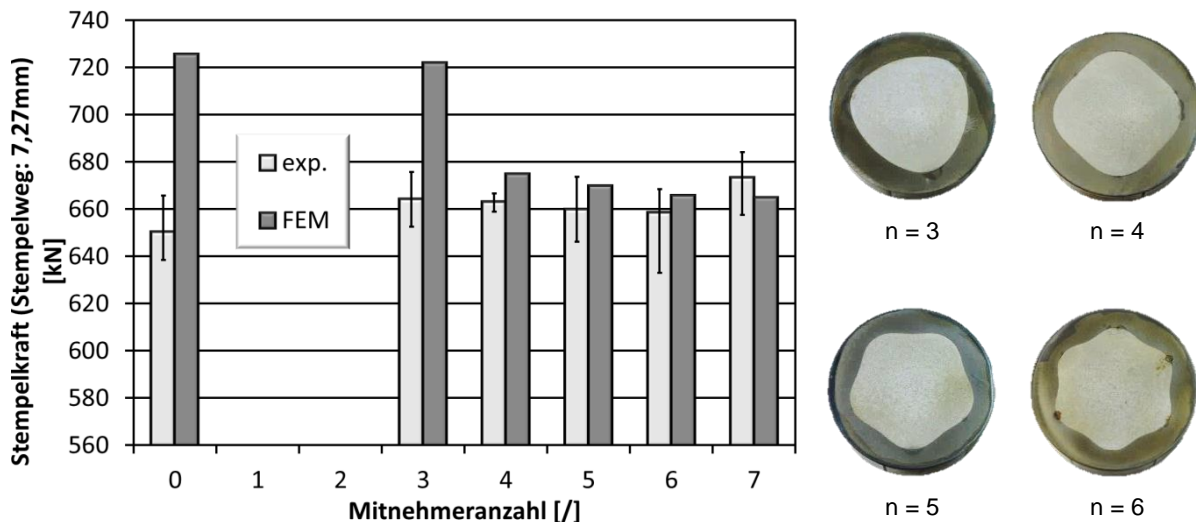


Abb. 8.33: Numerisch und experimentell ermittelte maximale Stempelkraft für unterschiedliche Mitnehmerzahlen bei einem Stempelweg von 7,27 mm

In Abb. 8.33 sind die im Rahmen der experimentellen Untersuchung ermittelten Stempelkräfte bei einem Stempelweg von 7,27 mm mit den im Rahmen der FEM-Simulation ermittelten Stempelkräften (s. **Kap. 7.3.1**) dargestellt. Ebenso ist in Abb. 8.33 der Spezialfall eines zylindrischen Nabeninnenprofils mit $n = 0$ abgebildet. Der Vergleich der Ergebnisse zeigt zunächst, dass die Differenz zwischen numerisch und experimentell ermittelter Stempelkraft bei geringerer Mitnehmeranzahl ($n = 0$ und 3) mit knapp 10 % deutlich größer ausfällt. Während die Versuchsreihen mit $n = 3 - 7$ Mitnehmern im Rahmen der numerischen Untersuchungen eher eine leicht abfallende Tendenz zeigen, tritt bei den experimentell ermittelten Stempelkräften für Mitnehmeranzahlen von $n = 3$ bis 6 nur eine sehr geringe Abnahme auf. Die experimentelle Versuchsreihe mit 7 Mitnehmern zeigt dahingegen einen Kraftanstieg im Vergleich zur Versuchsreihe mit 6 Mitnehmern (s. Abb. 8.33). Die experimentellen Untersuchungen verhalten sich somit analog zu den Untersuchungsergebnissen von Choi [Cho00], der bei Verzahnungspressen trochoider Verzahnungen zeigt, dass die Presskraft bis zu einer Zähnezahl von 6 zunächst abfällt, für $n = 7$ keine Veränderung zeigt und ab einer Zähnezahl von 8 wieder ansteigt. (s. Abb. 2.6 a). Der Unterschied zwischen den experimentellen und numerischen Ergebnissen ergibt sich aufgrund der sehr vereinfachten Abbildung der Reibungsverhältnisse zwischen Welle und Nabe, die in der Simulation mit einem konstanten Reibfaktor, wie er in der Realität nicht auftritt, modelliert wurden. Aufgrund der Zunahme der Kontaktfläche zwischen Welle und Nabe mit zunehmender Zähnezahl steigt auch der Anteil der Reibungskraft beim Umformfügen.

Wie stark sich die Reibungskraft beim Umformfügen von Naben mit unterschiedlichen Mitnehmerzahlen bemerkbar macht, zeigt sich auch beim Auspressen der Wellen (s. Abb. 8.34). Mit zunehmender Mitnehmeranzahl steigt die maximale Auspresskraft, die als Haftreibungskraft angesehen werden kann. Da zu Prozessbeginn von identischen Reibungsbedingungen ausgegangen werden kann, ergibt sich dieser Unterschied lediglich aus der höheren Flächenpressung und somit einer Verschlechterung der Reibungsbedingungen im Bereich der Profiltiefpunkte. Des Weiteren ist zu erkennen, dass eine größere

Stempelzustellung bzw. Ausformung der Nabenkavität zu einem Anstieg der Haftreibungskräfte führt.

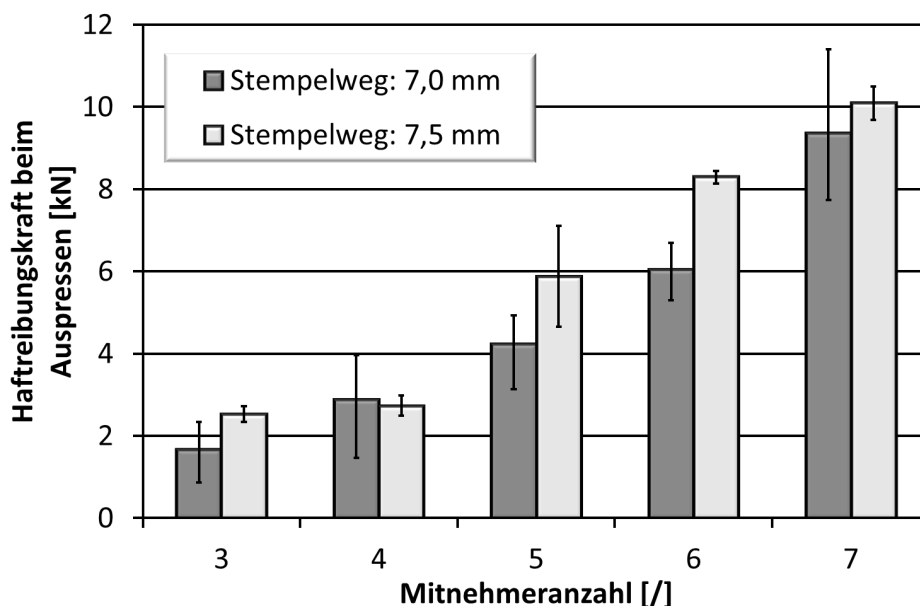


Abb. 8.34: Gemittelte Auspress- bzw. Haftreibungskräfte für unterschiedliche Mitnehmeranzahlen

Betrachtet man die radialen Spalte zwischen Welle und Nabe im Kopfbereich der Mitnehmer in Abhängigkeit von der Mitnehmeranzahl (s. Abb. 8.35), so zeigt sich, dass mit steigender Mitnehmeranzahl der verbleibende radiale Spalt größer wird. Die Kopfradien der Mitnehmer werden hierbei mit steigender Mitnehmeranzahl kleiner und der tangentielle Anteil des Werkstoffflusses steigt, wodurch eine bessere Ausformung gewährleistet werden sollte. Allerdings tritt infolge der größeren Kontaktfläche bei steigender Mitnehmeranzahl eine höhere Radialspannung und somit größere radiale Deformation der Nabe auf. Gleichzeitig findet bei kleinen Mitnehmeranzahlen ein Einfallen der Nabe im Bereich der Profilhochpunkte, wie bereits in **Kap. 8.4.1** beschrieben, statt. Eine größere Mitnehmeranzahl bedeutet daher ein gleichmäßiges Weiten der Nabe, wodurch bei gleichem Stempelweg die Ausformung des Profilhochpunktes geringer bzw. der radiale Spalt größer wird. Bei der Untersuchung der Nabenaußenkontur im gefügten Zustand konnte festgestellt werden, dass trotz gleichen Stempelwegs und somit gleichem Auspressgrad die radiale Deformation mit zunehmender Mitnehmeranzahl ansteigt. Eine gefügte Welle-Nabe-Verbindung mit 3 Mitnehmern weist beispielsweise in der hier betrachteten Werkstoff- und Dimensionskombination lediglich eine mittlere Nabenexpansion von 0,015 mm auf, während sich bei einer Nabe mit 7 Mitnehmern bei gleicher Werkstoff- und Dimensionskombination eine Expansion von 0,024 mm einstellt.

Bei geringen Mitnehmerzahlen ist deutlich zu erkennen, dass sich der radiale Spalt mit einem größeren Stempelweg nicht signifikant weiter verkleinert. Analog zu den Untersuchungen zum Einfluss der Profilexzentrizität tritt bei $n = 3$ und einer Profilexzentrizität von 0,8 mm nahezu keine Verkleinerung ein. Die Zunahme der Mitnehmeranzahl zeigt hierbei den gleichen Effekt wie die Zunahme der Profilexzentrizität, welche beide eine spitzere Mitnehmerform (steilere Flanke und kleinerer Kopfradius) zur Folge haben.

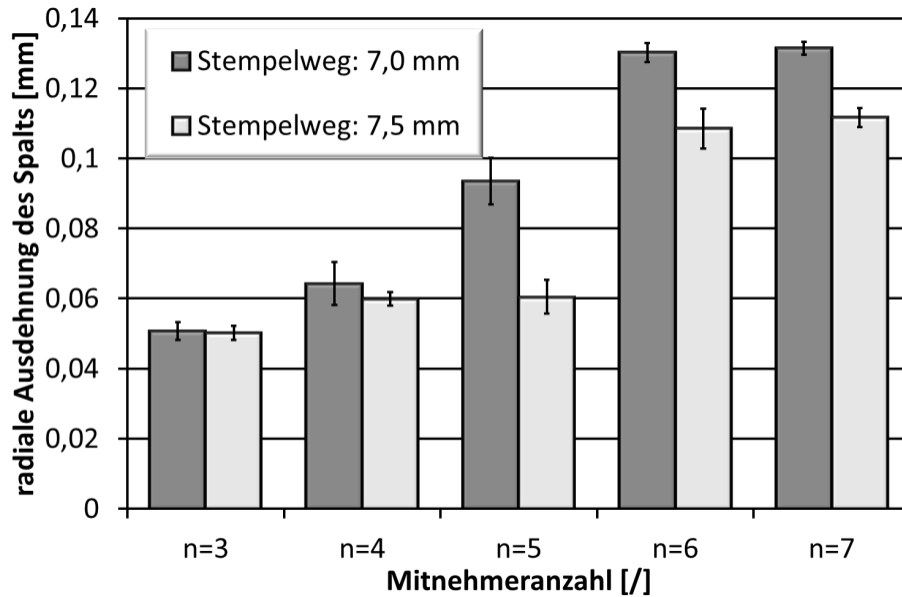


Abb. 8.35: Spaltmaß im Kopfbereich der Mitnehmer zwischen Welle und Nabe in Abhängigkeit von der Mitnehmeranzahl

In Abb. 8.36 sind daher für alle Versuchsreihen die radialen Spaltmaße in Abhängigkeit von der Kopfform aufgetragen. Die Kopfform wird dabei durch den Flankenwinkel auf Höhe des Nenndurchmessers und des Kopfradius (gerundet auf 2 Dezimalen) beschrieben. Große Werte dieser Kenngröße und somit eine spitze Mitnehmerform ergeben sich bei steilen Flanken und kleinen Kopfradien. Es zeigt sich, dass bei sehr flachen Mitnehmerformen und großen Kopfradien nahezu keine Verbesserung der Spaltmaße durch eine Erhöhung des Stempelweges bzw. Auspressgrades erreicht wird. Je spitzer die Kopfform der Mitnehmer desto größer ist der verbleibende Spalt, wobei sich eine abnehmende Tendenz einstellt. Ebenfalls ist ersichtlich, dass bei spitzeren Kopfformen eine Verkleinerung des Spaltes durch einen höheren Auspressgrad erreicht werden kann.

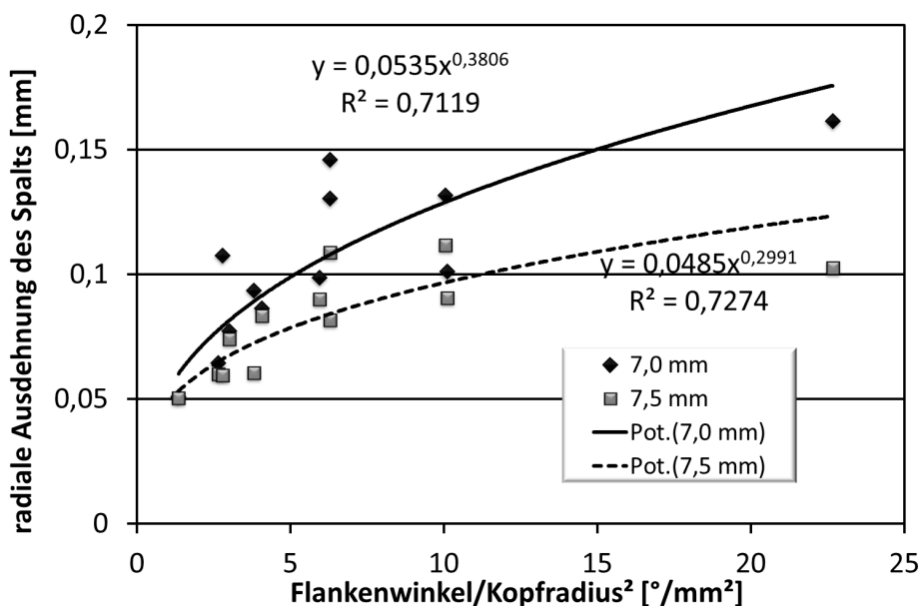


Abb. 8.36: Spaltmaß in Abhängigkeit von der Kopfform der Mitnehmer (Beschreibung der Kopfform durch indirekte Profilparameter)

8.4.3 Einfluss des Profiltyps der Nabe

Bei der Betrachtung unterschiedlicher Nabeninnenprofiltypen wurden in einer ersten Versuchsreihe zunächst die Grundprofile Epi-, Hypotrochoide und hybride komplexe Trochoide untersucht. Diese Profile weisen eine Profillextrizität von 0,8 mm und 6 Mitnehmer auf. Für die Versuche wurden, wie bereits in der zuvor beschriebenen Versuchsreihe, innen gefräste, vergütete Naben mit einer Härte von 54 HRC eingesetzt. Die Wellen wurden im Zustand GKZ mit einer gedrehten Oberfläche und dem öligen Schmierstoff (DIAPress) eingesetzt.

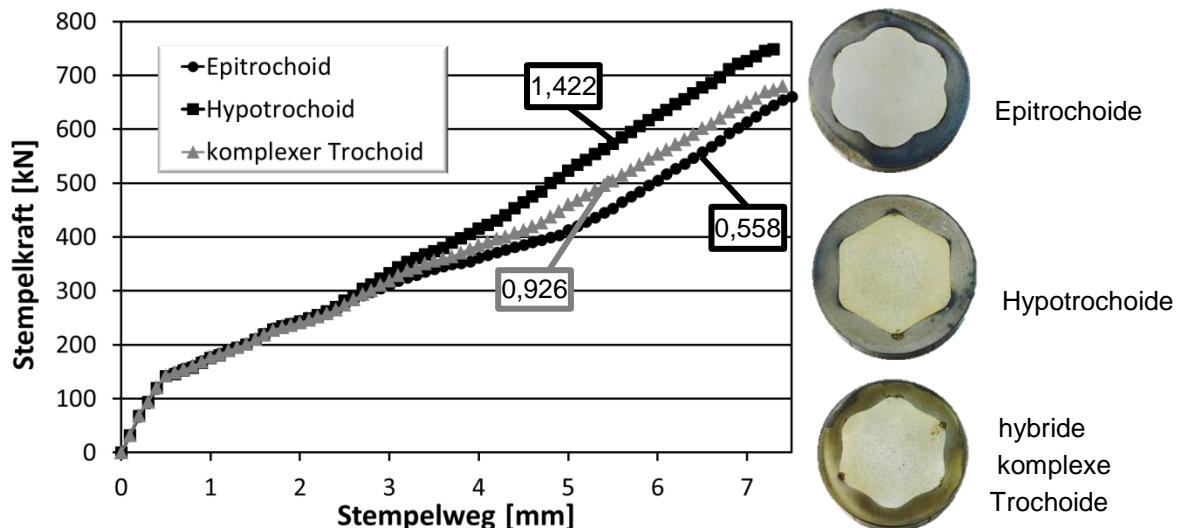


Abb. 8.37: Mittlere Stempelkraft-Weg-Verläufe für unterschiedliche Profiltypen (1. Ordnung) mit dem zugehörigen Flächenverhältnis des Mitnehmerfuss- zum Mitnehmerkopfbereichs

Betrachtet man den Stempelkraft-Weg-Verlauf (s. Abb. 8.37), so zeigt sich, dass ein epitrochoides Nabeninnenprofil die geringste Stempelkraft bei gleichem Stempelweg aufweist. Ursache hierfür ist zum einen die spitze Gestalt des Profiltiefpunktes, die zu einer geringen Umlenkung des Werkstoffflusses und somit zu geringeren Schub- bzw. Scherspannungen führt (Strömungsanalogie nach Thomson [Löp11] s. Abb. 8.38). Der radiale Werkstofffluss beim Umformfügen einer Welle-Nabe-Verbindung im Bereich der Profiltiefpunkte verhält sich analog zum Werkstofffluss beim „Flow Splitting“ (deut.: *Fließspalten*), das von Groche untersucht wurde [Gro07]. Er stellte fest, dass mit zunehmendem Winkel des Spaltwerkzeuges, in seinem Fall eine rotierende Scheibe, höhere Reaktionskräfte an diesem auftreten. Ursache hierfür sind zum einen die größere Kontaktfläche sowie die höheren Kontaktnormalspannungen im Werkzeug-Werkstück-Kontakt. Des Weiteren finden sich bezüglich des Winkeleinflusses auf den Werkstofffluss die Reaktionskräfte und die auftretenden Scherspannungen Analogien bei dem sogenannten ECAP-Verfahren (Equal Channel Angular Pressing), welches zur Herstellung besonders feinkörniger Halbzeuge verwendet wird. Mit steigender Umlenkung des Werkstoffflusses treten sowohl eine höhere Scherung des Werkstoffes als auch höhere Presskräfte auf. [Dja10]

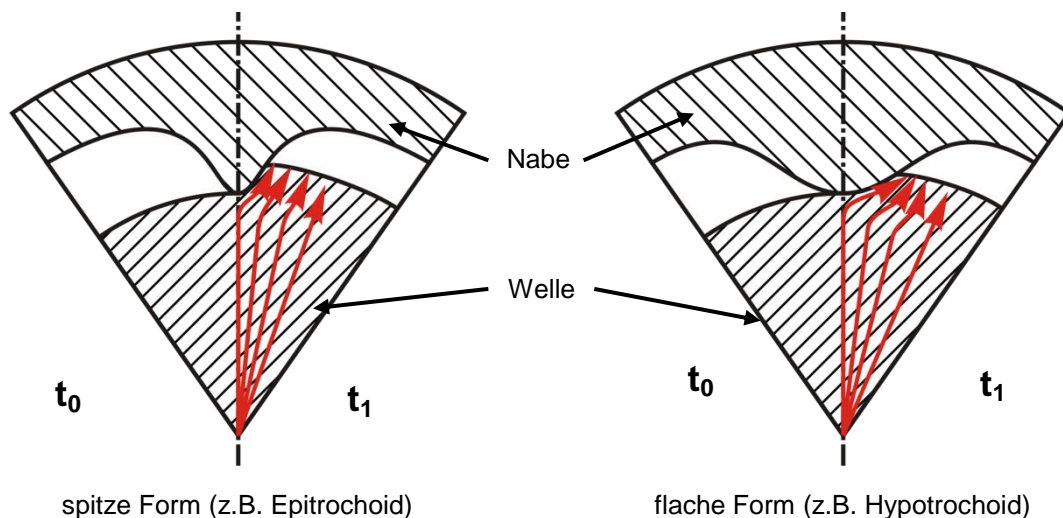


Abb. 8.38: Qualitative Beschreibung des Werkstoffflusses am Profiltiefpunkt

Die von Groche [Gro07] angeführte Zunahme der Kontaktfläche bei größerem Winkel der Spaltwerkzeuge tritt auch hier am Profiltiefpunkt auf. Teilt man das Nabeninnenprofil entlang des Nennradius in Profilhoch- und -tiefpunkt und vergleicht die Flächenanteile, so zeigt sich, dass mit kleinerem Flächenanteil des Profiltiefpunktes in Relation zum Flächeninhalt am Profilhochpunkt geringere Kräfte auftreten. Die jeweiligen Flächenverhältnisse des Mitnehmerfuss- zum Mitnehmerkopfbereichs des Nabenprofils sind in der Abb. 8.37 den entsprechenden Profilen zugeordnet.

Da die Nabeninnenprofile unterschiedliche Volumina aufweisen, ist eine Betrachtung des Stempelkraftverlaufs in Abhängigkeit vom vereinfachten Auspressgrad sinnvoll (s. Anhang **Kap.11.9**, Abb. 11.8). Der deutliche Unterschied beim Kraftanstieg zu Prozessbeginn zeigt die Volumendifferenz der drei Profiltypen. Im Gegensatz zu den zuvor beschriebenen Stempelkraft-Weg-Verläufen ist zu Prozessbeginn für die Ausformung des epitrochoiden Innenprofils eine spezifisch höhere Stempelkraft erforderlich.

