

# Grundlagen der Prozessgestaltung für das Fügen durch Weiten mit Innenhochdruck

Von der Fakultät Maschinenbau der  
Technischen Universität Dortmund  
zur Erlangung des akademischen Grades eines  
Doktors der Ingenieurwissenschaften  
genehmigte Dissertation

von  
Dipl.-Wirt.-Ing. Michael Marré  
aus  
Remscheid

2009

Berichter: Prof. Dr.-Ing. A. Erman Tekkaya (Technische Universität Dortmund)  
Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Matthias Kleiner (Deutsche Forschungsgemeinschaft)  
Prof. Dr.-Ing. Volker Schulze (Universität Karlsruhe)

Tag der mündlichen Prüfung: 29. Mai 2009

Dortmunder Umformtechnik

**Michael Marré**

**Grundlagen der Prozessgestaltung für das Fügen  
durch Weiten mit Innenhochdruck**

D 290 (Diss. Technische Universität Dortmund)

Shaker Verlag  
Aachen 2009

**Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek**

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über <http://dnb.d-nb.de> abrufbar.

Zugl.: Dortmund, Technische Univ., Diss., 2009

Copyright Shaker Verlag 2009

Alle Rechte, auch das des auszugsweisen Nachdruckes, der auszugsweisen oder vollständigen Wiedergabe, der Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen und der Übersetzung, vorbehalten.

Printed in Germany.

ISBN 978-3-8322-8361-2

ISSN 1619-6317

Shaker Verlag GmbH • Postfach 101818 • 52018 Aachen

Telefon: 02407 / 95 96 - 0 • Telefax: 02407 / 95 96 - 9

Internet: [www.shaker.de](http://www.shaker.de) • E-Mail: [info@shaker.de](mailto:info@shaker.de)

„Wasser ist ein freundliches Element für den, der damit bekannt ist und es zu behandeln weiß.“

Johann Wolfgang Goethe (1809)-



**Gewidmet meiner Frau Michaela**

Sie hat mit viel Geduld, Verständnis und Verzicht zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen.







## **Danksagung**

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Umformtechnik und Leichtbau der Technischen Universität Dortmund.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. A. Erman Tekkaya für die intensive wissenschaftliche Betreuung der Arbeit und die damit verbundenen leidenschaftlichen und zahlreichen Diskussionen. Aus diesen Gesprächen habe ich viele Anregungen zu meiner Arbeit erhalten und angenommen. Das mir entgegengebrachte Vertrauen und die intensive Förderung schätze ich sehr und waren mir ein wichtiger Grundpfeiler für das Gelingen dieser Arbeit.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Matthias Kleiner danke ich sehr für die Möglichkeit zur Durchführung meiner Arbeit im Rahmen des SFB/Transregio 10 an seinem Institut. Ferner möchte ich mich für die kostbare Zeit und die wertvollen Anregungen bedanken, die ich beide gerne und zahlreich erhalten und in Anspruch genommen habe.

Für die Übernahmen des Koreferates und die aufmerksame Durchsicht meiner Arbeit, sowie die anregende und gute Zusammenarbeit danke ich herzlich Herrn Prof. Dr.-Ing. Volker Schulze.

Frau Verena Psyk danke ich für die sehr ausführliche, detaillierte und kritische Durchsicht meiner Arbeit. Die sehr große Diskussionsbereitschaft und die fachliche Unterstützung waren mir stets eine große Hilfe während meiner Zeit am Institut.

Herrn Gerd Sebastiani, Herrn Koray Demir und Herrn Andres Weinrich möchte ich für die freundschaftliche und professionelle Unterstützung bei der Erstellung der FE-Berechnungen danken. Herrn Dr.-Ing. Marco Schikorra und Frau Nadine Kessler danke ich für die sehr guten Anregungen zu meiner Arbeit. Darüber hinaus bedanke ich mich bei Herrn Jens Rautenberg und Christian Weddeling und allen Kolleginnen und Kollegen für die tatkräftige Unterstützung und die große Hilfsbereitschaft während meiner Zeit am Institut. Frau Dr.-Ing. Désirée Risch und Herrn Dr.-Ing. Alexander Brosius danke ich für die Möglichkeit zur intensiven und leidenschaftlichen Diskussion, nicht nur zu wissenschaftlichen Fragestellungen. Herrn Prof. Dr.-Ing. Werner Homberg und Frau Dr.-Ing. Charlotte Beerwald möchte ich für die lehrreiche und interessante Zusammenarbeit danken. Frau Beate Ulm-Brandt danke ich für die sprachliche Korrektur der Arbeit.

Für die Unterstützung im experimentellen Bereich bedanke ich mich bei den Herren Werner Feuerer, Andreas Herdt, Dirk Hoffmann, Peter Runte, Frank Volk und Ulrich Wornalkiewicz, sowie den studentischen Hilfskräften Martin Dragan, Soeren Gies, André Oleschko und Christoph Baron.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Frank Vollertsen danke ich dafür, dass er mein Interesse an der Umformtechnik frühzeitig erkannt und mich während seiner Lehrtätigkeit an der Universität Paderborn unterstützt hat.