Eine ähnliche Rangfolge wie beim Vergleich der Stempelkräfte in Abb. 8.37 ergibt sich bei der Betrachtung des radialen Spalts zwischen Welle und Nabe im Bereich des Profiltiefpunktes (s. Abb. 8.39). Da hierbei jedoch die unterschiedlichen Nabeninnenvolumina berücksichtigt werden müssen, ist auch hier eine Betrachtung des vereinfachten Auspressgrades sinnvoll. Das epitrochoide Innenprofil zeigt hierbei mit ca. 86 % für einen Stempelweg von 7,0 mm den höchsten Auspressgrad, der jedoch durch einen größeren Stempelweg nur in geringerem Maße gesteigert wird. Die Zunahme des Stempelwegs von 7,0 auf 7,5 mm führt beim hybriden, komplexen Trochoid zu einer Erhöhung des Auspressgrades von 82 % auf knapp 90 %.

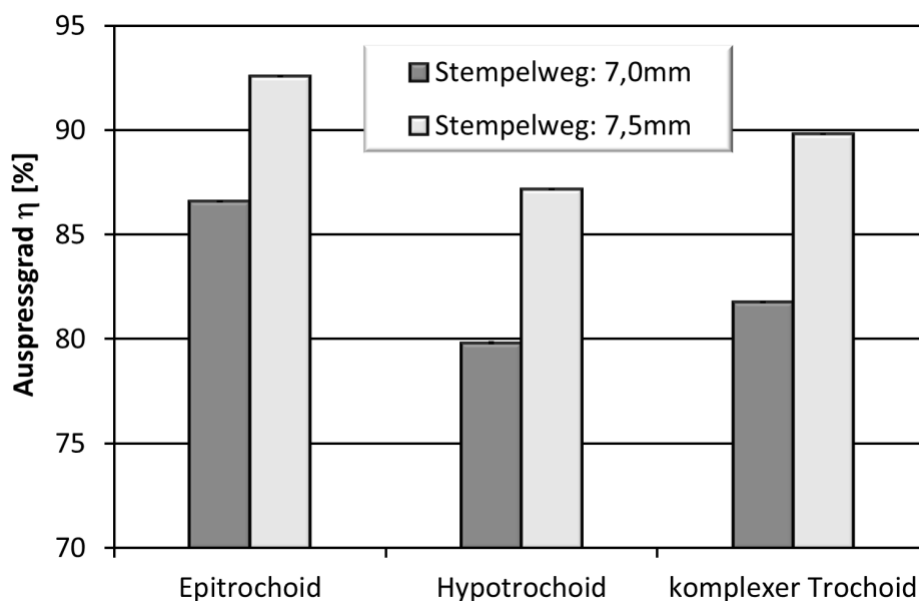


Abb. 8.39: Auspressgrad der Nabenkavität in Abhängigkeit vom Profiltyp (Profiltypen 1. Ordnung)

Bei der Betrachtung des radialen Spaltes bzw. des Auspressgrades für unterschiedliche Profiltypen (s. Abb. 8.39) ist, wie zuvor bereits bei der Untersuchung zum Einfluss der Mitnehmeranzahl ausgeführt, auch stets die radiale Expansion der Nabe zu berücksichtigen. Analog zu den Stempelkräften stellt sich beim hypotrochoiden Nabeninnenprofil mit 0,041 mm im Mittel die größte Rundheitsabweichung und mit 0,024 mm die größte Nabenexpansion ein. Das hybride, komplexe Nabeninnenprofil zeigt mit 0,037 mm die zweitgrößte Rundheitsabweichung dieser Versuchsreihe und liegt mit einer mittleren Nabenexpansion von 0,017 mm knapp über der Expansion des epitrochoiden Innenprofils mit 0,015 mm. Grund für die größere radiale Deformation der Nabe mit hypotrochoidem Innenprofil und dem damit verbundenen geringen Auspressgrad bzw. großen radialen Spalt im Profiltiefpunkt ist die größere Radialspannung im Bereich des Profiltiefpunktes. Gleichzeitig tritt kein Einfallen des Profilhochpunktes, wie bei kleinen Mitnehmerzahlen (s. **Kap. 8.4.1** und **8.4.2**) auf. Berücksichtigt man die radiale Nabenexpansion und zieht diesen Betrag vom ermittelten Spalt ab, so ergibt sich ein theoretischer Wert für den Idealfall einer starren Nabe. Diese Werte sind in Abb. 8.40 dargestellt. Hierbei zeigt sich, dass das epitrochoide Innenprofil bei ideal starrer Nabe für diesen Stempelweg bereits voll ausgeformt wäre, da hier negative Werte auftreten. Im Gegensatz zu der vorherigen Rangfolge ist das hybride, komplexe Nabeninnenprofil am geringsten ausgeformt. Bezogen auf die radiale Nabenexpansion lässt sich somit das hypotrochoide Innenprofil besser ausformen.

Bei der Betrachtung der axial übertragbaren Haftkräfte aufgrund der kraft- bzw. reibschlüssigen Art dieser Verbindung zeigt sich, dass mit zunehmender Stempelkraft beim Umformfügen auch höhere Haftkräfte zu erwarten sind. Beide Ergebnisse hängen stark von der Profilform ab, weswegen an dieser Stelle der indirekte Profilparameter „Flankenwinkel/Kopfradius“ als Vergleichsbasis herangezogen wird und die Haftkräfte aller im Rahmen dieser Arbeit geprüften Welle-Nabe-Verbindungen berücksichtigt werden (s. Abb. 8.41). Hierbei zeigt sich deutlich, dass mit Zunahme dieses Parameters höhere Auspress-

bzw. Haftkräfte auftreten. Allerdings liegt kein proportionaler Zusammenhang vor. Vielmehr zeigt die Zunahme der Haftkraft mit spitzer werdendem Profil einen logarithmischen Verlauf.

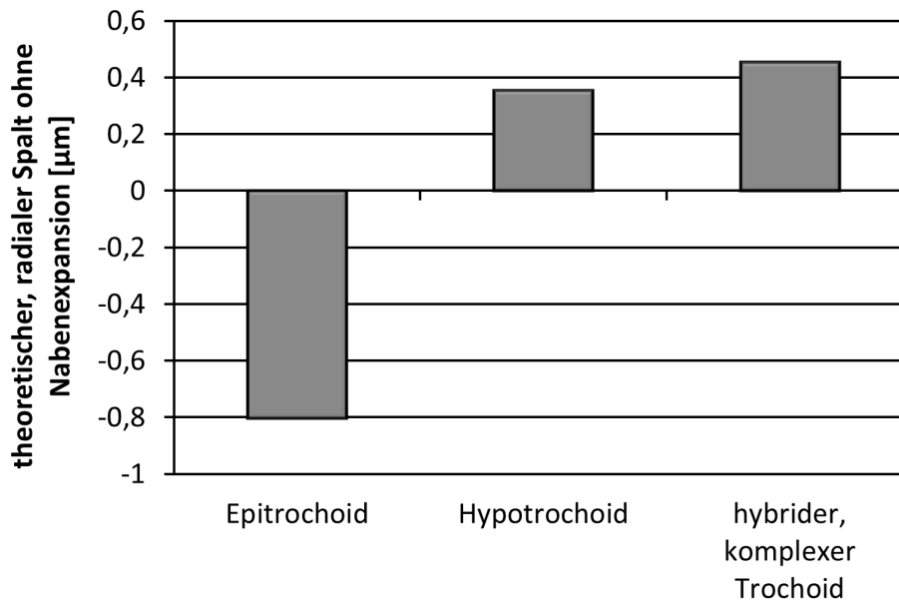


Abb. 8.40: Theoretisch sich ergebender radialer Spalt bei ideal starrer Nabe in Abhängigkeit vom Profiltyp (Profiltypen 1. Ordnung)

Aufgrund von Fertigungseinschränkungen für die Nabeninnenprofile, welche im Rahmen dieser Arbeit durch Fräsen hergestellt wurden, hinsichtlich der Erzeugung sehr kleiner Kopfradien, ergibt sich für den Parameter „Flankenwinkel/Kopfradius“ ein eher theoretischer Maximalwert von $100^\circ/\text{mm}^2$ (Flankenwinkel: 90° ; Kopfradius: 0,95 mm). Somit ergibt sich für diesen Verbindungstyp, der maßgeblich durch die mittlere Wanddicke der Nabe, das tribologische System, die Werkstoffkombination und die Werkzeugvorspannung definiert wird, eine maximal erreichbare Haftkraft von 23,3 kN.

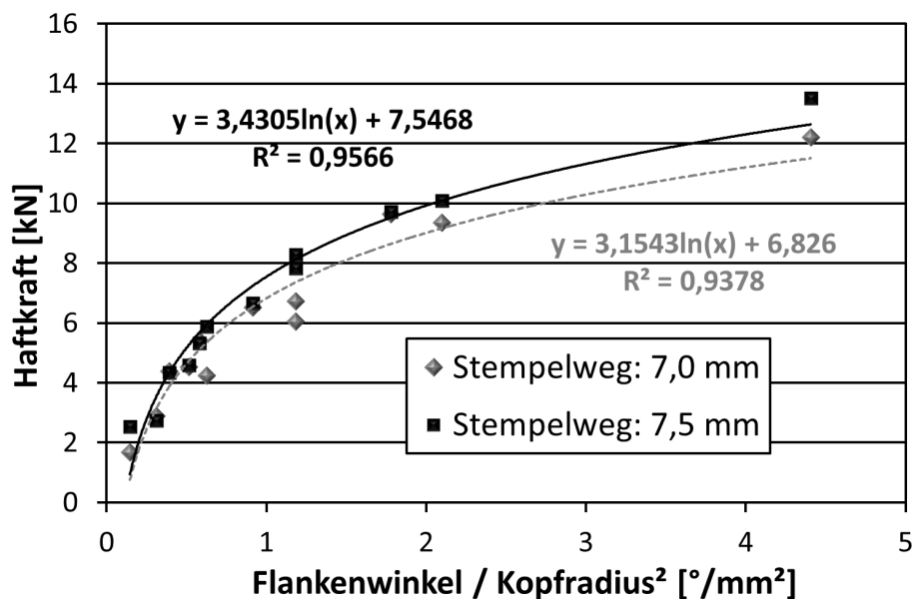


Abb. 8.41: Haftkraft beim Auspressen der Nabe in Abhängigkeit von einem indirekten Profilparameter zur Beschreibung der Mitnehmerform

Wie bereits zuvor in **Kap. 7** beschrieben, bieten trochoide Innenprofile höherer Ordnung eine Vielzahl an Funktionsparametern, welche im Vorfeld bereits numerisch betrachtet wurden (s. **Kap. 7.2**). Diese Funktionsparameter bieten insbesondere in Bezug auf die Übertragung von sehr hohen Drehmomenten aufgrund der Anpassungsmöglichkeiten des Nabeninnenprofils hinsichtlich der Erzeugung leistungsfähiger Welle-Nabe-Verbindungen ein enormes Potential [Zia07, Zia12a, Zia12b]. Aufgrund der komplexen Wirkzusammenhänge beim Umformfügen zwischen dem Nabeninnenprofil, der Übertragungsfähigkeit von Axialkräften oder Drehmomenten, der erforderlichen Stempelkraft, der Formfüllung und dem elastischen Verhalten der Nabe ist eine Übertragung der bisher untersuchten Profilparameter und der hierbei gewonnenen Kenntnisse auf diese neuartigen Profiltypen 3. Ordnung nicht direkt möglich. Prinzipielle Erkenntnisse wie beispielsweise der Einfluss eines spitzen oder flachen Profiltiefpunktes auf die Stempelkraft oder dem Einfluss kleiner konkaver Radien im Übergangsbereich von Flanke zu Mitnehmerkopf können zwar qualitativ beurteilt werden, eine quantitative Abschätzung ist jedoch nicht möglich. Daher wurden zur Validierung der numerisch ermittelten Ergebnisse aus den **Kap. 7.2** und **7.3** für vier Profiltypen 3. Ordnung weitere experimentelle Untersuchungen durchgeführt, die im Folgenden dargestellt sind. Bei den betrachteten Profilen handelt es sich um die Profile mit den Bezeichnungen M1, M2, M3 und M4, deren Funktionsparameter im **Anhang 11.4** aufgeführt sind. Für diese Versuchsreihe wurde eine Mitnehmeranzahl von 6 Mitnehmern gewählt, da diese mit der Anzahl der vorhandenen Vorspannsegmente des Werkzeuges übereinstimmt und somit zu einem relativ homogen einstellbaren Vorspannungszustand führt. Als Profilexzentrität wurde ein Wert in Höhe von 0,8 mm vorgegeben, der bereits in den numerischen Untersuchungen und den experimentellen Betrachtungen zu den unterschiedlichen Profilparametern (s. **Kap. 8.4.1**) aus Umformfügeprozesssicht die Herstellung bestmöglicher Eigenschaften der Verbindung erlaubt. Bei Profiltypen höherer Ordnung ist für das Einstellen einer konstanten Profilexzentrität jedoch eine zusätzliche mathematische Gleichung bzw. Bedingung erforderlich, da die Profilexzentrität nicht explizit in den Grundgleichungen der Profile zu finden ist. Vielmehr ist diese in den Funktionsparametern eingebunden. In Abb. 8.42 sind die Stempelkraft-Weg-Verläufe für die vier Profiltypen dargestellt. Das jeweilige Nabeninnenprofil ist auf der rechten Seite abgebildet.

Im Kraft-Weg-Verlauf des Profiltyps M1, der für den gesamten Stempelhub die geringsten Kräfte aufweist, zeigt sich bei einem Stempelweg von ca. 6,5 mm ein erneuter steiler Anstieg der Kraft. Die Ursache hierfür findet sich in der speziellen Geometrie des Nabeninnenprofils, das im Bereich des Profilhochpunktes über einen deutlich größeren Winkelbereich einen konstanten Radius aufweist, der dem Umkreisradius des Nabeninnenprofils entspricht. Der Wellenwerkstoff bildet beim Quer-Fließpressen eine konvexe Fließfront aus, da der Werkstoff in der Mitte des Mitnehmers ohne Nabenkontakt schneller in radialer Richtung fließt, während er infolge der Reibung an den Mitnehmerflanken gehemmt wird. Die Fließfront des Wellenwerkstoffs trifft somit zunächst in der Mitte des Mitnehmerkopfes auf die Nabe. Für die weitere Formfüllung der Radien in den Übergangsbereichen von Mitnehmerkopf und –flanke ist eine höhere Stempelkraft erforderlich. Das Nabeninnenprofil M2 hingegen zeigt nach dem ersten Kontakt von Welle und Nabe bei etwa 2,7 mm ebenfalls zunächst ähnlich hohe Stempelkräfte, wobei diese aufgrund der steileren Mitnehmerflanke

stärker zunehmen im Vergleich zu den Stempelkräften von Profil M1. Aufgrund des deutlich größeren Radius dieses Profiltyps im Übergangsbereich der Flanke zum Kopf im Vergleich zum Profil M1 tritt hierbei kein derartiger sprunghafter Anstieg der Stempelkraft zu Prozessende auf.

Wie bereits in **Kap. 7.2** beschrieben, führen die beiden Profiltypen M3 und M4 im Bereich des Mitnehmertiefpunktes zu einer starken Werkstoffumlenkung, da die Tiefpunkte in radialer Richtung teilweise eine konkave Geometrie aufweisen. Dies erklärt den deutlich stärkeren Anstieg der Stempelkräfte direkt bei der Ausbildung des ersten Kontaktes von Welle und Nabe in diesem Bereich. Das Profil M3 zeigt zwar eine weniger starke konkave Geometrie des Profiltiefpunktes, allerdings erstreckt sich der Profiltiefpunkt über einen größeren tangentialen Winkelbereich. Hierdurch tritt bei diesem Profiltyp die relativ höchste Stempelkraft innerhalb dieser Versuchsreihe auf.

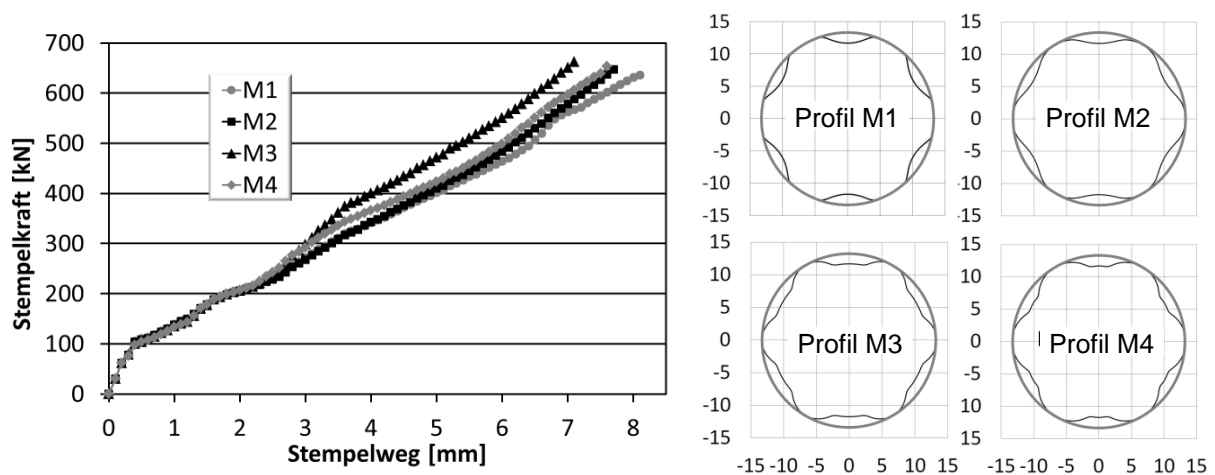


Abb. 8.42: Gemittelte Stempelkraft-Weg-Verläufe für unterschiedliche Profiltypen (3. Ordnung) und zugehörige Innenprofilquerschnitte mit Umkreis ($d = 26,6$ mm) [Els14]

Ein Vergleich der Stempelkräfte für Nabeninnenprofile der 1. und 3. Ordnung ist im **Anhang 11.11** (s. Abb. 11.11) dargestellt und zeigt, dass die angepassten Profile 3. Ordnung ein ähnliches Kraftniveau zeigen wie die Profile 1. Ordnung. Ebenfalls findet sich im **Anhang 11.11** ein Vergleich der numerisch und experimentell ermittelten Stempelkräfte für unterschiedliche Profiltypen (s. Abb. 11.12). Dieser Vergleich zeigt, dass die numerisch ermittelten Stempelkräfte deutlich niedrigere Werte für die experimentellen Untersuchungen erwarten lassen.

In Abb. 8.43 ist der radiale Spalt bzw. der vereinfachte Auspressgrad unterschiedlicher Profiltypen dargestellt. Der größte Auspressgrad bzw. der kleinste Spalt wird beim Einsatz des M1 Profils erreicht, das gleichzeitig zu den geringsten Stempelkräften im Umformfügeprozess führt. Das Nabeninnenprofil M3 hingegen zeigt den größten Spalt bzw. den geringsten Auspressgrad und erfordert beim Umformfügen die höchsten Stempelkräfte innerhalb dieser zweiten Versuchsreihe zu unterschiedlichen Profiltypen.

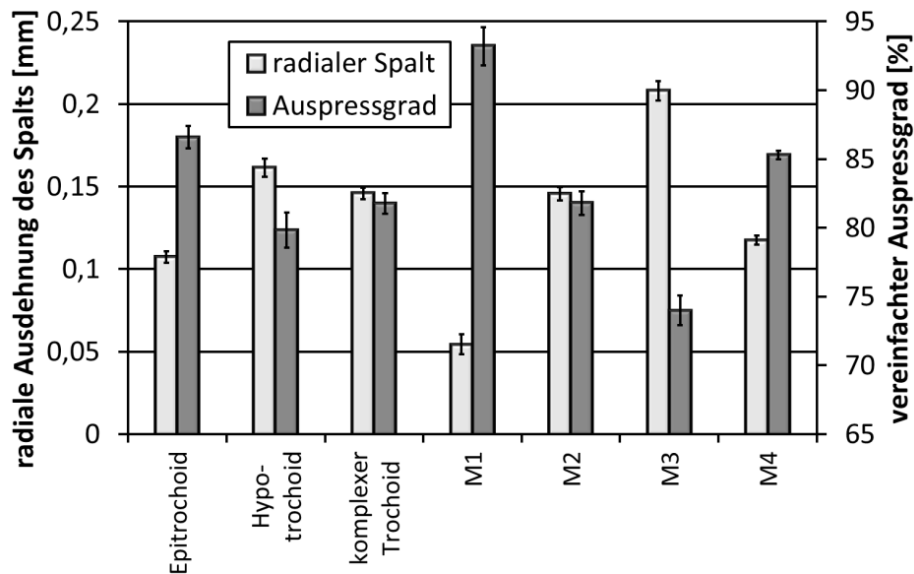


Abb. 8.43: Vergleich des radialen Spalts im Kopfbereich bzw. des vereinfachten Auspressgrades für unterschiedliche Profiltypen 1. und 3. Ordnung

Die Ergebnisse zu Stempelkraft und Spalt im Profilhochpunkt lassen somit den Schluss zu, dass ein genereller Zusammenhang zwischen der beim Umformfügen auftretenden Stempelkraft und dem sich einstellenden Spalt bzw. der zu erwartenden Formfüllung vorhanden ist. Je größer die Stempelkraft, desto größer ist der zu erwartende Spalt bzw. desto geringer der erreichbare Auspressgrad. Wie bereits zuvor erwähnt, führen insbesondere hypotrochoide Profiltypen bzw. Profile mit einem großen Flächenanteil im Bereich des Profiltiefpunktes zu hohen Stempelkräften. Sollen für unterschiedliche Nabeninnenprofile identische Auspressgrade erreicht werden, sind bei Profilen mit einem ausgedehnten Profiltiefpunkt höhere Stempelkräfte erforderlich. Dies führt jedoch gleichzeitig zu einer stärkeren Rundheitsabweichung der Nabenaußenkontur und zu einer sehr inhomogenen Verteilung der Flächenpressung in der Kontaktfläche von Welle und Nabe.

Die axialen Haftkräfte, die für diese optimierten Profiltypen 3. Ordnung erreicht werden, liegen auf einem ähnlichen Niveau bzw. teilweise unterhalb der Werte für Profile 1. Ordnung (s. Abb. 8.41 und Abb. 8.44).

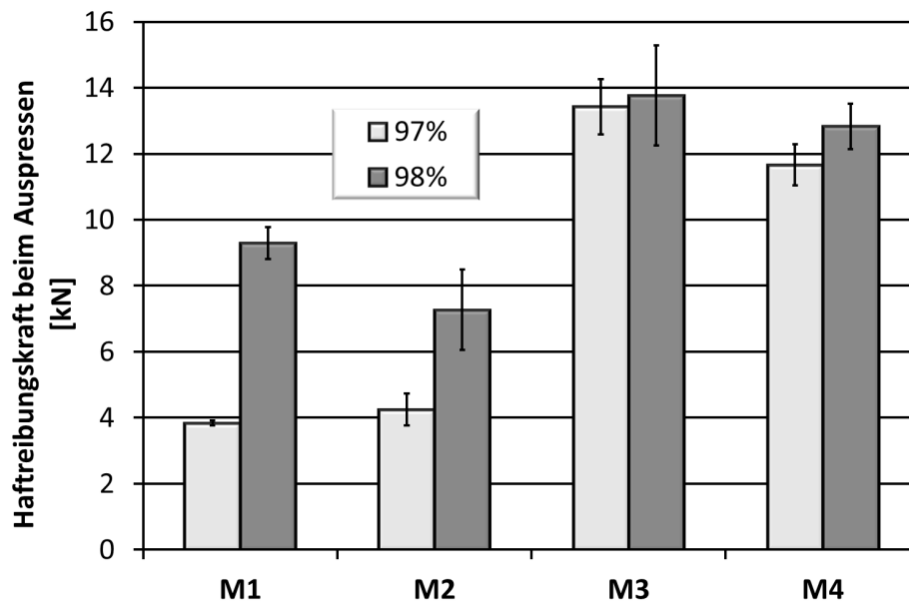


Abb. 8.44: Haftkräfte für Profiltypen 3. Ordnung bei unterschiedlichen Auspressgraden

Eine Steigerung der für diesen Profiltyp übertragbaren axialen Haftkräfte ist daher nur durch eine Anpassung des tribologischen Systems möglich. Im Rahmen einer weiteren Versuchsreihe wurden daher spezielle Welle-Nabe-Verbindungen mit Profiltypen 3. Ordnung umformtechnisch gefertigt, wobei in dieser Versuchsreihe ein Versuchsschmierstoff der Fa. Carl BECHEM GmbH verwendet wurde. Dieser Schmierstoff weist die Eigenschaften eines „Klebschmierstoffes“ auf, da er sich beim Umformfügeprozess zunächst wie ein Schmierstoff verhält und einen metallischen Kontakt beider Fügepartner vermeidet und einen Schubspannungsgradienten in der Kontaktfuge ermöglicht. Die ermittelten Stempelkräfte sowie Spaltmaße zeigen dabei ein identisches Niveau, wie die zuvor beschriebenen Ergebnisse dieser Versuchsreihe. Nach dem Umformfügeprozess erfolgt eine Umwandlung der Schmierstoffeigenschaften durch eine Wärmebehandlung bei 230 °C für 30 Minuten. Infolge dieser Wärmebehandlung härtet der Schmierstoff aus und verliert seine Fluidität und auch schmierende Wirkung. Hierbei stiegen sowohl die Flächenhaftung (Adhäsion) zwischen dem Schmierstoff und den metallischen Oberflächen der beiden Fügepartner als auch die Festigkeit des Schmierstoffes selbst (Kohäsion) sichtbar an. Durch Verwendung dieses „Klebschmierstoffes“ konnte eine Steigerung der übertragbaren Axialkräfte um mindestens 82 % erreicht werden (s. Abb. 8.45).

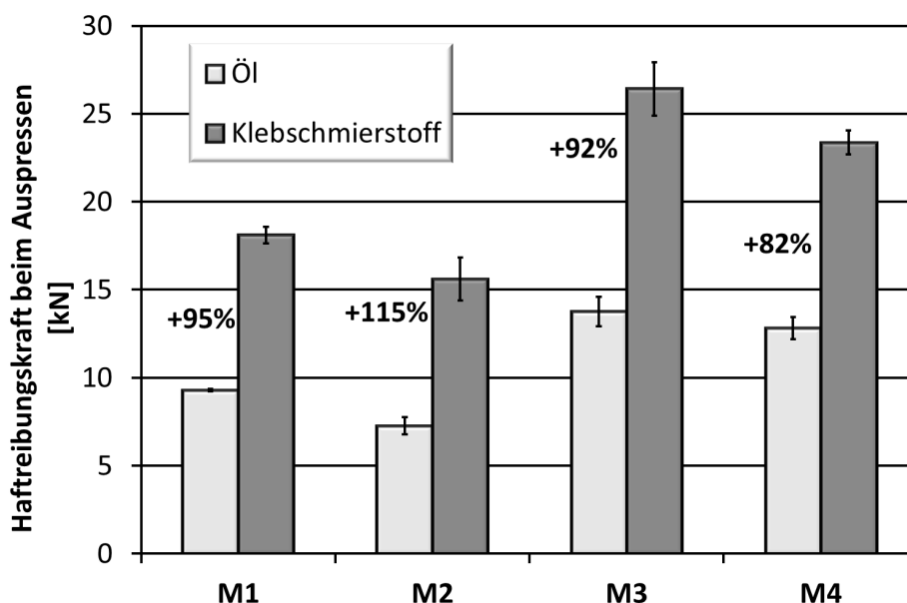


Abb. 8.45: Haftkräfte für Profiltypen 3. Ordnung bei Verwendung unterschiedlicher Schmierstoffe für den Umformfügeprozess

8.5 Auswirkung der radialen Vorspannung der Nabe

Die radiale Vorspannung der Naben dient primär der Vermeidung von kritischen Zugspannungen in der Nabe beim Umformfügen und auch im späteren Gebrauch. Hierfür werden in der Nabe Druckspannungen in tangentialer und radialer Richtung erzeugt. Trotz eines Anstiegs des Hydraulikdrucks in der Schließvorrichtung während des Umformfügeprozesses kommt es durch den sich aufbauenden Innendruck in der Nabe infolge der Umformung der Welle zur Entstehung von tangentialen Zugspannungen. Die Höhe der sich nach Entlastung einstellenden Zugspannungen, welche für die Verbindungsfestigkeit der gefügten Komponenten von entscheidendem Einfluss sind, da sie mit dem Fugendruck korrelieren, hängt maßgeblich von der radialen Vorspannung der Nabe vor dem Umformfügen ab. Ebenso hat diese, wie in den vorherigen Kapiteln bereits beschrieben, einen erheblichen Einfluss auf die radiale Deformation der Nabenaußenseite nach Entlastung. Um den Einfluss der radialen Nabenvorspannung auf den Fugendruck nach dem Umformfügen und die radiale Deformation zu untersuchen, wurden zylindrische Naben eingesetzt, welche die einfache Berechnung des Fugendrucks und die Ermittlung der radialen Deformation ohne Einfluss eines Innenprofils zuließen (s. **Kap. 8.3**).

Der Hydraulikdruck zu Beginn des Prozesses wurde hierzu mit drei unterschiedlichen Einstellungen, 140 bar, 150 bar und 160 bar, gewählt. Der weitere Anstieg des Hydraulikdrucks hängt dann vom verwendeten Blasenspeicher ab, der wie eine vorgespannte Feder wirkt. Als Schmierstoff wurde der in **Kap. 8.3** verwendete Ölschmierstoff DIAPress der Fa. Oelheld eingesetzt. Die Wellen- und Nabenoberflächen wurden ebenfalls wie in **Kap. 8.3** durch eine Drehbearbeitung gefertigt. Die Naben werden für diese Versuchsreihe im weichen Zustand eingesetzt, so dass lokale plastische Deformationen infolge der radialen Vorspannung auftreten können. Aufgrund des Festigkeitsunterschiedes von Wellen- und Nabenwerkstoff im weichen Zustand wird der Umformfügeprozess nicht nennenswert beeinflusst. Die gemittelten Stempelkraft-Stempelweg-Verläufe (s. **Anhang 11.15**,

Abb. 11.18) weisen zunächst keinen Unterschied hinsichtlich der Höhe der Stempelkräfte auf. Allerdings zeigt sich im Bereich von ca. 4 mm Stempelweg, in dem der erste Kontakt zwischen Welle und Nabe stattfindet, dass eine höhere radiale Vorspannung zu einem geringfügig früheren Kontakt zwischen beiden Bauteilen führt. Zur Bestimmung des exakten Stempelweges beim ersten Kontakt beider Bauteile wurden die Kraft-Weg-Verläufe im Bereich II und III jeweils mit einer polynomischen Gleichung 3. bzw. 2. Grades approximiert und der Schnittpunkt beider Kurven bestimmt (s. Abb. 8.46 a).

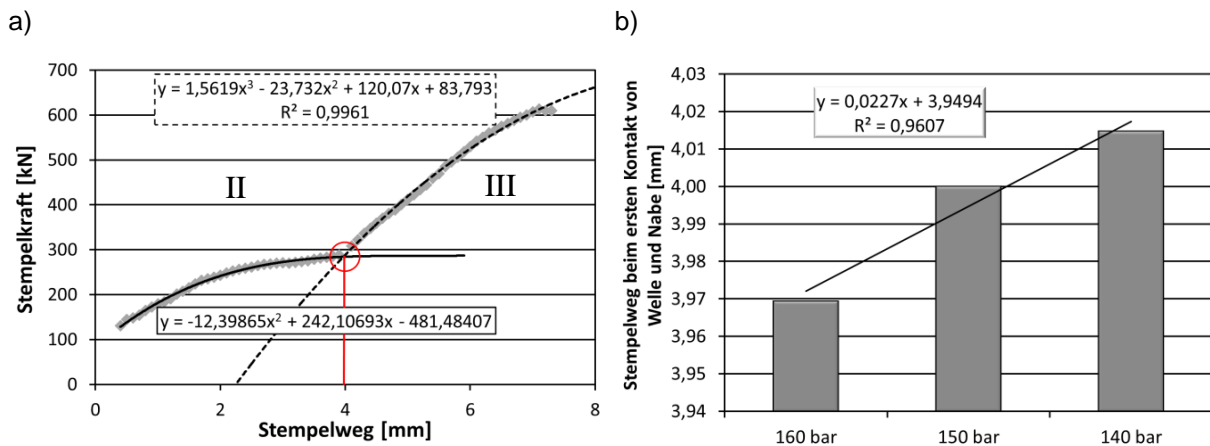


Abb. 8.46: a) Bestimmung des Stempelweges beim ersten Kontakt von Welle und Nabe zu Prozessbeginn und b) Stempelweg beim ersten Kontakt zwischen Welle und Nabe in Abhängigkeit vom Hydraulikdruck der Schließvorrichtung zu Prozessbeginn

Abb. 8.46 b) zeigt, dass mit geringerer radialer Vorspannung der erste Kontakt bei einem größeren Stempelweg auftritt. Für die ermittelten Stempelwege beim ersten Kontakt gilt, dass eine Zunahme des Hydraulikdrucks von 10 bar zu einer Reduzierung um ca. 0,02 mm führt. Dies entspricht einer radialen Druckspannung auf die Nabenaußenseite von ca. 102 MPa. In tangentialer Richtung ergibt sich somit eine Druckspannungszunahme von knapp 305 MPa an der Nabenaußenseite durch eine Erhöhung des Hydraulikdrucks um 10 bar. An der Nabenninnenseite beträgt der Anstieg der tangentialen Druckspannung ca. 402 MPa. Eine höhere Nabenvorspannung kann so kritische Zugspannungen an der Nabenaußen- und -innenseite nach der Werkzeugentlastung vermeiden, führt allerdings auch zu einer Reduzierung der radialen Nabexpansion und somit des verbleibenden Fugendrucks (s. Abb. 8.47). Die mittlere radiale Nabexpansion und der mittlere Fugendruck sinken mit zunehmender radialer Nabenvorspannung, wobei die radiale Nabendeformation bzw. der Fugendrucks entlang der Nabensängsachse mit steigendem x-Wert ebenfalls zunehmen.

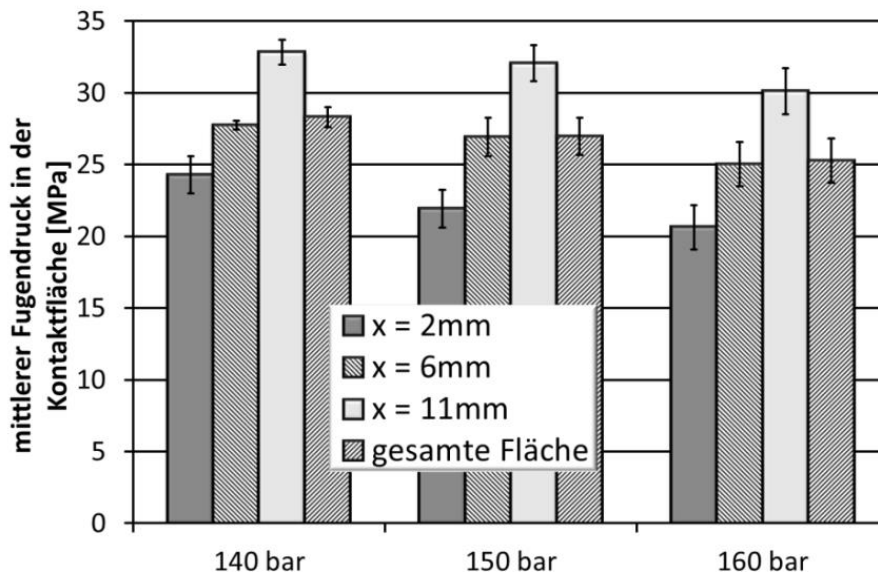


Abb. 8.47: Vergleich des Fugendrucks in der Kontaktfläche von Welle und Nabe in Abhängigkeit vom Hydraulikdruck der Schließvorrichtung zu Beginn des Prozesses

Eine ähnliche Rangfolge ergibt sich bei der Untersuchung der übertragbaren Axialkräfte bzw. Haftreibungskräfte der Verbindung mittels Auspressen der Wellen. Hierbei sinken die Haftreibungskräfte mit zunehmendem Hydraulikdruck ab, wobei die ermittelten Haftreibungskoeffizienten für alle drei Versuchsreihen im Bereich zwischen $\mu_H = 0,20$ bis $0,22$ liegen. Die ermittelten Gleitreibungskoeffizienten liegen mit $\mu_G = 0,14 - 0,16$ ebenfalls in einem sehr engen Bereich. Bei den aufgetretenen maximalen Gleitreibungskräften für verschiedene Hydraulikdrücke zeigt sich hingegen kaum eine Abhängigkeit vom Hydraulikdruck bzw. der Nabenvorspannung (s. Abb. 8.48).

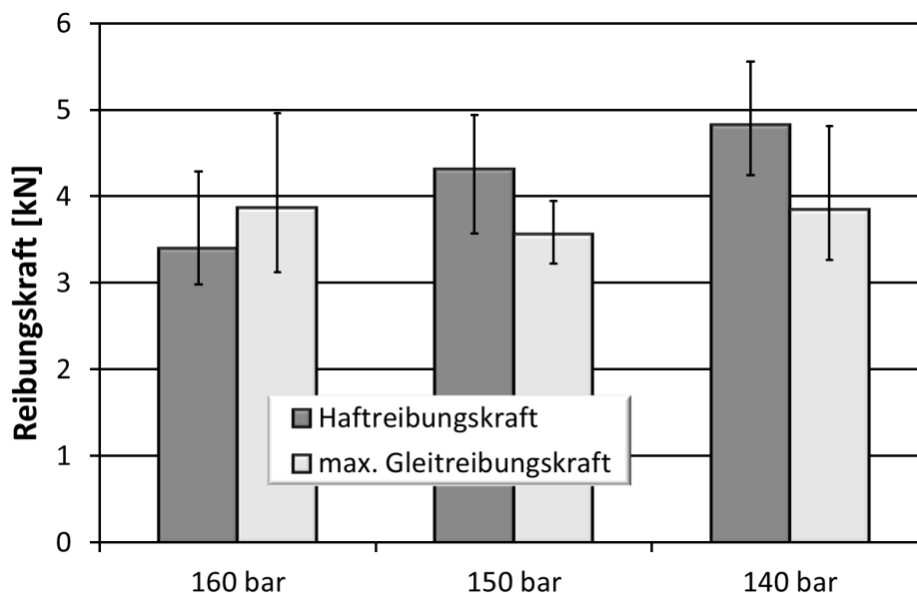


Abb. 8.48: Vergleich der Haft- und der maximalen Gleitreibungskraft beim Auspressen für unterschiedliche Hydraulikdrücke der Schließvorrichtung zu Beginn des Umformfügeprozesses

Wovon man nicht sprechen kann, darüber muss man schweigen.

Ludwig Josef Johann Wittgenstein (1889 – 1951, Cambridge, England)

9 Fazit und Ausblick

9.1 Zusammenfassung der Arbeit und Erkenntnisse

Im Rahmen dieser Arbeit erfolgte die Verfahrensentwicklung für das umformtechnische Fügen einer form- und kraftschlüssigen Welle-Nabe-Verbindung mittels Quer-Fließpressen. Hierbei wurde insbesondere der Einsatz einer dünnwandigen und gehärteten Nabe betrachtet, da infolgedessen eine radiale Nabenvorspannung während des Prozesses realisiert werden musste, die ein Versagen der Nabe durch Sprödbruch verhindert. Da ein derartiges Fertigungsverfahren des Umformfügens bisher nicht Gegenstand wissenschaftlicher Untersuchungen war, erfolgte zunächst eine Literaturrecherche zu bekannten und bereits untersuchten Umformfügeverfahren aus dem Bereich der Rohr- und Massivumformung, die erste Erkenntnisse zu Wirkzusammenhänge und Einflussparameter lieferte (s. **Kap. 2**).

Bei der Beurteilung von Umformfügeprozessen sind aufgrund der späteren Funktion der gefügten Komponente teilweise andere Prozessanforderungen zu berücksichtigen im Vergleich zu sequentiell durchgeführten Umform- und Fügeprozessen, welche somit separat betrachtet werden müssen. Während beim klassischen Fließpressen der hierfür notwendige Schmierstoff bzw. das Schmierstoffsystem in einem nachfolgenden Reinigungsprozess vor dem Fügeprozess entfernt wird, verbleibt dieser beim Umformfügen in der Fügefläche und hat somit einen maßgeblich Einfluss auf die Verbindungsqualität. Des Weiteren ergeben sich aufgrund der späteren Verwendung der gefügten Komponente teilweise diametrale Anforderungen im Gegensatz zu den Prozessanforderungen. Für den konkreten Fall des umformtechnischen Fügens einer Welle-Nabe-Verbindung mittels Quer-Fließpressen sind diese beispielhaft in Abb. 9.1 dargestellt. So sind aus Sicht des späteren Gebrauchs der Verbindung eine hohe Mitnehmeranzahl oder eine große Profilexzentrizität anzustreben. Für den Umformfügeprozess hingegen sind eher eine kleine Profilexzentrizität und Mitnehmerzahlen zwischen 4 und 7 geeignet, wie der Stand der Technik (s. **Kap. 2.1.3**) zum Verzahnungspressen nahelegt.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden vorrangig die Prozessanforderungen und lediglich die übertragbare Axialkraft einer gefügten Welle-Nabe-Verbindung als Gebrauchseigenschaft für deren Beurteilung herangezogen. Zu den Prozessanforderungen zählen zum Beispiel eine geringe Stempelkraft bei gleichzeitig hoher Formfüllung oder eine geringe Rundheitsabweichung der Nabenaußenkontur. Anforderungen, die sich aus dem späteren Gebrauch der Komponente ergeben, wie beispielsweise eine steile Mitnehmerflanke, große Profilexzentrizität und ein hoher Kontaktfugendruck wurde teilweise nur qualitativ bei der Vorauswahl und Versuchsbewertung betrachtet.

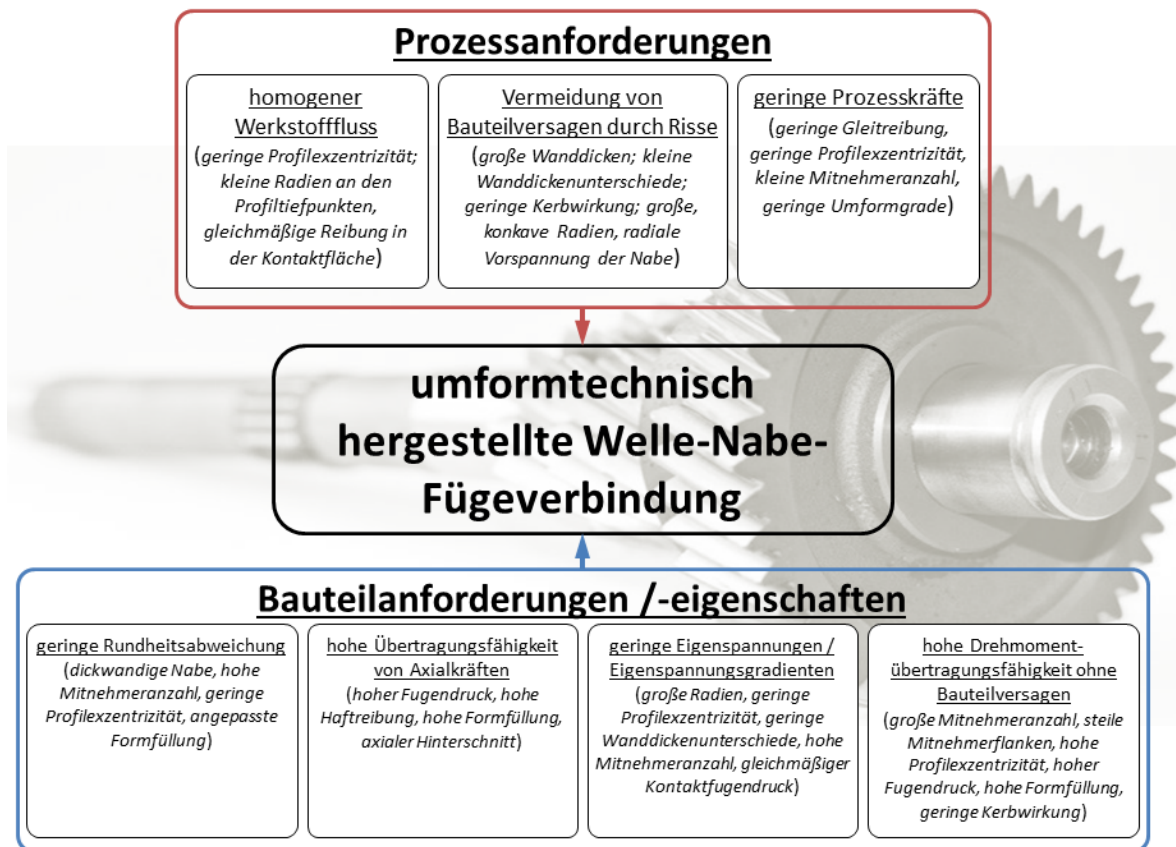


Abb. 9.1: Prozess- und Bauteilanforderungen bzw. -eigenschaften beim Umformfügen

Im ersten Schritt erfolgte eine numerische Betrachtung des Umformfügeprozesses, die erste Erkenntnisse zu Wirkzusammenhängen und Vorgangskenngrößen lieferte. Bei der Auswahl eines am besten geeigneten Profiltyps ist anzumerken, dass für die zu bestimmenden Funktionsparameter f_1 , f_2 und f_3 nahezu unendlich viele Kombinationen mit verschiedenen Abstufungen theoretisch denkbar sind. Diese konnte im Rahmen der Untersuchung jedoch nicht ganzheitlich berücksichtigt werden. Eine Einschränkung der denkbaren Profile bzw. der Profilparameter erfolgte zunächst visuell anhand von Herstellbarkeitskriterien, wie sehr kleinen Eckeninnenradien oder Profilunstetigkeitsstellen infolge von Profilüberschneidungen. Aufbauend auf dieser ersten Untergliederung in vier Profilklassen wurden vereinfachte 2-dimensionale Simulationen durchgeführt und je Profilkategorie eine Parameterkombination für eine nachfolgende 3-dimensionale Prozesssimulation definiert. Hierbei wurde als primäre Vergleichskenngröße die Maximalkraft zur vollständigen Formfüllung der Nabenkavität verwendet. Für diese Untersuchung wurden die weiteren Profilparameter wie Mitnehmeranzahl und Profilexzentrizität oder auch die Reibungsbedingungen nicht variiert. Die numerische Betrachtung dieser Parameter erfolgte mit zeitintensiveren 3-dimensionalen Prozesssimulationen, welche eine bessere Abbildung des Realprozesses im Vergleich zu den 2-dimensionalen Simulationen erlauben. Die durchgeführten 2- und 3-dimensionalen Simulationen zum Umformfügeprozess einer Welle-Nabe-Verbindung für die im Rahmen dieser Arbeit betrachteten Prozessfenster zeigten, dass eine Profilexzentrizität von 0,8 mm mit 6 Mitnehmern und einem M1-Profil (s. **Kap. 7**) die gestellten Prozessanforderungen bestmöglichst erfüllt. Des Weiteren zeigten die FEM-Simulationen, dass die Reibung

zwischen Welle und Nabe während des Umformfügeprozesses möglichst gering sein sollte, wobei in der Simulation hierfür ein Reibfaktor von 0,08 gewählt wurde.

Aufgrund der zahlreichen Unzulänglichkeiten wie beispielsweise die des elastischen Werkzeugverhaltens bei der Modellierung des Umformfügeprozesses für diesen speziellen Fall einerseits und aufgrund der nur schwer auf den Realprozess übertragbaren Erkenntnisse wie zum Beispiel die Einstellung eines konstanten Reibfaktors von 0,08 andererseits, erfolgte im nächsten Schritt eine experimentelle Untersuchung des Umformfügens. Hierbei wurden 3 Versuchsreihen zu den Bereichen Tribologie, Nabeninnenprofil und radialer Nabenvorspannung durchgeführt. Als Nabenwerkstoff diente für alle experimentellen Untersuchungen der Vergütungsstahl 42CrMo4 mit einer Vergütungshärte von 54 HRC. Der Einsatzstahl 16MnCrS5, der als Wellenwerkstoff diente, wurde in den beiden Wärmebehandlungszuständen GKZ und FP eingesetzt. Die Bearbeitung der Wellen und der Nabenaußenkontur erfolgte mittels Drehen, während die Innenprofile durch einen Fräsvorgang hergestellt wurden. Durch die frästechnische Herstellung der Nabeninnenprofile waren fertigungsbedingt minimale Radien von ca. 2 mm zulässig. Kleinere Radien können jedoch durch Drahterodieren oder mittels Räumen hergestellt werden. Auch das Unrunddrehen, wie es beispielsweise von der Fa. J. G. Weisser Söhne GmbH & Co. KG entwickelt wurde, erlaubt die Fertigung derartiger Nabeninnenprofile.

Zur Beurteilung unterschiedlicher tribologischer Systeme in der Kontaktfläche zwischen Welle und Nabe wurden beim Trennen der gefügten Komponenten mittels Auspressen der Welle die entsprechenden Haft- und Gleitreibungskoeffizienten ermittelt. Verschiedene tribologische Bedingungen wurden hierbei durch die Variation der Oberflächentopografien von Welle und Nabe und durch den Einsatz verschiedener Schmierstoffsysteme eingestellt. Von den betrachteten Parametern erfüllt die Kombination aus einer gedrehten Wellenoberfläche, einer polierten Nabeninnenoberfläche und einem öligen Schmierstoff die gestellten Anforderungen am besten.

Die Versuchsreihe zur Bestimmung des Einflusses des Nabeninnenprofils auf den Umformfügeprozess zeigte, dass eine Profilexzentrizität von 0,8 mm, eine Mitnehmeranzahl von 6 und ein Profiltyp M1 3. Ordnung zu den besten Ergebnissen hinsichtlich Presskraft, Formfüllung und Rundheitsabweichung führen. Diese Ergebnisse für das Nabeninnenprofil decken sich mit den numerisch ermittelten Ergebnissen. Ebenfalls wurde in dieser Versuchsreihe festgestellt, dass bei Polygonprofilen (P3G) mit einer Profilexzentrizität e von 1,12 mm der Einsatz von Naben mit einer Härte von mehr als 54 HRC nicht mehr möglich ist. Während unmittelbar nach dem Umformfügeprozess eine fehler- und rissfreie Komponente vorliegt, tritt innerhalb von 24 Stunden ein Riss bzw. Sprödbruch der Nabe im Bereich der Profilhochpunkte auf (s. Abb. 9.2). Als Ursache hierfür wird eine eingeschränkte Spannungsrelaxation, also eine reduzierte Umwandlung von elastischen Spannungen bzw. Verformungen der Nabe in plastische Verformung bei Vergütungshärten von 58 HRC des Nabenwerkstoffes vermutet. Für die Versuche, die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführt wurden, wurde daher eine Nabenhärte von maximal 54 HRC festgelegt, welche die Herstellung dauerhaft fehlerfreier Bauteile erlaubte.

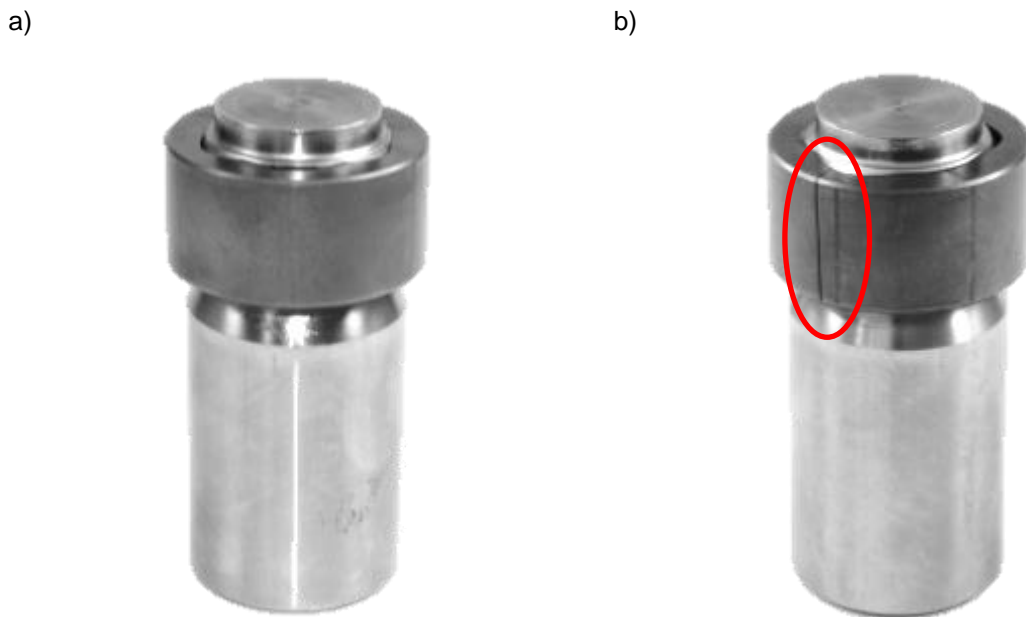


Abb. 9.2: Nabenbruch infolge mangelhafter Spannungsrelaxation des vergüteten Nabenwerkstoffes (a) rissfrei unmittelbar nach dem Umformfügeprozess, b) mit Riss im Bereich Profilhochpunkt ca. 24 Stunden nach dem Umformfügeprozess)

Insbesondere der Einfluss der radialen Nabenvorspannung auf den Umformfügeprozess und die Gebrauchseigenschaften der Komponente konnte mittels der FEM-Simulation nur eingeschränkt und vereinfacht dargestellt werden. Daher wurde in der dritten experimentellen Versuchsreihe die Nabenvorspannung bzw. der Hydraulikdruck in der hierfür maßgeblichen Schließvorrichtung zwischen 140 bar und 160 bar variiert. Es zeigt sich, dass eine geringere Nabenvorspannung einerseits zu größeren Nabendeformationen und andererseits zu höheren Kontaktfugendrücken führt. Ebenso steigt die Rundheitsabweichung bei geringeren Nabenvorspannungen an. Bei der Auswahl einer geeigneten Nabenvorspannung ist daher stets zwischen einer geringen Vorspannung und hohen Kontaktfugendrücken oder einer hohen Vorspannung und geringen Rundheitsabweichungen zu unterscheiden. Für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen wurde ein möglichst hoher Kontaktfugendruck angestrebt, weshalb die Schließvorrichtung mit einem Hydraulikdruck von 140 bar eingesetzt wurde.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden neben der Verfahrensentwicklung zum Umformfügen einer Welle-Nabe-Verbindung mittels Quer-Fließpressen auch die zuvor angesprochenen Zielkonflikte zwischen Prozess- und Gebrauchsanforderungen betrachtet und eine tragfähige Lösung hierfür erarbeitet. Hierzu zählen die Mitnehmeranzahl, die Profilexzentrizität, der Profiltyp und das tribologische System in der Kontaktfläche.

9.2 Ausblick und weiterführende Untersuchungen

Während im Rahmen dieser Arbeit der Schwerpunkt auf der Verfahrensentwicklung und der Analyse des Einflusses von unterschiedlichen Prozess- und Bauteilparametern wie beispielsweise den Reibungsbedingungen oder der Profilgestalt lag, wurden in den Arbeiten von Funk [Fun12, Fun13a, Fun13b, Fun14a, Fun14b, Fun14c] mehrere Gebrauchseigenschaften der gefügten Welle-Nabe-Verbindungen wie die statischen

Grenzdrehmomente und die dynamische Verbindungsfestigkeit solcher Komponenten betrachtet. Wie ein Auszug dieser Ergebnisse (s. Abb. 9.3) zeigt, ist durch den Einsatz trochoider Nabeninnenprofile eine signifikante Steigerung des statischen Grenzdrehmoments möglich. Zudem tritt bei derartigen Verbindungstypen als Versagensart kein Bruch der Nabe ein. Vielmehr tritt bei einem Verdrehwinkel von ca. 40° ein Scherbruch der Welle im Übergangsbereich unmittelbar an der Stirnfläche der Nabe auf.

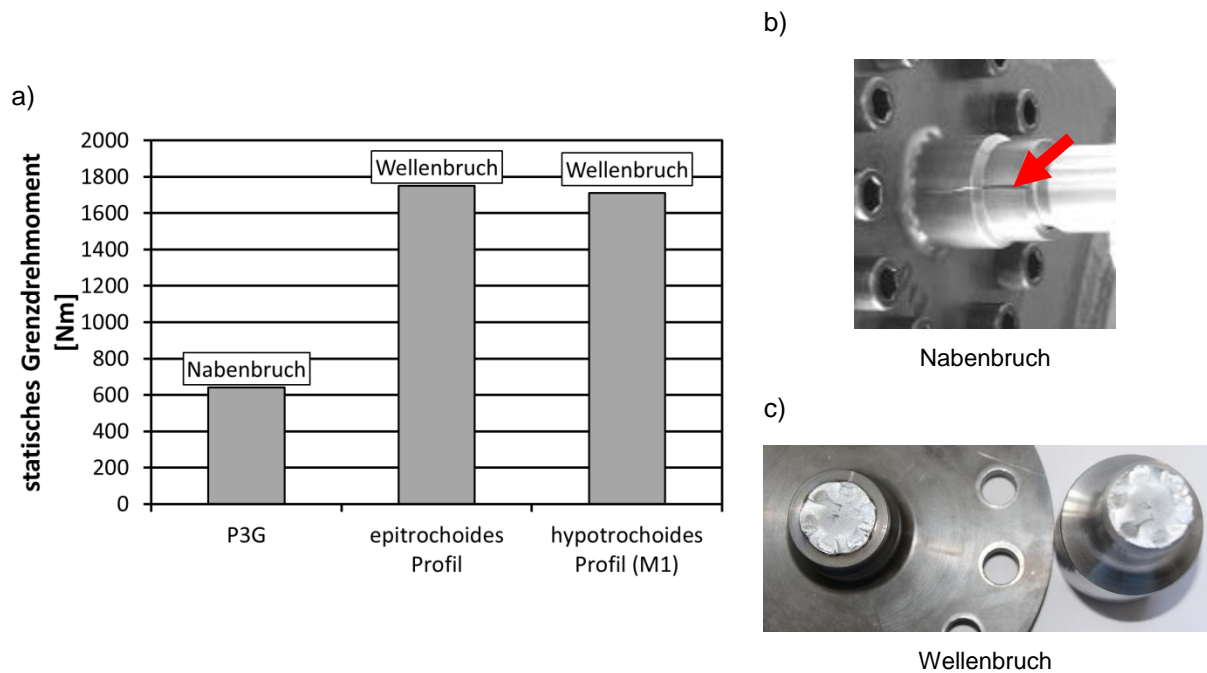


Abb. 9.3: a) Statische Grenzdrehmomente und Darstellung der beiden Versagensarten b) Nabenbruch und c) Wellenbruch für unterschiedliche Profiltypen

Auch hinsichtlich der Dauerfestigkeit der Verbindung ist durch den Einsatz derartiger Profile eine Steigerung von ca. 500 MPa auf 550 MPa bei rein schwellender Torsion möglich. Detaillierte Ergebnisse hierzu finden sich in der Arbeit von Michael Funk [Fun16].

Ein Aspekt, der im Rahmen dieser Arbeit nicht betrachtet wurde, ist unter anderem die zerstörungsfreie Bestimmung des Kontaktflugdruks von profilierten Naben anhand der gemessenen Nabendeformation. Dies ist insbesondere im Rahmen von Qualitätssicherungsmaßnahmen bei einer möglichen industriellen Umsetzung des betrachteten Verfahrens notwendig, um die Verbindungsfestigkeit oder auch die Eigenspannungsverteilung zu prüfen. Des Weiteren erfolgte im Rahmen dieser Arbeit keine Betrachtung möglicher Verfahrenserweiterungen wie beispielsweise dem Einsatz von Hohlwellen oder dickwandigen Naben. Insbesondere letztere Bauteilgeometrien sind für eine mögliche industrielle Umsetzung aus Gründen des Leichtbaus relevant, da praxisrelevante Naben häufig ein größeres Durchmesser Verhältnis aufweisen im Vergleich zu dem hier betrachteten Durchmesser Verhältnis von 1,4.

Auch das schlechteste Buch hat seine gute Seite: die Letzte.

John James Osborne (1929 – 1994 Shropshire, England)

10 Literaturquellen

- [Alt06] Altinbalik, T., Can, Y.: An experimental study of lateral extrusion of splines. In: *Materials and Design* Vol. 27, 2006, Seite 727 – 734
- [Alv11] Alves, L. M., Dias, E. J., Martins, P. A. F.: Joining sheet panels to thin-walled tubular profiles by tube end forming. In: *Journal of Cleaner Production*, Vol.19, 2011, Seite 712 – 719
- [Alv12] Alves, L. M. M., Martins, P. A. F.: Tube branching by asymmetric compression beading. In: *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 212, 2012, Seite 1200 – 1208
- [Alv13a] Alves, L. M. M., Martins, P. A. F.: Innovative Tube Forming and Joining. In: 46th ICFG Plenary Meeting, Proceedings of International Cold Forging Group, Paris 2013
- [Alv13b] Alves, L. M. M., Martins, P. A. F.: Single-stroke mechanical joining of sheet panels to tubular profiles. In: *Journal of Manufacturing Processes*, Vol. 15, 2013, Seite 151 – 157
- [Bal85] Balendra, R.: Process mechanics of injection upsetting. In: *International Journal of Machine Tool Design and Research*, Vol. 25, Issue 1, 1985, Seite 63 – 73
- [Bal87] Balendra, R.: Considerations in the modeling of injection upsetting. In: *International Journal of Production Research*, Vol. 25, Nr. 6, 1987, Seite 889 – 906
- [Bal00] Balendra, R., Qin, Y.: Identification and classification of flow-dependent defects in the injection forging of solid billets. In: *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 106, Jahr 2000; Seite 199 – 203
- [Bal04] Balendra, R., Qin, Y.: Injection forging: engineering and research. In: *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 145, Issue 2, 15 January 2004, Seite 189 – 206
- [Bay83] Bay, N.: Mechanisms Producing Metallic Bonds in Cold Welding. In: *Welding Journal*, Seite 137 – 142, 1983
- [Ber13] Behrens, B.-A., Viehweger, B., Kammler, M., Sviridov, A., Grützner, P., Almohallami, A.: Knickbauchen eines axialsymmetrischen Rohres: Numerische und experimentelle Untersuchungen. www.utfscience.de, Verlag Meisenbach GmbH, Quartal III/2013

- [Bey11] Beyer, U.: Herstellung eines Metall-Kunststoff-Verbundes mit der Flach-Clinch-Technologie. In: www.utfscience.de, Verlag Meisenbach GmbH, Quartal I/2011
- [Bog79] Bogojawlenski, K. N.: Untersuchung des asymmetrischen Fließpressens. In: *Fertigungstechnik und Betrieb*, Berlin, 29. Jahrg. 1979, Heft 11, S. 675 – 680
- [Boo04] Booker, J. D., Truman, C. E., Wittig, S., Mohammed, Z.: A comparison of shrink-fit holding torque using probabilistic, micro-mechanical and experimental approaches. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B; Journal of Engineering Manufacture*. 2004, Seite 175 – 187
- [Boo08] Booker, J. D., Truman, C. E.: A statistical study of the coefficient of friction under different loading regimes. In: *Journal Physics D: Applied Physics* Vol. 41, 2008
- [Bro91] Bronstein, I. N., Semendjajew, K. A., Musiol, G., Mühlig, H.: *Taschenbuch der Mathematik*. Harri Deutsch Verlag, August 2000, ISBN-13: 978-3817120055
- [Bur98] Burgtorf, U.: *Montage- und Betriebseigenschaften von Zahnwellen-Verbindungen mit Presssitz*. Dissertation TU Clausthal 1998
- [Can05] Can, Y., Altinbalik, T., Akata, H. E.: A study of lateral extrusion of gear like elements and splines. In: *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 166, 2005, Seite 128 – 134
- [Can08] Can, Y., Misirli, C.: Analysis of spur gear forms with tapered tooth profile. In: *Materials and Design* Vol. 29, 2008, Seite 829 – 838
- [Chi01] Chitkara, N. R., Bhutta, M. A.: Shape heading of splines and solid spur gear forms: an analysis and some experiments. In: *International Journal of Mechanical Sciences* Vol. 43, 2001, Seite 1073 – 1106
- [Cho00a] Choi, J.; Cho, H., Choi, J.: Upper bound analysis for forging of trochoidal gears. In: *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 103, 2000, Seite 347 – 352
- [Cho00b] Choi, J.; Cho, H., Jo, C.: Forging of spur gears with internal serrations and design of the dies. In: *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 104, 2000, Seite 1 – 7
- [Cho00c] Choi, J.; Cho, H., Jo, C.: An upper-bound analysis for the forging of spur gears. In: *Journal of Materials Processing Technology* Vol. 104, 2000, Seite 67 - 73
- [Czi92] Czichos, H., Habig, K. H.: *Tribologie – Handbuch: Reibung und Verschleiß; Systemanalyse, Prüftechnik, Werkstoffe und Konstruktionselemente*. Vieweg, Wiesbaden 1992

- [Die03] Dietz, P., Grünendick, T.: Leistungsfähige Welle-Nabe-Verbindungen durch Innenhochdruckfügen. In: VDI-Bericht 1790, VDI-Verlag, Düsseldorf, 2003
- [Die04] Dietz, P., Grünendick, T.: Innenhochdruck-Fügeverfahren für Welle-Nabe-Verbindungen. In: TU Clausthal, Contact, Nr. 14, Mai 2004
- [DIN11a] DIN 32711-1: Welle-Nabe-Verbindung – Polygonprofil P3G – Teil 1: Allgemeines und Geometrie. Normenausschuss Maschinenbau (NAM) im DIN Normenausschuss Werkzeugmaschinen (NWM) im DIN Deutsches Institut für Normung e. V., März 2009
- [DIN11b] DIN 32711-2: Welle-Nabe-Verbindung – Polygonprofil P3G – Teil 2: Berechnung und Dimensionierung. Normenausschuss Maschinenbau (NAM) im DIN Normenausschuss Werkzeugmaschinen (NWM) im DIN Deutsches Institut für Normung e. V., März 2009
- [DIN12a] DIN 32712-1: Welle-Nabe-Verbindung – Polygonprofil P4C – Teil 1: Allgemeines und Geometrie. Normenausschuss Maschinenbau (NAM) im DIN Normenausschuss Werkzeugmaschinen (NWM) im DIN Deutsches Institut für Normung e. V., März 2009
- [DIN12b] DIN 32712-2: Welle-Nabe-Verbindung – Polygonprofil P4C – Teil 2: Berechnung und Dimensionierung. Normenausschuss Maschinenbau (NAM) im DIN Normenausschuss Werkzeugmaschinen (NWM) im DIN Deutsches Institut für Normung e. V., März 2012
- [DIN25] DIN 50125: Prüfung metallischer Werkstoffe – Zugproben. Normenausschuss Materialprüfung (NMP) im DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Juli 2009
- [DIN43a] DIN 743-1: Tragfähigkeitsberechnung von Wellen und Achsen. Teil 1: Grundlagen. Normenausschuss Maschinenbau (NAM) im DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Dezember 2012
- [DIN43b] DIN 743-1: Tragfähigkeitsberechnung von Wellen und Achsen. Teil 2: Formzahlen und Kerbwirkungszahlen. Normenausschuss Maschinenbau (NAM) im DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Dezember 2012
- [DIN43c] DIN 743-1: Tragfähigkeitsberechnung von Wellen und Achsen. Teil 3: Werkstoff-Festigkeitswerte. Normenausschuss Maschinenbau (NAM) im DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Dezember 2012
- [DIN64] DIN 5464: Passverzahnungen mit Keilflanken – Schwere Reihe. Normenausschuss Maschinenbau (NAM) im DIN Deutsches Institut für Normung e. V., März 2010

- [DIN78] DIN EN ISO 25178-2: Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Oberflächenbeschaffenheit: Flächenhaft – Teil 2: Begriffe und Oberflächen-Kenngrößen. Normenausschuss Technische Grundlagen (NATG) im DIN Deutsches Institut für Normung e. V., März 2008
- [DIN80a] DIN 8580: Fertigungsverfahren Begriffe, Einteilung. Normenausschuss Technische Grundlagen (NATG) – Geometrische Produktspezifikation und -prüfung – im DIN Deutsches Institut für Normung e. V., September 2003
- [DIN80b] DIN 5480-1: Passverzahnungen mit Evolventenflanken und Bezugsdurchmesser – Teil 1: Grundlagen. Normenausschuss Maschinenbau (NAM) im DIN Deutsches Institut für Normung e. V., März 2006
- [DIN80c] DIN 5480-2: Passverzahnungen mit Evolventenflanken und Bezugsdurchmesser – Teil 2: Nennmaße und Prüfmaße. Normenausschuss Maschinenbau (NAM) im DIN Deutsches Institut für Normung e. V., März 2006
- [DIN84] DIN EN 10084: Einsatzstähle – Technische Lieferbedingungen. Normenausschuss Eisen und Stahl (FES) im DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Deutsche Fassung EN 10084, Juni 2008
- [DIN82] DIN 8582: Fertigungsverfahren Umformen – Einordnung, Unterteilung, Begriffe, Alphabetische Übersicht. Normenausschuss Technische Grundlagen (NATG) – Geometrische Produktspezifikation und -prüfung – im DIN Deutsches Institut für Normung e. V., September 2003
- [DIN83-3] DIN EN 10083-3: Vergütungsstähle – Teil 3: Technische Lieferbedingungen für legierte Stähle. Normenausschuss Eisen und Stahl (FES) im DIN Deutsches Institut für Normung e. V., Deutsche Fassung EN 10083-3, Januar 2007
- [DIN83-6] DIN 8583-6: Fertigungsverfahren Druckumformen. Teil 6: Durchdrücken: Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Normenausschuss Technische Grundlagen (NATG) – Geometrische Produktspezifikation und -prüfung – im DIN Deutsches Institut für Normung e. V., September 2003
- [DIN90] DIN 7190: Pressverbände: Berechnungsgrundlagen und Gestaltungsregeln. Normenausschuss Maschinenbau (NAM) im DIN Deutsches Institut für Normung e.V. und Normenausschuss Technische Grundlagen (NATG) im DIN, Februar 2001
- [DIN93-0] DIN 8593-0: Fertigungsverfahren Fügen – Teil 0: Allgemeines Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Normenausschuss Technische Grundlagen (NATG) – Geometrische Produktspezifikation und -prüfung – im DIN Deutsches Institut für Normung e. V., September 2003

- [DIN93-5] DIN 8593-5: Fertigungsverfahren Fügen Teil 5: Fügen durch Umformen Einordnung, Unterteilung, Begriffe. Normenausschuss Technische Grundlagen (NATG) – Geometrische Produktspezifikation und -prüfung – im DIN Deutsches Institut für Normung e. V., September 2003
- [Dja10] Djavanroodi, F., Ebrahimi, M.: Effect of die parameters and material properties in ECAP with parallel channels. *Materials Science and Engineering A* 527, 2010, Seite 7593 - 7599
- [Doe10] Doege, E., Behrens, B.-A.: *Handbuch Umformtechnik*. 2. Auflage, Springer Verlag Berlin Heidelberg, 2010, ISBN 978-3-642-04248-5
- [Dör12a] Dörr, F., Funk, M., Liewald, M., Binz, H.: Untersuchungen zur Herstellung einer Welle-Nabe-Verbindung durch Quer-Fließpressen. In: *Schmiede-Journal*, (2012) Seiten 38-41, Verlag Informationsstelle Schmiedestück-Verwendung Verlag, Hagen
- [Dör12b] Dörr, F., Liewald, M.: Werkzeugkonzept und Verfahrensentwicklung zum Umformfügen einer Welle-Nabe-Verbindung durch Kalt-Quer-Fließpressen. In: 5. VDI-Fachtagung „Welle-Nabe-Verbindung“, Nürtingen, Deutschland, (2012)
- [Dör12c] Dörr, F., Funk, M., Liewald, M., Binz, H.: Rundheitsabweichungen beim Fügen von Welle-Nabe-Verbindungen mittels Quer-Fließpressen. In: 19. Sächsisches Fachkolloquium Umformtechnik, Chemnitz, Deutschland, (2012)
- [Dör13a] Dörr, F., Funk, M., Liewald, M., Binz, H.: Numerical investigations on stress distribution and deformation of shaft-hub-connection manufactured by lateral extrusion. In: 11th International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes NUMIFORM 2013, Shenyang, China, 6. - 10. Juli 2013
- [Dör13b] Dörr, F.: Nicht-veröffentlichte Präsentation am Institut für Umformtechnik (im Rahmen der Sitzung des „Arbeitskreis zum Fließpressen von Aluminiumlegierungen“). Institut für Umformtechnik, Universität Stuttgart, 2014
- [Dör14a] Dörr, F., Funk, M., Liewald, M., Binz, H.: Determination of friction coefficients of interstice of a shaft-hub-connection manufactured by lateral extrusion. In: 6th International Conference on Tribology in Manufacturing Processes & Joining by Plastic Deformation, Darmstadt, Germany, (2014)
- [Dör14b] Dörr, F., Funk, M., Liewald, M., Binz, H.: Investigations on the influence of hub internal profile on joining process of hub and shaft by lateral extrusion. In: 11th International Conference on Technology of Plasticity, 2014, Nagoya, Japan

- [Els14] Elsäßer, M.: Prozessentwicklung und Werkzeugmodifikation zur Herstellung einer Hohlwelle-Nabe-Verbindung mittels Quer-Fließpressen. Nicht-veröffentlichte Bachelorarbeit im Fach Umformtechnik am Institut für Umformtechnik, Universität Stuttgart, 2014
- [Fah06] Fahrenwaldt, H. J.: Fügen durch Umformen. Friedr. Vieweg & Sohn Verlag, Januar 2006
- [Fun12] Funk, M., Dörr, F., Binz, H., Liewald, M.: Untersuchungen zur Übertragungsfähigkeit von mittels Quer-Fließpressen hergestellten Welle-Nabe-Verbindungen mit polygonaler Nabeninnengeometrie – Erste Untersuchungen zur Herstellung der Proben und zum Übertragungsverhalten unter statischer Last. In: VDI-Wissensforum GmbH (Hrsg.): VDI-Bericht 2176 (5. VDI-Fachtagung Welle-Nabe-Verbindungen Gestaltung – Fertigung – Anwendungen). Nürtingen, 2012, S. 83 - 93. ISBN 978-3-18-092176-1
- [Fun13a] Funk, M., Dörr, F., Binz, H., Liewald, M.: Herstellung einer Welle-Nabe-Verbindung mittels Quer-Fließpressen – Verfahrensbeschreibung und Potenzial gefügter Proben mit polygonaler Nabeninnengeometrie. In: Newsletter der Wissenschaftlichen Gesellschaft für Produktentwicklung (WiGeP), Ausgabe 1/2013, S. 13 - 15. ISBN 1613-5504; Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb, Ausgabe 7-8/2013. Berlin: Hanser, S. 479 - 480. ISSN 0947-0085; Konstruktion – Zeitschrift für Produktentwicklung und Ingenieur-Werkstoffe, Ausgabe 1-2/2014. Düsseldorf: Springer VDI-Verlag, S. 67 - 69. ISSN 0720-5953
- [Fun13b] 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: A World of Engineering Simulation, NAFEMS World Congress 2013. Salzburg (Austria), 2013. ISBN 978-1-874376-91-0
- [Fun14a] Funk, M., Dörr, F., Binz, H., Liewald, M.: Übertragungsfähigkeit mittels Quer-Fließpressen hergestellter Welle-Nabe-Verbindungen mit polygonaler Nabeninnengeometrie bei zyklischer Torsionsbeanspruchung. In: VDI-Bericht 2238 (6. VDI-Fachtagung Welle-Nabe-Verbindungen Dimensionierung – Fertigung – Anwendungen). Karlsruhe, 2014, S. 201 - 212. ISBN 978-3-18-092238-6
- [Fun14b] Funk, M., Dörr, F., Binz, H., Liewald, M.: Mittels Quer-Fließpressen hergestellte Welle-Nabe-Verbindungen. In: antriebstechnik 4/2014. Mainz: Vereinigte Fachverlage, S. 104 - 107. ISSN 0722-8546
- [Fun14c] Funk, M., Dörr, F., Binz, H., Liewald, M.: Ermittlung des statischen Grenzdrehmoments von mittels Quer-Fließpressen hergestellten Querpressverbänden mit Hilfe der FEM. In: ANSYS Conference and 32nd CADFEM Users' Meeting 2014. Nürnberg, 2014. ISBN 3-937523-11-1

- [Fun16] Funk, M.: Tragfähigkeit von mittels Quer-Fließpressen hergestellten Welle-Nabe-Verbindungen bei Torsionsbeanspruchung. Eingereichte (*) Dissertation am Institut für Konstruktionstechnik und Technisches Design (IKTD), Fakultät Konstruktions-, Produktions- und Fahrzeugtechnik der Universität Stuttgart
**) Zum Fertigstellungszeitpunkt dieser Arbeit war die Arbeit von Herr Funk noch nicht genehmigt.*
- [Gar03] Garzke, M., Dietz, P.: Grundlagen innenhochdruckgefügter Pressverbindungen. In VDI-Bericht 1790, VDI-Verlag, Düsseldorf, 2003
- [Gar07] Garzke, M., Geuß, M.: Innenhochdruckfügen von Pressverbindungen mit geschwächten Naben. In: VDI-Bericht 2004, VDI-Verlag, Düsseldorf, 2007
- [Gon14] Goncalves, A., Alves, L. M. M., Martins, P. A. F.: Tube joining by asymmetric plastic instability. In: Journal of Materials Processing Technology, Vol. 214, 2014, Seite 132 - 140
- [Gro03] Gropp, H., Wächter, K., Klose, D.: Die optimale konstruktive Gestaltung von dynamisch belasteten Pressverbindungen bezüglich Reibdauerhaltbarkeit und Dauergestaltfestigkeit. In: VDI-Bericht 1790, VDI-Verlag, Düsseldorf, 2003
- [Gro07] Groche, P., Vucic, D., Jöckel, M.: Basics of linear flow splitting. Journal of Materials Processing Technology 183, 2007, Seite 249 - 255
- [Grü04] Grünendick, T., Guthmann, A.: Umformen verbindet Unrundprofilverbindungen durch Innenhochdruckfügen. In: IMW Institutsmitteilung, Nr. 29, 2004
- [Gum64] Gumm, P.: Kombination von Umformung und Kaltpreßschweißen beim Fließpressen und Rohrziehen. Dissertation, VDI Verlag GmbH, Technische Hochschule Braunschweig, 1964
- [Haa93] Haats, J.: Verfahrensoptimierung beim Kaltpreßschweißen artverschiedener korrosionsbeständiger Metalle. Dissertation, VDI Verlag Reihe 2: Fertigungstechnik, Nr. 305; Universität Kassel 1993
- [Hag04] Hagedorn, M., Weinert, K.: Manufacturing of composite workpieces with rolling tools. In: Journal of Materials Processing Technology 153 - 154, 2004, Seite 323 - 329
- [Hag05] Hagedorn, M.: Herstellung von Verbundbauteilen durch Einwalzen. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, 2005; ISBN: 3-8027-8730-7
- [Hah69] Hahne, H.: Der Einfluss der Oberflächenrauheit auf das gegenseitige Haften von Werkstücken aus Stahl bei Querpreßpassungen. Dissertation, TU Braunschweig, 1969

- [Han08] Hanami, S., Matsumoto, R., Osakada, K. und Yoshimura, H.: Development of Plastic Joining Method Using Indentation. In: Journal of the Japan Society for Technology of Plasticity; Vol. 49; Nr. 567; Seite 316-320; ISSN: 0038-1586; 2008 (Beitrag in japanischer Sprache)
- [Hen77] Hendry, J.C.: An Investigation of the Injection-upsetting of six steels. NEL Report No. 642, National Engineering Laboratory, Glasgow, 1977
- [Hey12] Heydt, F. J.: Untersuchungen zum dynamischen Verhalten von topologisch optimierten Pressverbänden bei Umlaufbiegung. Dissertation am Institut für Konstruktionstechnik und Technisches Design (IKTD), Fakultät Konstruktions-, Produktions- und Fahrzeugtechnik der Universität Stuttgart, 2012, IKTD Bericht Nr. 602, ISBN 978-3-922823-81-0
- [Hil09] Hilgermann, J., Lohrengel, A: Innenhochdruckfügen in der industriellen Anwendung. IMW – Institutsmitteilung Nr. 34, Clausthal 2009
- [Hir07] 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; Vol. 48; Nr. 552; Seite 66 - 70; ISSN: 0038-1586; 2007 (Beitrag in japanischer Sprache)
- [Hir08] 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; Vol. 49; Nr. 573; Seite 70 - 74; ISSN: 0038-1586; 2008 (Beitrag in japanischer Sprache)
- [Hir14] Hirota, K., Kitamura, K., Ukai, Y., Matsunaga, K.: Strength of spline joints assembled by forming. In: Journal of Materials Processing Technology, 2014
- [Hoa10] Hoang, N.-H., Porcaro, R., Langseth, M., Hanssen, A.-G.: Self-piercing riveting connections using aluminium rivets. In: International Journal of Solids and Structures, Vol. 47, 2010, Seite 427 - 439
- [Hom06] Homberg, W., Marré, M., Beerwald, C., Kleiner, M.: Joining by Forming of Lightweight Frame Structures. In: Advanced Materials Research Vol. 10, 2006, Seite 89 - 100
- [Hop12] Hoppach, D., Guk, S., Kawalla, R.: Einfluss der Perliteinformung auf die Fließspannung und das Umformvermögen von C-Stählen. Abschlussbericht GCFG-Studie, Institut für Metallformung, TU Bergakademie Freiberg, 2012
- [Hor89] Horvat, G. L., Surface, S. C.: Assembled camshafts for automotive engines. In: Journal of Materials Shaping Technology, Vol. 7, Nr. 3, 1989, Seite 133 - 136

- [Hsu02] Hsu, H.-H.: A study on precision forging of spur gear forms and spline by the upper bound method. In: International Journal of Mechanical Sciences Vol. 44, 2002, Seite 1543 - 1558
- [Jan29] Jantscha, R.: Über das Einwalzen von Kessel- und Überhitzerrohren bei der Verwendung verschiedener Werkstoffe. Dissertation, TH Darmstadt 1929
- [Kan84] Kanamaru, H., Tsuruoka, K., Oku, M., Tatsumi H.: Development of Metal Flow (Combination with Plastic Flow) and Application to Automotive Parts. In: Society of Automotive Engineers of Japan, Review, Juli, 1984, Seite 83 -89
- [Kit12] Kitamura, K., Hirota, K., Ukai, Y., Matsunaga, K., Osakada, K.: Cold joining of rotor shaft with flange by using plastic deformation. In: CIRP Annals – Manufacturing Technology 61, 2012, Seite 275 - 278.
- [Kit13] Kitamura, K., Hirota, K., Ukai, Y., Matsunaga, K.: Cold Joining of Rotor Shaft and Flange by Plastic Deformation. In: Proceedings of 6th JSTP International Seminar on Precision Forging, Kyoto, Japan, 11.-14. März 2013
- [Kit14] Kitamura, K., Inishi, H., Hirota, K., Ukai, Y., Matsunaga, K.: Combination of Plastic Upsetting Joining and Plastic Serration Joining of Disk and Shaft. In: Proceedings of 6th International Conference on Tribology in Manufacturing Processes & Joining by Plastic Deformation, Darmstadt, 2014
- [Klo06] Klocke, F., König, W.: Fertigungsverfahren 4: Umformen: Umformtechnik. Springer; Auflage: 5., neu bearbeitete Auflage, ISBN-13: 978-3540236504, 2006
- [Kol84] Kollmann, F. G.: Welle-Nabe-Verbindungen – Gestaltung, Auslegung, Auswahl. Reihe: Konstruktionsbücher, Band 32, Springer-Verlag GmbH, 1984
- [Kon05] Kondo, K.: Improvement of Product Accuracy in Cold Die Forging. In: Proceedings of 6th ICTP (International Conference on Technology of Plasticity), 19. - 24. September 1999, Nürnberg, Germany, Seite 41 - 48
- [Kon07] Kondo, K.: Net Shape Umformung von Automobilteilen mit geteiltem Werkstofffluss. In: Liewald, M. (Hrsg.), Neuere Entwicklungen in der Massivumformung, DGM Informationsgesellschaft mbH, Frankfurt/M., 2007, Seite 175 - 184
- [Kor14] Bildquelle: Kontaktkorrosion.jpg von www.korros.de, Download am 5. Dezember 2014
- [Kre99] Kretz, T., Kammerer, M., Schwager, A: Neue Werkzeugkonzepte für das Quer-Fließpressen. In: Siegert, K. (Hrsg.), Neuere Entwicklungen in der Massivumformung, DGM MAT INFO, Frankfurt/M., 1999, Seite 319 - 338
- [Kri88] Krips, H., Podhorsky, M.: Verfahren und Vorrichtung zur Befestigung von Teilen auf einem Hohlkörper. Europäische Patentschrift EP0257175A1, Veröffentl. 1988

- [Kud74] Kudo, H., Shinozaki, K.: Investigation into multiaxial extrusion process to form branched parts. In: Proceedings of the International Convent of Production Engineering, Tokyo 1974, Part I, Seite 314 - 319
- [Kuz74] Kuznezov, G. W., Miroshnicenko, W. M., Kanzberg, J. I.: Kombiniertes Fließpressen von Werkstücken mit Flanschen (russ.). Kuznezno-štampowoznoje Proizvodstwo, Heft 5 (1974), S. 21 - 23
- [Lan08] Lange, K., Kammerer, M., Pöhlandt, K., Schöck, J.: Fließpressen – Wirtschaftliche Fertigung metallischer Präzisionswerkstücke. Springer-Verlag Berlin Heidelberg 2008, ISBN 978-3-540-30909-3
- [Lan88] Lange, K.: Umformtechnik Handbuch für Industrie und Wissenschaft: Band 2: Massivumformung. 2., völlig neubearbeitete und erweiterte Auflage 1988, Springer Verlag; ISBN 3-540-17709-4
- [Lan93] Lange, K.: Umformtechnik Handbuch für Industrie und Wissenschaft: Bd. 4: Sonderverfahren, Prozeßsimulation, Werkzeugtechnik, Produktion. 2., völlig neubearb. u. erw. Aufl. 1993, Springer Verlag; ISBN 978-3-642-58047-5
- [Läp11] Läßle, V.: Einführung in die Festigkeitslehre. Lehr- und Übungsbuch, 3. Auflage. Vieweg+Teubner Verlag, Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH, 2011, ISBN: 978-3-8348-1605-4
- [Lei12] Leidich, E.: Konstruktionselemente des Maschinenbaus 1 – Grundlagen der Berechnung und Gestaltung von Maschinenelementen. Hrsgb. W. Steinhilper und B. Sauer, Springer Verlag GmbH, 8. Auflage 2012, ISBN-13: 978-3642243004
- [Lie14] Liewald, M., Dörr, F., Kannewurf, M.: Formschlüssiges Fügen durch Fließpressen, wt Werkstattstechnik online , (2014) Jahrgang 104 (2014) H. 10, Seiten 620-624, Verlag Springer-VDI-Verlag GmbH & Co. KG, Düsseldorf
- [Mac10] Machida, T.: Complex aluminium alloy parts fabricated by shave-joining of dissimilar materials. In: Welding International 1998 I2, Nr. 2, Seite 98-106
- [Mac88a] Machida, T.: Shave-Joining Process for Dissimilar Materials. In: Journal of the Japan Society for Composite Materials; ISSN:0385-2563; Vol. 15; Nr. 1; Seite 29-34, 1989 (Beitrag in japanischer Sprache)
- [Mac88b] Machida, T.; Okai, T.; Takahashi, K., Hiraoka, T.: Shear strength of shave-joint. In: Journal of the Japan Society for Composite Materials; ISSN:0385-2563; Vol. 15; Nr. 4; Seite 158-165, 1989 (Beitrag in japanischer Sprache)
- [Mar09] Marré, M.: Grundlagen der Prozessgestaltung für das Fügen durch Weiten mit Innenhochdruck. Dissertation, Universität Dortmund, Shaker Verlag Aachen 2009; ISBN: 978-3-8322-8361-2

- [Mat03] Matthes, K.-J., Riedel, F.: Fügetechnik: Überblick – Löten – Kleben – Fügen durch Umformen. Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG; 1. Auflage, 28. August 2003, ISBN-10: 3446221336 / ISBN-13: 978-3446221338
- [Mat08] Matsumoto, R., Hanami, S., Ogura, A., Yoshimura, H., Osakada, K.: New plastic joining method using indentation of cold bar to hot forged part. In: CIRP Annals – Manufacturing Technology 57, 2008, Seite 279 - 282.
- [Mat09] Matsumoto, R., Hanami, S., Osakada, K., Yoshimura, H.: Indentation Joining Process for Steel Bar – Aluminium Plate: Development of Plastic Joining Method Using Indentation II. In: Journal of the Japan Society for Technology of Plasticity; Vol. 50; Nr. 581; Seite 96-100; ISSN: 0038-1586; Juni 2009 (Beitrag in japanischer Sprache)
- [Mat13] Matsumoto, R., Chida, T., Hanami, S., Utsunomiya, H.: Influence of the press ram motion on the joining characteristics during indentation plastic joining using a servo press. In: Journal of Material Processing Technology, (In Press, Corrected Proof) 2013
- [Mat79] Materniak, J.: Kalt-Quer-Fließpressen. Draht, 30. Jahrgang 1979, Heft 1, Seite 2-5
- [Mon91a] Monaghan J., Naughton P.: The Production of Permanent Joints by Plastic Flow. In: International Journal of Machine Tools and Manufacture Vol. 31, No. 3, 1991, Seite 283-293
- [Mon91b] Monaghan J., Naughton P.: An Upper-Bound Analysis of Plastic Flow Joining Process. In: International Journal of Machine Tools and Manufacture Vol. 31, No. 4, 1991, Seite 505-520
- [Mor13] Mori, K., Bay, N., Fratini, L., Micari, F., Tekkaya, A. E.: Joining by plastic deformation. In: CIRP Annals – Manufacturing Technology, Vol. 62, 2013, Seite 673 - 694
- [Mor07] Mori, K., Kato, T., Abe, Y., Ravshanbek, Y.: Plastic Joining of Ultra High Strength Steel and Aluminium Alloy Sheets by Self Piercing Rivet. In: Annals of the CIRP Volume 55, Januar 2006
- [Old03] Oldendorf, U.: Lebensdauer von Passfederverbindungen, Berechnungspraxis und Stand der Technik. In: VDI-Bericht 1790, VDI-Verlag, Düsseldorf, 2003
- [Ose86] Osen, W.: Untersuchungen über das Quer-Napf-Vorwärts-Fließpressen. Berichte aus dem Institut für Umformtechnik Nr. 89, Universität Stuttgart, Springer-Verlag, 1986
- [Ovc79] Ovcinnikov, A. G., Drel, O. F., Poljakov, I. S.: Fließpressen von Werkstücken mit seitlichen Formelementen und Flanschen (russ.). Kuznezno-šampowoznoje Proizvodstwo, Heft 4 (1979), Seite 10-13

- [Pal13a] Paltasingh, U. C., Sahoo, S. K., Das, P. R., Nayak, K. C., Potnuru, S.: Lateral Extrusion for Round to-Triangular Head: Experimental Studies and Three Dimensional Analyses. In: International Journal of Research in Aeronautical and Mechanical Engineering Vol. 1, Issue.2, Mai-Juni 2013. Seite 1-8
- [Pal13b] Paltasingh, U. C., Sahoo, S. K., Das, P. R., Nayak, K. C., Potnuru, S.: Lateral Extrusion of Spur gears with Involute Profile: Finite Element Analysis and Experimental Investigation. In: IOSR Journal of Engineering, Vol. 3, Issue 7, Juli 2013, Seite 20 - 30 (www.iosrjen.org)
- [Pip93] Pipan, J.: Quer-Fließpressen von Hohlkörpern durch Reduzieren der Rohrwand. Umformtechnik, 27. Jahrgang 1993, Heft 4, Seite 262-267
- [Pla04] Plančak, M., Skunca, M., Math, M.: Analysis, FEM Simulation and Experimental Verification of Gear Cold Extrusion. In: Journal for Technology of Plasticity, Vol. 29 (2004), Nr. 1-2, Seite 11-23
- [Pla92] Plančak, M., Bramley, A., Osman, F.: Non- conventional cold extrusion. In: Journal of Materials Processing Technology 34 (1992), Seite 465-472
- [Pod76] Podhorsky, M., Krips, H.: Hydraulisches Aufweiten – Ein neues Verfahren zur Befestigung von Rohren. In: VGB Kraftwerkstechnik, 56, 1976, Heft 7, Seite 456-464
- [Pod79] Podhorsky, M., Krips, H.: Hydraulisches Aufweiten von Rohren. In: VGB Kraftwerkstechnik, 59, 1979, Heft 1, Seite 81-87
- [Pre92] Schutzrecht DE 41 21 951 C1 Patentschrift (1992): Nockenwelle zur Steuerung von Verbrennungskraftmaschinen
- [Psy11] Psyk, V., Risch, D., Kinsey, B. L., Tekkaya, A. E., Kleiner, M.: Electromagnetic forming—A review. In: Journal of Materials Processing Technology, Vol. 211, 2011, Seite 787-829
- [Pyp03] Pyper, M.: Gebaute Nockenwellen – Maßgeschneiderte Schlüsselkomponenten für die Motorsteuerung. In: Die Bibliothek der Technik, Band 251, Verlag Moderne Industrie, 2003
- [Qin04] Qin, Y., Balendra, R.: An approach for the forming of large-thickness-flange components by injection forging. In: Journal of Material Processing Technology, Vol. 145, 2004, Seite 153 - 162
- [Rei94] Reinholz, R.: Tragfähigkeit von P3G-Welle-Nabe-Verbindungen bei Dauerschwingbeanspruchung. Dissertation, Technische Universität Berlin, Berlin, 1994
- [Roo02] Roos, E., Maile, K.: Werkstoffkunde für Ingenieure. 1. Auflage 2002. Korrigierter Nachdruck. Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, ISBN: 3-540-43599-9, 2002

- [Rug72] Ruge, J., Böhme, K.: Stand der Entwicklung und Anwendung des Kaltpreßschweißens. In: Zeitschrift für Werkstofftechnik / Journal of Materials Technology, Vol. 3, Nr. 6, 1972
- [Rus33] Russell, R.: Factors affecting the grip in force, shrink and expansion fits. In: Proceedings of International Mechanical Engineering, 1933, Seite 493 - 535
- [Sch00] Schmidt, W., Puri, W.: Systematische Entwicklung gewichtsoptimierter Bauteile. 11. Symposium „Design For X“, Schnaittach, 12. und 13. Oktober 2000
- [Sch10] Schwämmle, T.: Betriebsverhalten von konventionellen und fugendruckhomogenisierten Pressverbänden unter Biegelast. Dissertation, Fakultät Konstruktions-, Produktions- und Fahrzeugtechnik der Universität Stuttgart, Bericht Nr. 584 aus dem Institut für Konstruktionstechnik und Technisches Design, 2010, ISBN 978-3-922823-75-9
- [Sch87] Schätzle, W.: Quer-Fließpressen eines Flansches oder Bundes an zylindrischen Vollkörpern aus Stahl. Dissertation. Berichte aus dem Institut für Umformtechnik Nr. 93, Universität Stuttgart, Springer- Verlag, 1987
- [Sch95] Schäfer, G.: Der Einfluss von Oberflächenbehandlungen auf das Verschleißverhalten flankenzentrierter Zahnwellenverbindungen mit Schiebeseitz. Dissertation TU Clausthal 1995
- [Son04] Song, J. H., Im, Y. T.: Development of a computer-aided-design system of cold forward extrusion of a spur gear. In: Journal of Materials Processing Technology Vol. 153-154, 2004, Seite 821-828
- [Ste08] Steinhäuser, S., Wielage, D., Dietrich, D., Lampke, Th., Gropp, H.: Phosphatschichten gegen Passungsrost an Welle-Nabe-Pressverbindungen und als Übertragungselement für Kräfte und Momente in Pressverbindungen. In: Journal of Electrochemistry and Plating Technology, Eugen G. Leuze Verlag, 2008, Seite 5-24
- [Tib07] Tibari, K.: Grundlagen des fluidbasierten Fügens hohlförmiger Rahmenstrukturen bei simultaner Formgebung. Dissertation, Berichte aus Produktion und Umformtechnik, PtU Darmstadt, Shaker Verlag Aachen, 2007
- [Tot02] Totten, G., Howes, M., Inoue, T.: Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel. ASM International 2002, Materials Park, Ohio, ISBN: 0-87180-729-2
- [Tür11] Türk, M.: Integration von Funktionswerkstoffen in metallische Tragstrukturen mittels inkrementeller Umformverfahren. Dissertation, Berichte aus Produktion und Umformtechnik, PtU Darmstadt, Shaker Verlag Aachen, 2011
- [VDA14] Verband der Automobilindustrie: Jahresbericht 2014. Internet: www.vda.de, 2014

- [VDI99] VDI 3138 Blatt 2: Kaltmassivumformen von Stählen - Anwendung, Arbeitsbeispiele, Wirtschaftlichkeitsbetrachtungen für das Kaltfließpressen. Verein Deutscher Ingenieure (VDI-Gesellschaft). Beuth Verlag GmbH, Berlin 1999
- [Vid07] Vidner, J., Leidich, E.: Enhanced Ruiz criterion for the evaluation of crack initiation in contact subjected to fretting fatigue. in: International Journal of Fatigue, Heft 29, 2007, Seiten 2040 - 2049
- [Vie13] Viehweger, B., Sviridov, A., Behrens, B.-A., Kammler, M., Almohallami, A., Grützner, P.: Knickbauchen – ein Fügeverfahren mit großen Perspektiven. in: bbr 1/2013
- [Wan02] Wang, Z., Gong, B.: Residual Stress in the Forming of Materials, in Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel edited by G. Totten, M. Howers and T. Inoue, ASM International 2002, DOI: 10.1361/hrsd2002p141, Seite 141-149
- [Wei01] Weinert, K., Hagedorn, M.: Herstellung nichtzylindrischer Verbundwerkstücke. in: wt werkstatttechnik 91, Heft 6, 2001, Seite 362-366
- [Wei03] Weinert, K., Hagedorn, M.: Herstellung gebauter Nockenwellen durch Aufweiten mit Walzwerkzeugen. in: MTZ Motortechnische Zeitschrift Band 64, Heft 4, 2003, Seite 320-326
- [Wen98] Wendler-Kalsch, E., Gräfen, H.: Korrosionsschadenkunde, Klassiker der Technik, DOI 10.1007/978-3-642-30431-6_2, Copyright by Springer-Verlag Berlin Heidelberg 1998
- [Wie00] Wiebe, P.: Ein Beitrag zur Herstellung von Schrägstirnrädern mit lagegenauer Bohrung durch einen zweistufigen Umformprozess. Dissertation, Uni. Gesamthochschule Paderborn, Shaker Verlag, 2000
- [Win01] Winterfeld, J.: Einflüsse der Reibdauerbeanspruchung auf die Tragfähigkeit von P4C-Welle-Nabe-Verbindungen. Dissertation, Technischen Universität Berlin, 2001
- [Woh13] Wohletz, S., Özel, M., Groche, P.: Gemeinsames Kaltfließpressen von Aluminium und Stahl – Eine Herstellungsmethode zur Verbindung von höherfesten mit leichteren Materialien im kalten Zustand. in: Neuere Entwicklungen in der Massivumformung, Fellbach 2013
- [Woj04] Wojciechowski, J., Klaus, A., Hagedorn, M., Przybylski, W., Kleiner, M.: Flexibles Fügen leichter Tragwerkstrukturen durch Einwalzen; in: UTF Science, Heft 1 (2004)
- [Yan02] Yang, G. M., Coquille, J. C., Fontaine, J. F., Lambertin, M.: Contact pressure between two rough surfaces of a cylindrical fit. in: Journal of Materials Processing Technology Vol. 123, 2002, Seite 490-497

- [Zal67] Zalenski, R. R., Mordarski, W. J.: Development of rolled joints for the HWOCR. in: Nuclear Engineering and Design 5, 1967, Seite 76-80
- [Zha92] Zhang, W., Bay, N., Wanheim, T.: Influence of hydrostatic Pressure in Cold-Pressure Welding. in: CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 41, Issue 1, 1992, Seite 293-297
- [Zha96] Zhang, W., Bay, N.: A Numerical Model for Cold Welding of Metals. in: CIRP Annals - Manufacturing Technology, Volume 45, Issue 1, 1996, Seite 215-220
- [Zia07] Ziaei, M.: Anpassungsfähige kontinuierliche Innen- und Außenkonturen für form- und reibschlüssige Verbindungen auf Basis der komplexen Zykloiden. in: VDI-Berichte Nr. 2004, 2007, Seite 277 - 294
- [Zia12a] Ziaei, M., Schreiter, R., Unger, A.: Formschlussprofile für Welle-Nabe-Verbindungen. in: Antriebstechnik 51, 2012, Nr. 07, Seite 42 - 45
- [Zia12b] Ziaei, M.: Neue zyklische Profilkonturen – die optimale Alternative für die genormten Zahnprofilverbindungen. in: Konstruktion, Ausgabe Oktober 2012, Seite 92 - 98

Wer Ordnung hält, ist nur zu faul zum Suchen.

(Unbekannt)

11 Anhang

11.1 Flieskurven 16MnCrS5 im Zustand ferritisch-perlitisch

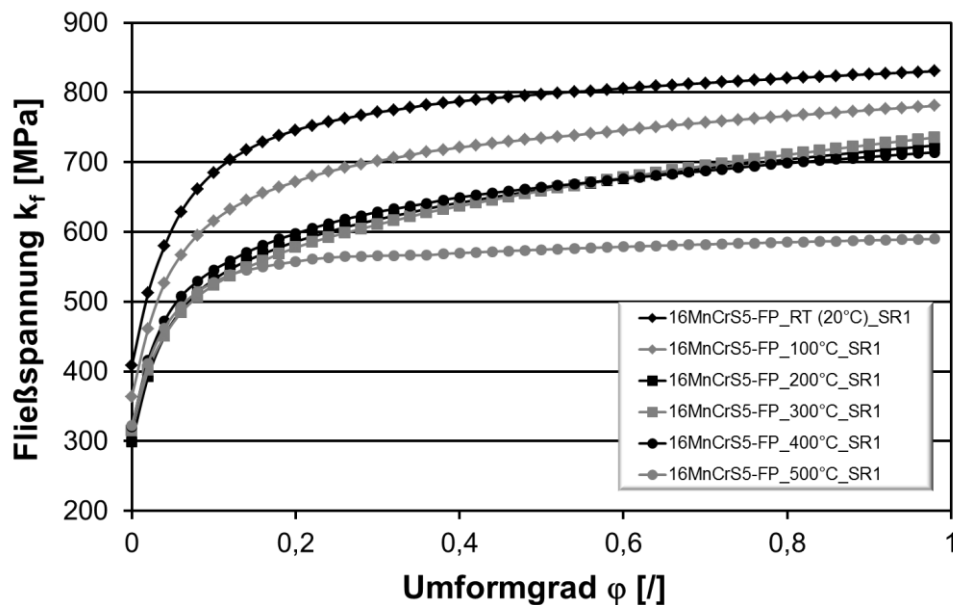


Abb. 11.1: Flieskurven des Wellenwerkstoffes 16MnCrS5 (FP-Zustand; Umformgeschwindigkeit: $\dot{\phi} = 1/s$)

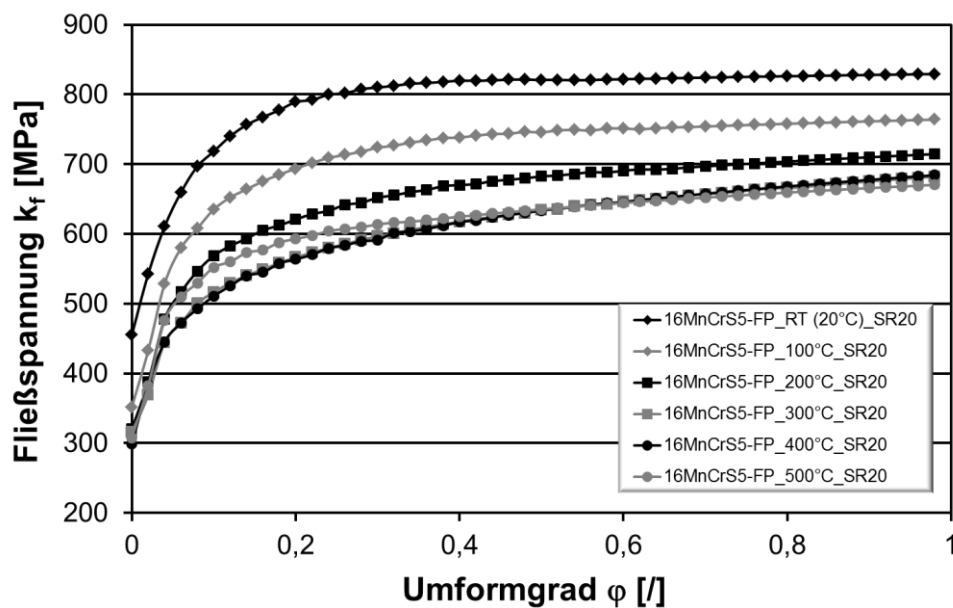
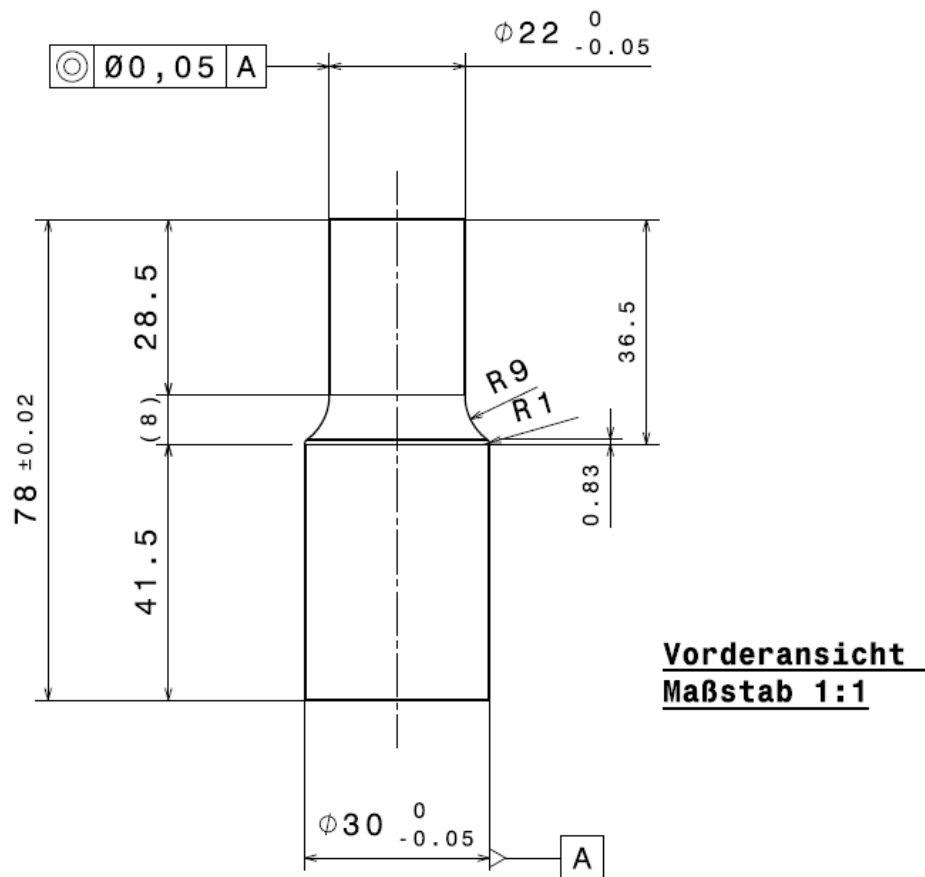


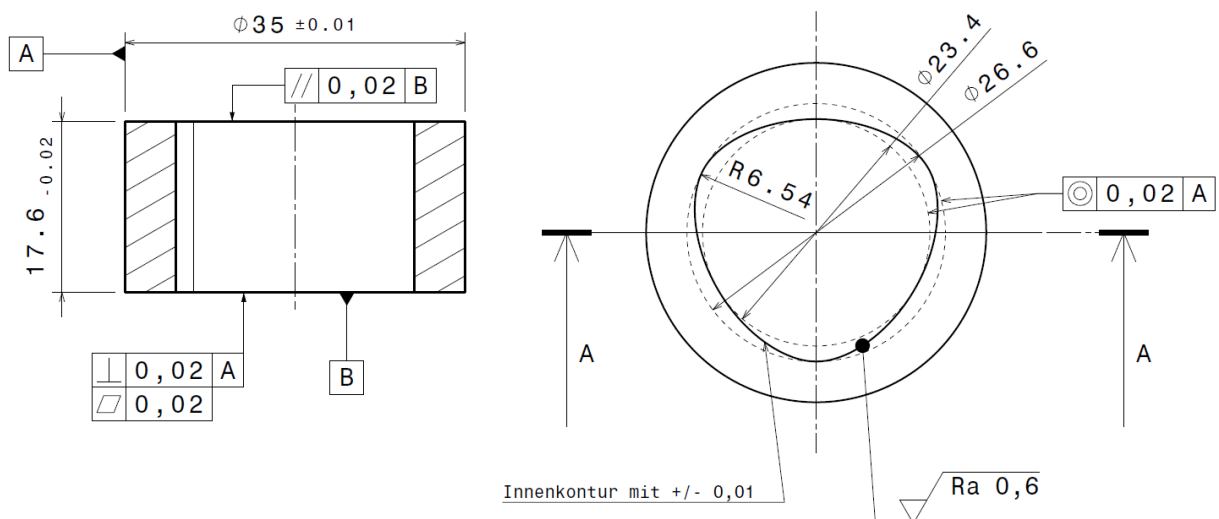
Abb. 11.2: Flieskurven des Wellenwerkstoffes 16MnCrS5 (FP-Zustand; Umformgeschwindigkeit: $\dot{\phi} = 20/s$)

11.2 Verwendete Probengeometrien

11.2.1 Vereinfachte Wellengeometrie



11.2.2 Vereinfachte Nabengeometrie



11.3 Grundgleichungen der Nabeninnenprofile

Epitrochoide:

$$\begin{aligned}x(\alpha) &= R_m \cdot \cos(\alpha) + e_0 \cdot \cos((n+1) \cdot \alpha) \\y(\alpha) &= R_m \cdot \sin(\alpha) + e_0 \cdot \sin((n+1) \cdot \alpha)\end{aligned}$$

Hypotrochoide:

$$\begin{aligned}x(\alpha) &= R_m \cdot \cos(\alpha) + e_0 \cdot \cos((n-1) \cdot \alpha) \\y(\alpha) &= R_m \cdot \sin(\alpha) - e_0 \cdot \sin((n-1) \cdot \alpha)\end{aligned}$$

Komplexe Trochoide:

$$\begin{aligned}x(\alpha) &= R_m \cdot \cos(\alpha) + 0,5 \cdot e_0 \cdot \cos((n+1) \cdot \alpha) + 0,5 \cdot e_0 \cdot \cos((n-1) \cdot \alpha) \\y(\alpha) &= R_m \cdot \sin(\alpha) + 0,5 \cdot e_0 \cdot \sin((n+1) \cdot \alpha) - 0,5 \cdot e_0 \cdot \sin((n-1) \cdot \alpha)\end{aligned}$$

Polygon:

$$\begin{aligned}x(\alpha) &= (R_m \cdot e_0 \cdot \cos(n \cdot \alpha)) \cdot \cos(\alpha) - n \cdot e_0 \cdot \sin(n \cdot \alpha) \cdot \sin(\alpha) \\y(\alpha) &= (R_m \cdot e_0 \cdot \cos(n \cdot \alpha)) \cdot \sin(\alpha) + n \cdot e_0 \cdot \sin(n \cdot \alpha) \cdot \cos(\alpha)\end{aligned}$$

M-Profil (allgemeine Darstellung):

$$\begin{aligned}x(\alpha) &= \\& [R_m^* + e_0^* \cdot [f_{1x}(n) \cdot \cos(1 \cdot n \cdot \alpha) + f_{2x}(n) \cdot \cos(2 \cdot n \cdot \alpha) + f_{3x}(n) \cdot \cos(3 \cdot n \cdot \alpha)]] \cdot \cos(\alpha) \\& + [e_0^* \cdot [f_{4x}(n) \cdot \sin(1 \cdot n \cdot \alpha) + f_{5x}(n) \cdot \sin(2 \cdot n \cdot \alpha) + f_{6x}(n) \cdot \sin(3 \cdot n \cdot \alpha)]] \cdot \sin(\alpha) \\y(\alpha) &= \\& [R_m^* + e_0^* \cdot [f_{1y}(n) \cdot \cos(1 \cdot n \cdot \alpha) + f_{2y}(n) \cdot \cos(2 \cdot n \cdot \alpha) + f_{3y}(n) \cdot \cos(3 \cdot n \cdot \alpha)]] \cdot \sin(\alpha) \\& - [e_0^* \cdot [f_{4y}(n) \cdot \sin(1 \cdot n \cdot \alpha) + f_{5y}(n) \cdot \sin(2 \cdot n \cdot \alpha) + f_{6y}(n) \cdot \sin(3 \cdot n \cdot \alpha)]] \cdot \cos(\alpha)\end{aligned}$$

Ersatzprofilnennexzentrizität: $R_m^* = R_m - \frac{(e_0 \cdot f_2)}{(f_1 + f_3)}$

Ersatzprofilnennradius: $e_0^* = \frac{e_0}{(f_1 + f_3)}$

11.4 Funktionsparameterverhältnisse der betrachteten Profiltypen 3. Ordnung

M-Profil 1:

$$\begin{aligned}f_{1x} = f_{4x} = f_{1y} = f_{4y} &= \frac{1}{2 \cdot n} \\f_{2x} = f_{5x} = f_{2y} = f_{5y} &= -\frac{1}{4 \cdot n} \\f_{3x} = f_{6x} = f_{3y} = f_{6y} &= \frac{1}{16 \cdot n}\end{aligned}$$

M-Profil 2:

$$f_{1x} = f_{4x} = f_{1y} = f_{4y} = \frac{1}{4 \cdot n}$$

$$f_{2x} = f_{5x} = f_{2y} = f_{5y} = -\frac{1}{16 \cdot n}$$

$$f_{3x} = f_{6x} = f_{3y} = f_{6y} = \frac{1}{64 \cdot n}$$

M-Profil 3:

$$f_{1x} = -f_{4x} = f_{1y} = -f_{4y} = \frac{1}{8 \cdot n}$$

$$f_{2x} = -f_{5x} = f_{2y} = -f_{5y} = \frac{1}{16 \cdot n}$$

$$f_{3x} = -f_{6x} = f_{3y} = -f_{6y} = \frac{1}{64 \cdot n}$$

M-Profil 4:

$$f_{1x} = -f_{4x} = f_{1y} = -f_{4y} = \frac{1}{8 \cdot n}$$

$$f_{2x} = -f_{5x} = f_{2y} = -f_{5y} = \frac{1}{32 \cdot n}$$

$$f_{3x} = -f_{6x} = f_{3y} = -f_{6y} = -\frac{1}{128 \cdot n}$$

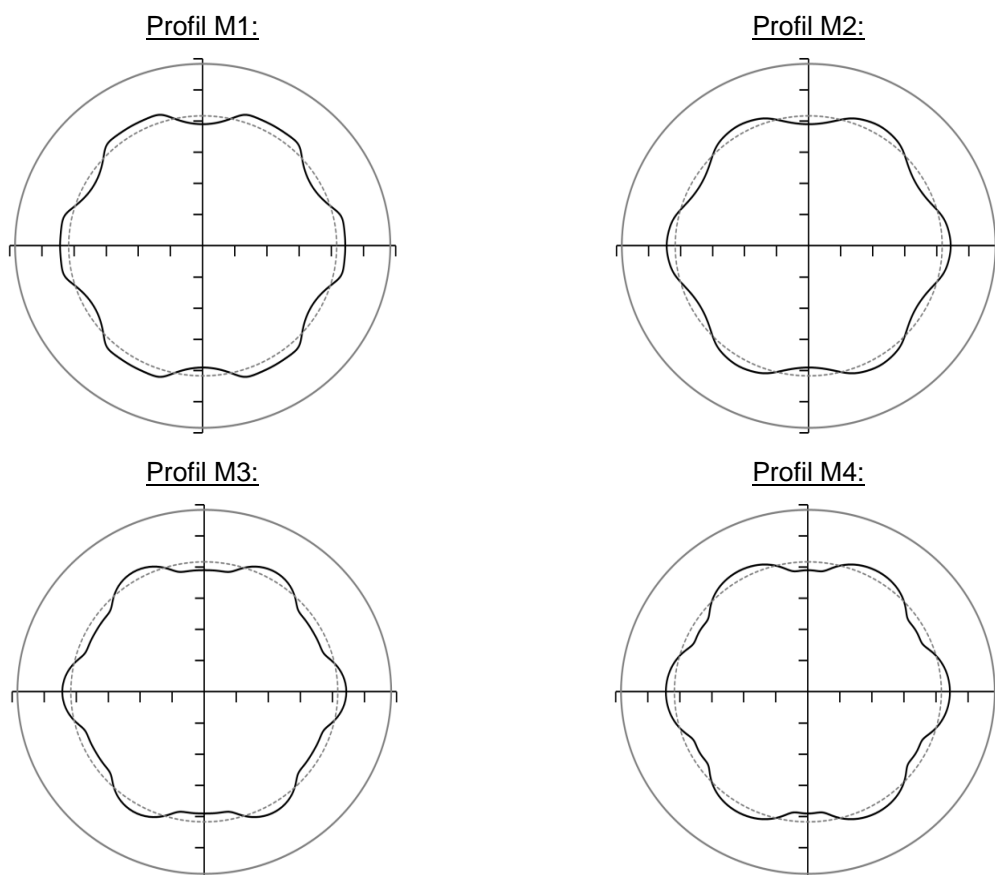


Abb. 11.3: Grafische Darstellung der betrachteten Profiltypen 3. Ordnung (für $n = 6$)

11.5 Verschiebeweg der Segmente in Abhängigkeit von der Segmentanzahl

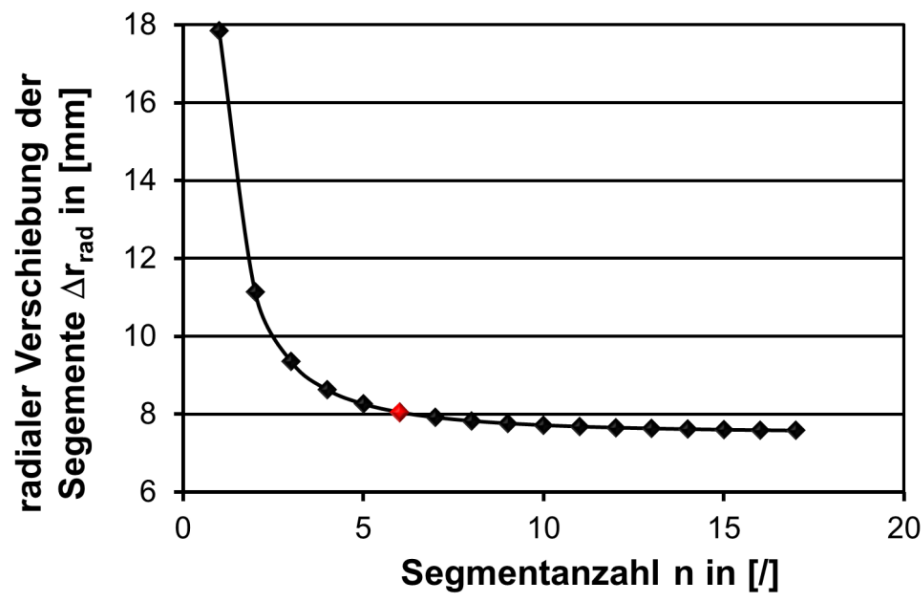
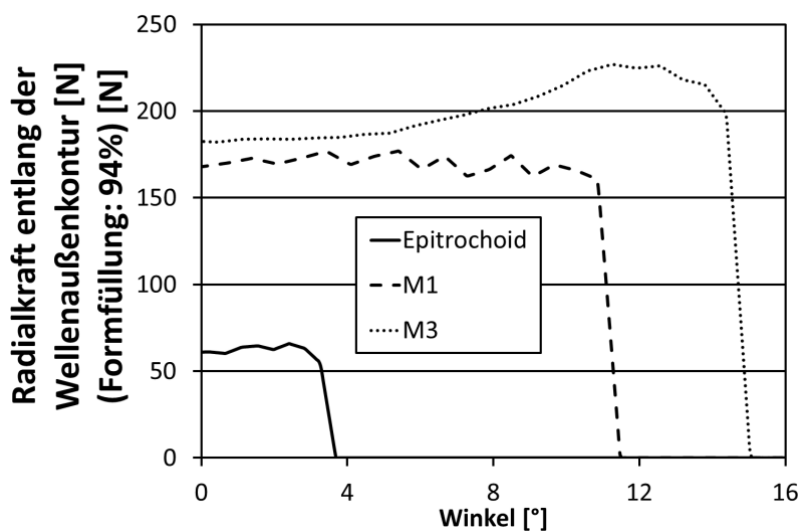


Abb. 11.4: Radialer Verschiebeweg der Segmente beim Öffnen und Schließen in Abhängigkeit von der Segmentanzahl n

11.6 Radialkraftkomponente entlang der Wellenaußenfläche

a)



b)

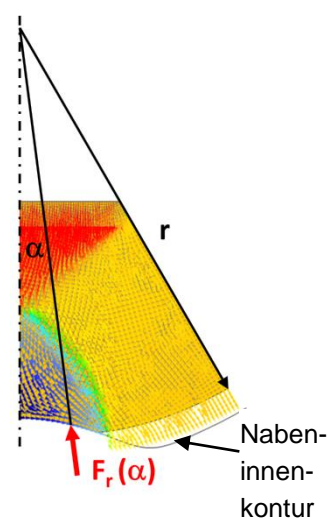


Abb. 11.5: a) Radialkraftkomponenten entlang der Wellenaußenfläche bei einem Auspressgrad η von 94% und b) grafische Darstellung der Werkstoffflussgeschwindigkeitsvektoren

11.7 Simulationsparameter 2D

Tab. 11.1: Parameter für das Simulationsmodell in DEFORM2D™

Parameter-Bezeichnung	Parameter-Bereich	Parameter-Bezeichnung	Parameter-Bereich
Materialverhalten (Welle)	plastisch	Reibfaktor (Welle-Nabe, Welle-Stempel)	$m = 0,12$
Materialverhalten (Stempel, Nabe)	starr	Elementanzahl - Welle (60°)	ca. 3.200
Bewegung (Stempel)	$v = 5 \text{ mm/s}$	Fließkurven	(s. Kap. 5)

Tab. 11.2: Profilbezeichnungen und Funktionsparameter für das 2D-Simulation mittels DEFORM2D™

Profil-bezeichnung	Parameter normiert auf $f_1 = 1$			f_2/f_1	f_3/f_2	Kraft bei 100% Ausformung [kN]	Nabeninnenquerschnittsfläche [mm²]
	f_1	f_2	f_3				
M1-1	1	-0,5	0,125	-0,5	-0,25	17,55	506,462
M1-2	1	-0,25	0,125	-0,25	-0,5	22,10	495,478
M1-3	1	-0,5	0,0625	-0,5	-0,125	23,93	506,966
M1-4	1	-0,75	0,1875	-0,75	-0,25	24,22	514,556
M1-5	1	-1	0,25	-1	-0,25	24,56	520,47
M2-1	1	-0,25	0,0625	-0,25	-0,25	19,93	495,521
M2-2	1	-0,125	0,0625	-0,125	-0,5	21,59	488,964
M2-3	1	-0,0625	0,015625	-0,0625	-0,25	19,21	484,91
M3-1	1	0,5	0,125	0,5	0,25	21,57	480,101
M3-2	1	0,6667	0,125	0,6667	0,1875	19,53	475,117
M3-3	1	0,375	0,09375	0,375	0,25	21,41	484,686
M4-1	1	0,25	-0,0625	0,25	-0,25	22,45	492,304
M4-2	1	0,125	-0,0625	0,125	-0,5	23,70	499,18
M4-3	1	0,5	-0,0625	0,5	-0,125	21,80	481,553

11.8 Bestimmung der tangentialen Eigenspannungen (FEM)

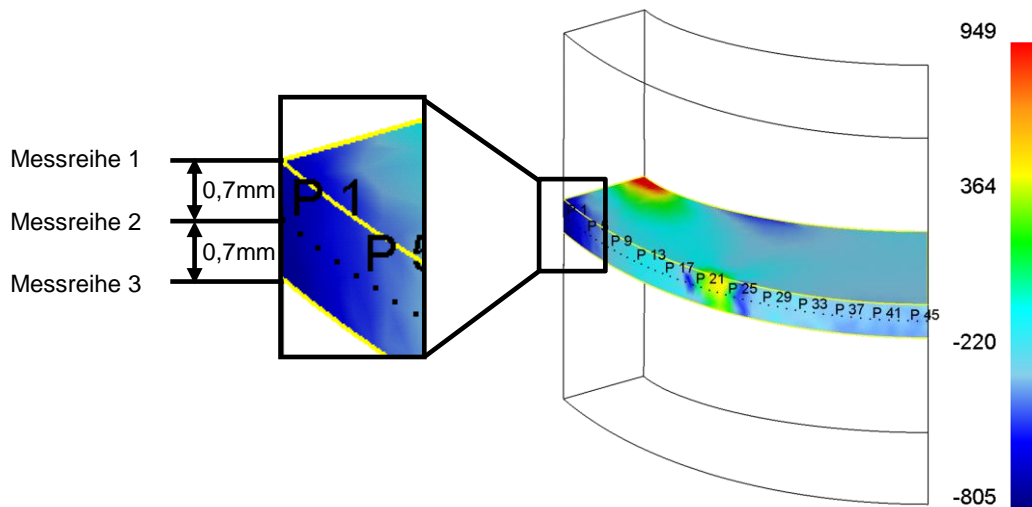


Abb. 11.6: Bestimmung der tangentialen Eigenspannungen an der Nabenaußenseite im Rahmen der Prozesssimulationen

11.9 Experimentell ermittelte Stempelkraft bezogen auf den Auspressgrad

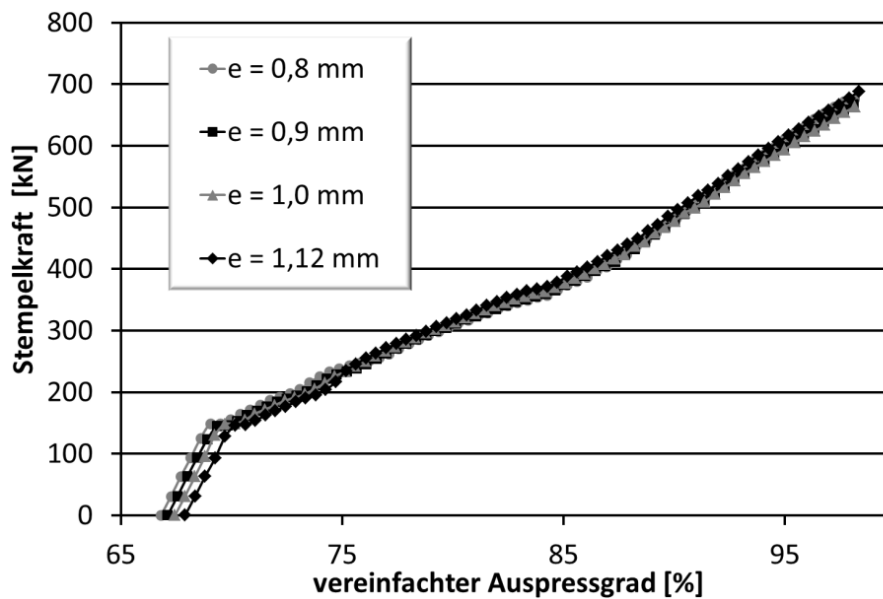


Abb. 11.7: Gemittelte Stempelkraft bezogen auf den vereinfachten Auspressgrad η für unterschiedliche Profilexzentritäten e

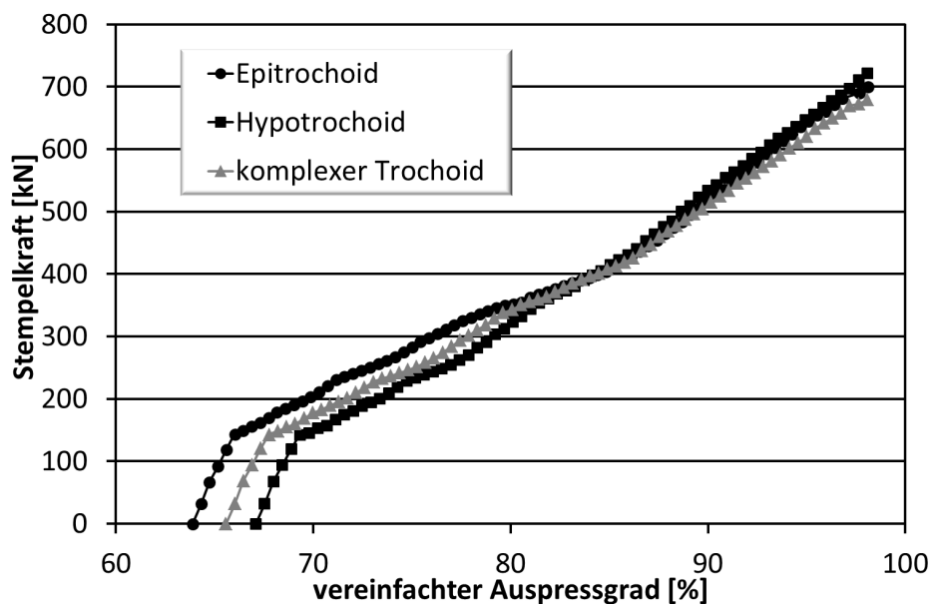


Abb. 11.8: Gemittelte Stempelkraft bezogen auf den vereinfachten Auspressgrad η für unterschiedliche Profiltypen der 1. Versuchsreihe (Epitrochoid, Hypotrochoid und hybrider komplexer Trochoid)

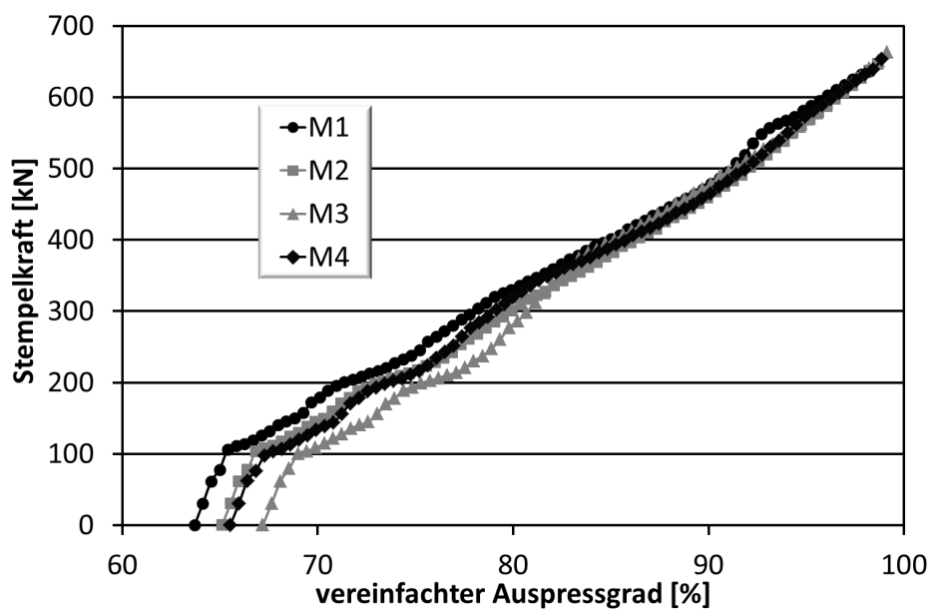


Abb. 11.9: Gemittelte Stempelkraft bezogen auf den vereinfachten Auspressgrad η für unterschiedliche Profiltypen der 2. Versuchsreihe (M-Profile)

11.10 Auspressgrad für unterschiedliche Profilexzentritäten

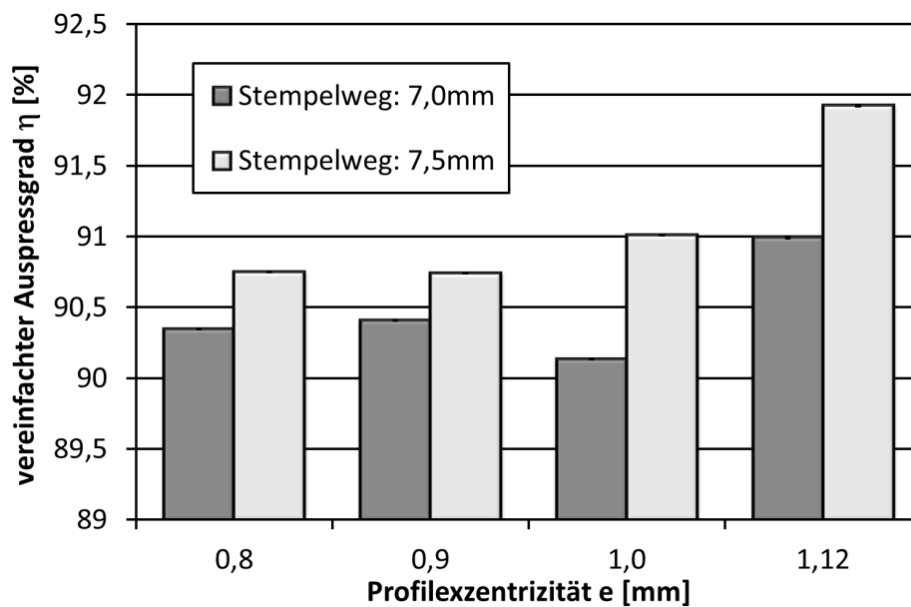


Abb. 11.10: Auspressgrad η der Nabenkavität in Abhängigkeit von der Profilexzentrität e

11.11 Vergleich der experimentell ermittelten Stempelkraft-Stempelweg-Verläufe für unterschiedliche Profiltypen

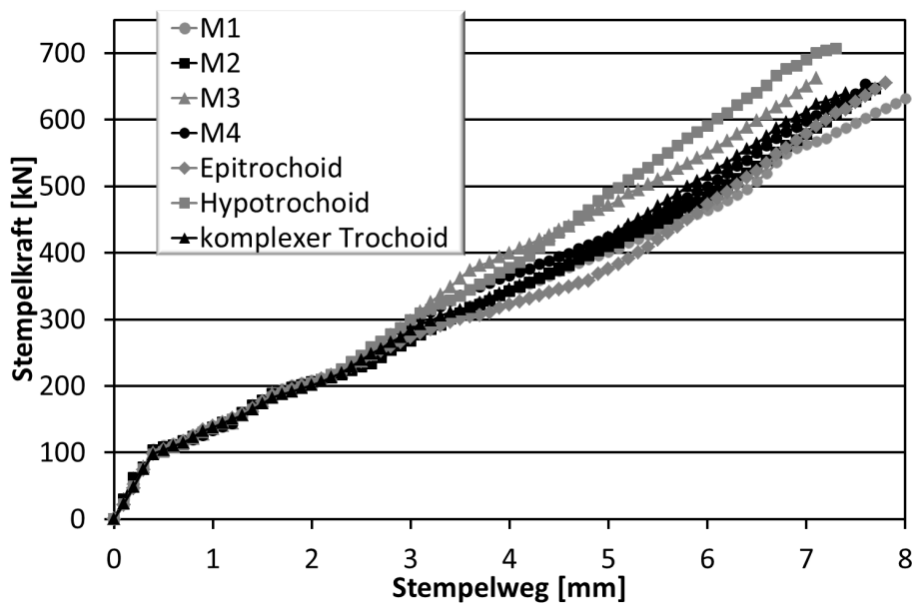


Abb. 11.11: Vergleich der gemittelte Stempelkraft-Weg-Verläufe der untersuchten Profiltypen 1. und 3. Ordnung

11.12 Vergleich der numerisch und experimentell ermittelten Stempelkräfte für unterschiedliche Profil- und Prozessparameter

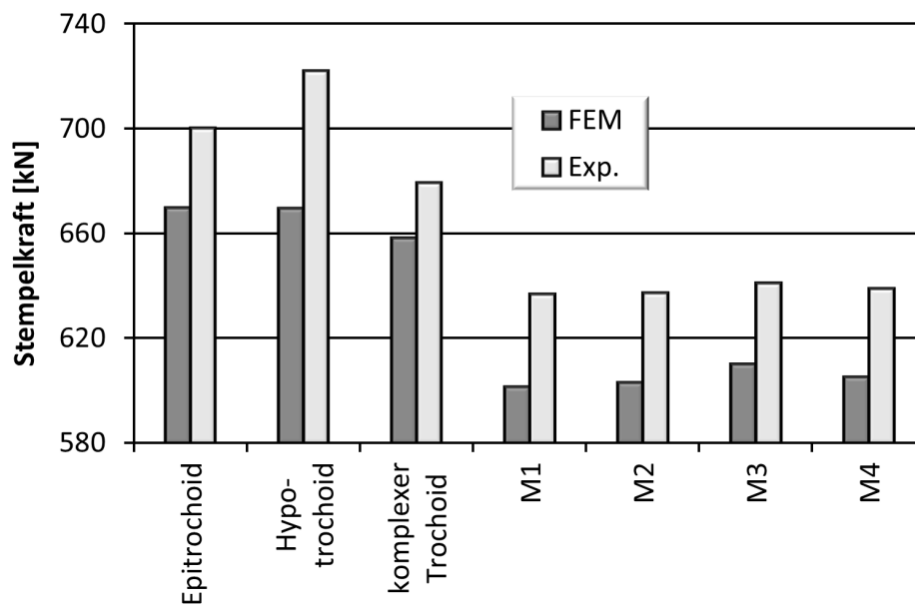


Abb. 11.12: Vergleich der numerisch und experimentell ermittelten Stempelkräfte für unterschiedliche Profiltypen

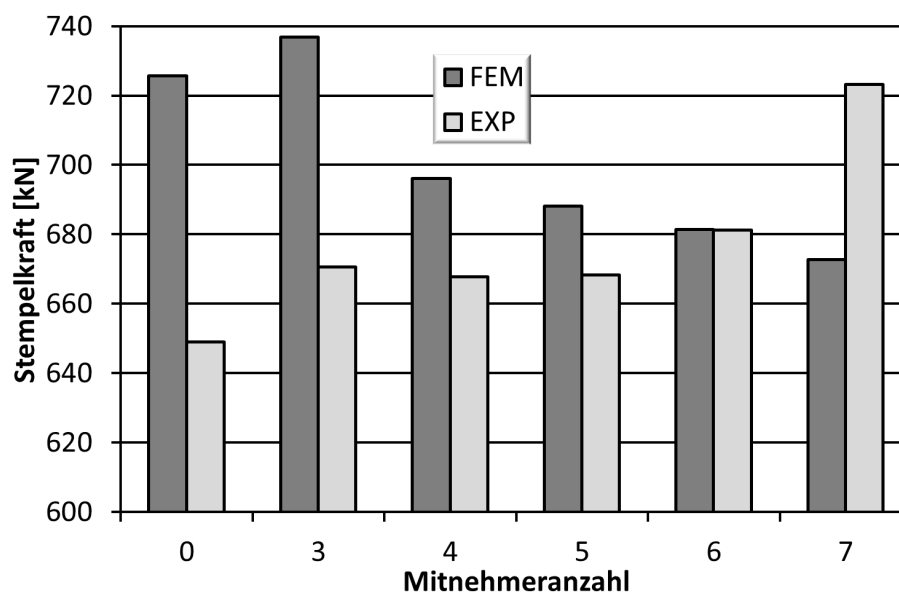


Abb. 11.13: Vergleich der numerisch und experimentell ermittelten Stempelkräfte für unterschiedliche Mitnehmeranzahlen

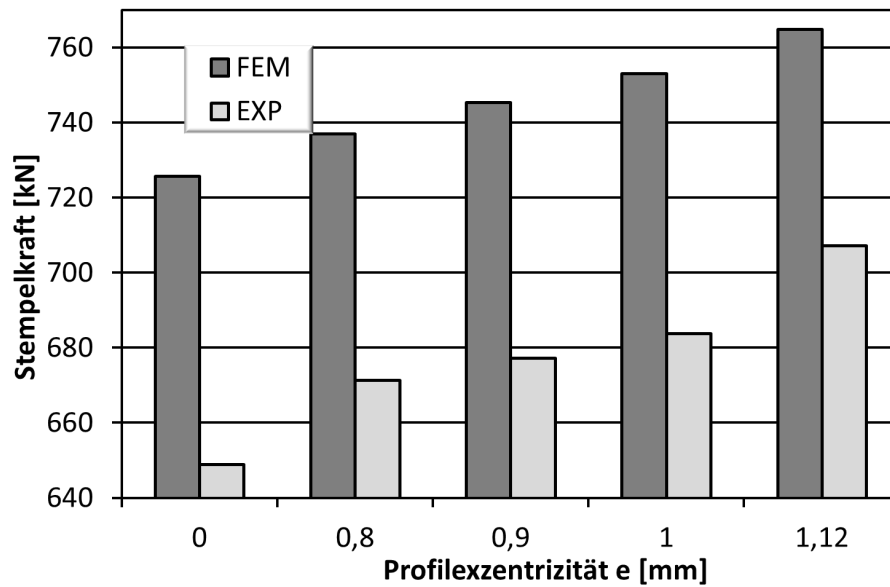


Abb. 11.14: Vergleich der numerisch und experimentell ermittelten Stempelkräfte für unterschiedliche Profillezentrizitäten

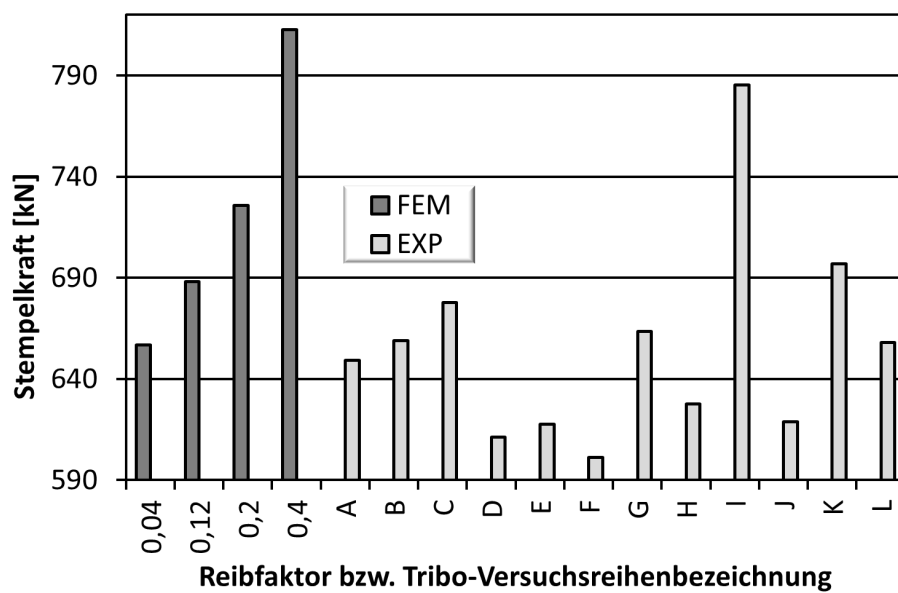


Abb. 11.15: Vergleich der numerisch und experimentell ermittelten Stempelkräfte für unterschiedliche Reibungsbedingungen (Abkürzungen der Versuchsreihenbezeichnung gemäß Tab. 8.1)

11.13 Qualitative Beschreibung des Oberflächeneinflusses

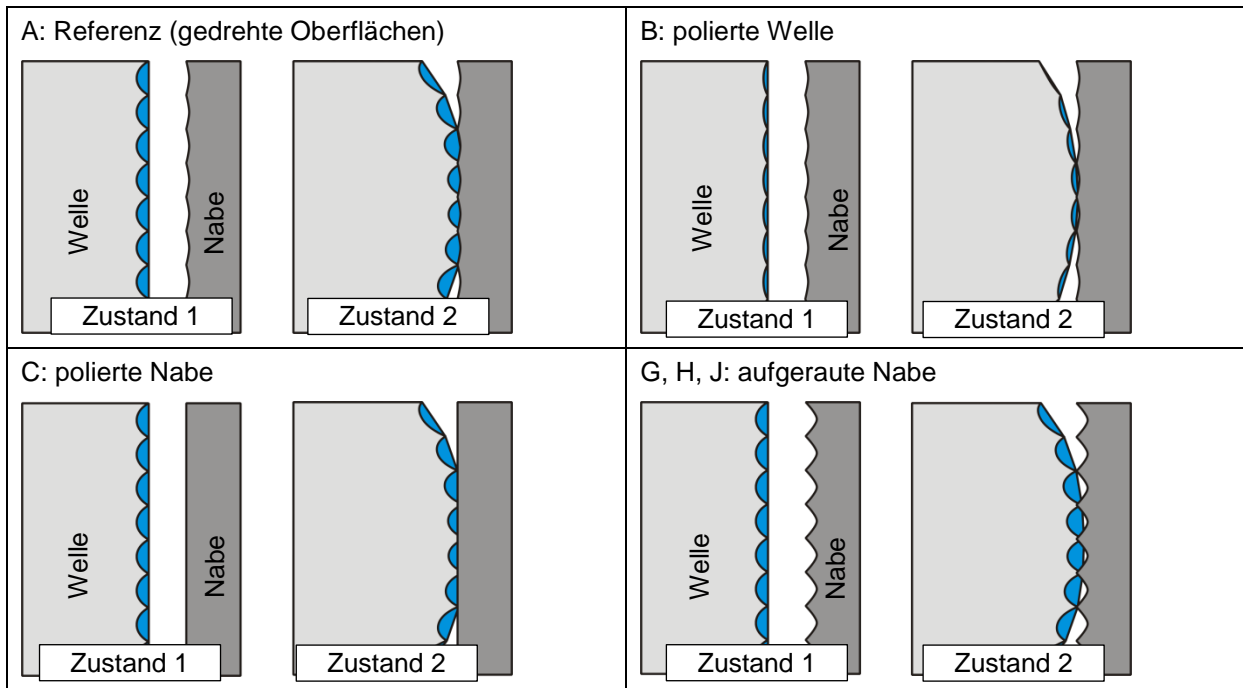


Abb. 11.16: Prinzipielle Ausbildung der Oberflächentopografien beider Fügepartner beim Umformfügen (Zustand 1: vor dem Umformfügeprozess; Zustand 2: während des Umformfügeprozesses)

11.14 Einfluss der Profilexzentrizität auf die Rundheitsabweichung

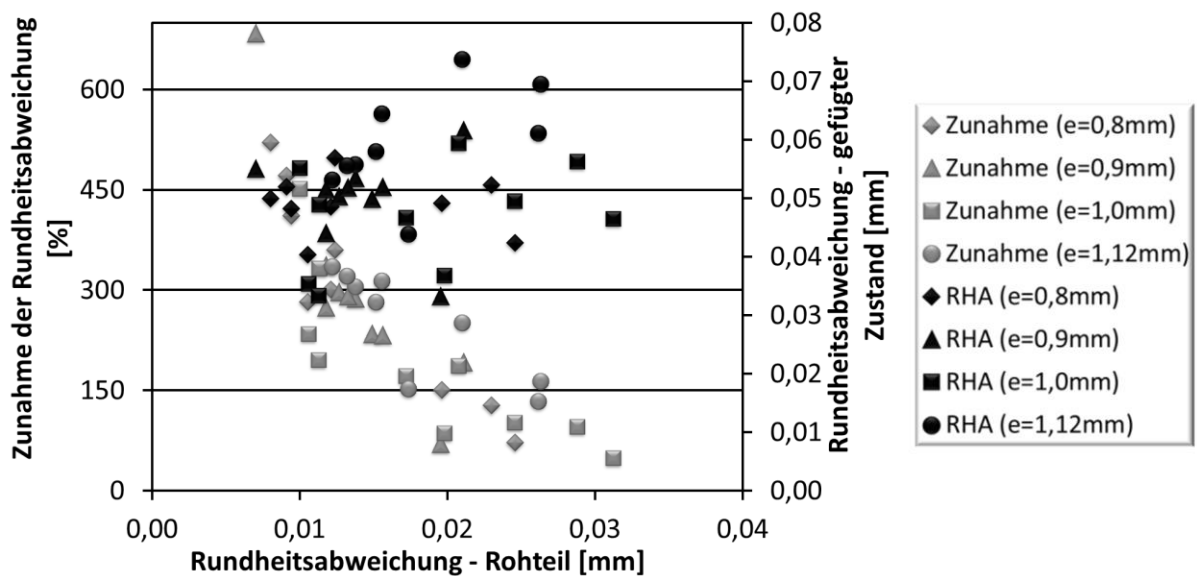


Abb. 11.17: Zunahme der Rundheitsabweichung und Rundheitsabweichung im gefügten Zustand in Abhängigkeit von der Rohteilgenauigkeit je Versuchsreihe mit identischer Profilexzentrizität

11.15 Einfluss einer unterschiedlichen radialen Nabenvorspannung

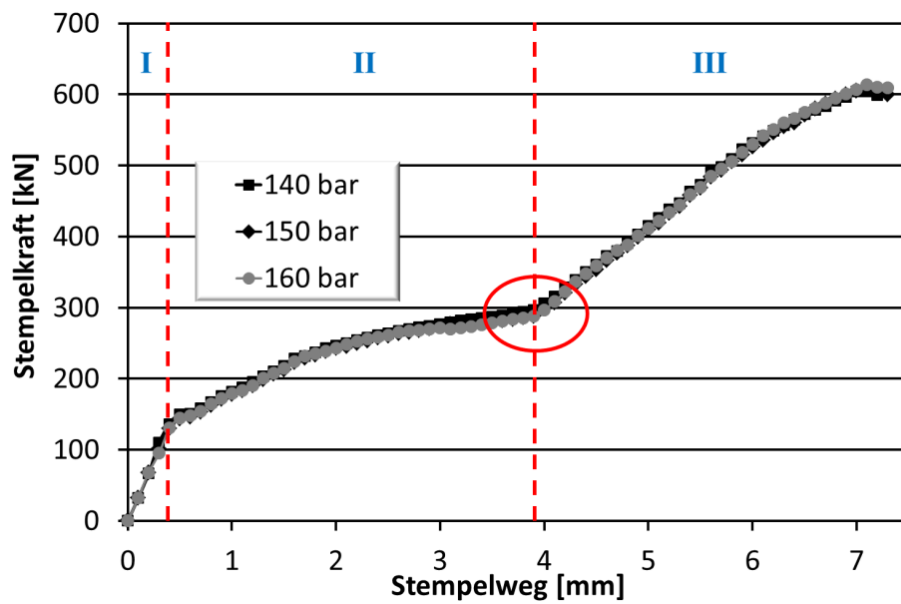


Abb. 11.18: Gemittelte Stempelkraft-Weg-Verläufe für unterschiedliche Vorspannungswerte

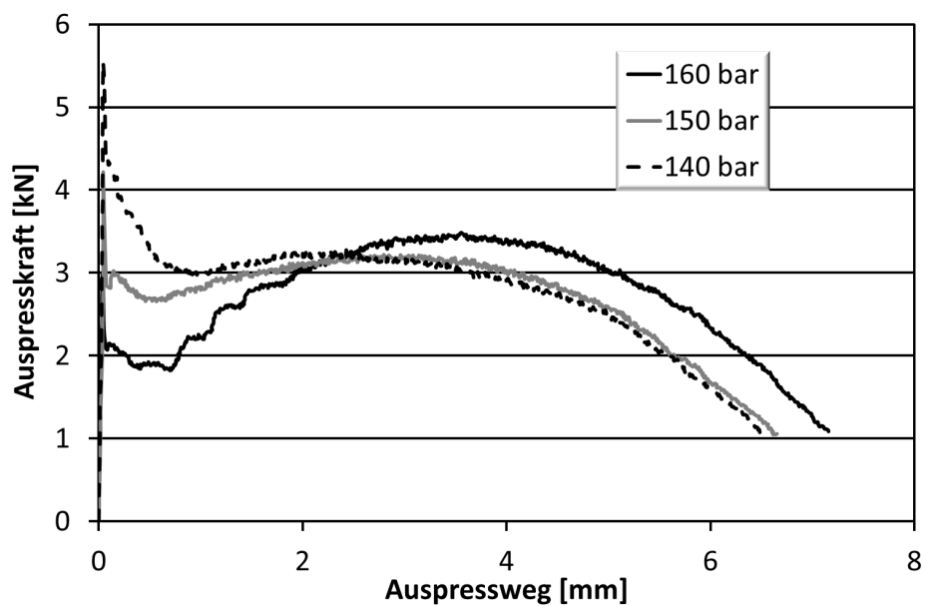


Abb. 11.19: Auspresskraft-Weg-Verlauf für drei unterschiedliche Hydraulikdrücke der Schließvorrichtung zu Beginn des Fügevorgangs

... daß diese Furcht zu irren schon der Irrtum selbst ist.

Georg Wilhelm Friedrich Hegel (1770 - 1831 Berlin, Deutschland)

12 Lebenslauf

Florian Dörr

geboren am 15. März 1983 in Stuttgart

1989 bis 1993 Ostheimer Grundschule Stuttgart

1993 bis 2002 Zeppelin-Gymnasium Stuttgart

2002 bis 2003 Grundwehrdienst

in 2003 6-wöchiges Vorpraktikum bei der Mahle GmbH

2003 bis 2005 Vordiplom im Fach Maschinenwesen

2006 bis 2007 Hilfwissenschaftler (HIWI) am Institut für Umformtechnik im
Kompetenzzentrum Massivumformung

2007 bis 2008 6-monatiges Fachpraktikum bei der Mahle GmbH in Markgröningen

2005 bis 2009 Hauptdiplom mit Fachrichtung allgemeiner Maschinenbau

1. Hauptfach: Umformtechnik

2. Hauptfach: Materialprüfung, Werkstoffkunde und Festigkeitslehre

Abschluss: Diplom-Ingenieur

2008 bis 2009 Diplomarbeit bei der Daimler AG am Standort Ulm (Titel:
Untersuchungen zum Umformpotenzial hochfester
Aluminiumlegierungen der 7000er-Reihe im Automobilbau)

2009 bis 2015 wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Umformtechnik der
Universität Stuttgart

seit 2015 Prozess- und Entwicklungsingenieur im Bereich Umformtechnik bei der
Modine Europe GmbH in Filderstadt / Bonlanden

Persönliches:

Familienstand: verheiratet, 1 Kind