Ein herzliches Dankeschön gebührt meinen Eltern Margarete und Wolfgang Marré auf deren Unterstützung ich zu jeder Zeit vertrauen kann und die mir diesen beruflichen Werdegang ermöglichten und mich stets nach allen Kräften gefördert haben.

Abschließend möchte ich mich bei meiner Frau Michaela bedanken, die durch den Verzicht auf viele gemeinsame Stunden, mit sehr viel Geduld und Rücksicht diese Arbeit unterstützt hat und für den nötigen Rückhalt sorgte. Ihr widme ich diese Arbeit.



---

<b>Formelzeichen und Abkürzungen .....</b>	<b>III</b>
<b>1 Einleitung.....</b>	<b>1</b>
<b>2 Stand der Kenntnisse.....</b>	<b>5</b>
2.1 Autofrettage und Fügen durch Weiten von rohrförmigen Profilen.....	7
2.1.1 Fügen durch elektromagnetische Umformung .....	10
2.1.2 Rohreinwalzen.....	14
2.1.3 Fügen durch Innenhochdruckumformung .....	18
2.1.3.1 Gesenkfrees Innenhochdruckfügen .....	18
2.1.3.2 Gesenkgebundenes Innenhochdruckfügen .....	29
2.2 Rotationssymmetrischer Spannungs- und Dehnungszustand.....	31
2.2.1 Gleichungen zur linearen Elastizitätstheorie .....	31
2.2.2 Fließbedingung und Vergleichsspannung .....	36
2.3 Zusammenfassung.....	42
<b>3 Zielsetzung.....</b>	<b>45</b>
<b>4 Prozessanalyse zum Fügen durch Innenhochdruck.....</b>	<b>47</b>
4.1 Analytischer Ansatz zur Berechnung des Passfugendruckes kraftschlüssiger Fügeverbindungen bei dünnwandigem inneren Fügepartner .....	48
4.2 Fügeprozessgestaltung auf Basis der linearen Elastizitätstheorie .....	56
4.3 Bestimmung von signifikanten Prozesskennwerten des IH-Fügeprozesses .....	58
4.3.1 Bestimmung eines minimalen zulässigen Wirkmediendruckes zur Durchführung einer Bauteilfüllung vor Beginn des Fügens .....	59
4.3.2 Ermittlung eines Wirkmediendruckes zur Auslegung der notwendigen maximalen Druckbereitstellung eines Hochdruckaggregates .....	60
4.4 Analytischer Ansatz zur Bestimmung eines Prozessfensters.....	64
4.4.1 Bestimmung eines notwendigen minimalen Wirkmediendruckes .....	64
4.4.2 Analytischer Ansatz zur Bestimmung eines sinnvollen maximalen Wirkmediendruckes für die Erzeugung eines Passfugendruckes.....	66
4.5 Prozessfenster zum Fügen durch Innenhochdruck.....	69
4.6 Zusammenfassung.....	74

---

<b>5</b>	<b>Berechnung des Passfugendruckes kraftschlüssiger IH-Fügeverbindungen mithilfe der FEM .....</b>	<b>77</b>
5.1	Aufbau und Durchführung der FE-Berechnungen .....	77
5.2	Analyse der durchgeführten FE-Berechnungen .....	78
5.3	Berechnung des Passfugendruckes und von Prozesskennwerten des Innenhochdruck-Fügeprozesses mithilfe der FEM .....	79
5.4	Vergleich von analytischer und numerischer Berechnung .....	82
5.5	Zusammenfassung .....	86
<b>6</b>	<b>Versuchseinrichtungen und -durchführung .....</b>	<b>87</b>
6.1	Versuchsproben und Werkstoffe .....	89
6.2	Abmessung der Fügepartner Vorbereitung der Fügestelle .....	93
6.2.1	Auswahl eines geeigneten Reinigungsprozesses .....	94
6.2.2	Klebstoffapplikation .....	97
6.2.3	Einsatz von Strahlperlen .....	99
6.3	Fügen mit Innenhochdruck .....	100
6.3.1	Versuchseinrichtungen zum Fügen mit Innenhochdruck .....	100
6.3.2	Fügewerkzeug .....	101
6.3.3	Versuchsdurchführung des Innenhochdruckfügens .....	103
6.4	Versuchseinrichtung zum Prüfen der Fügeverbindungen .....	104
<b>7</b>	<b>Experimentelle Untersuchungen zum Innenhochdruckfügen .....</b>	<b>107</b>
7.1	Ergebnisse zum kraftschlüssigen Fügen durch Innenhochdruck .....	107
7.2	Ergebnisse zum Innenhochdruckfügen und Kleben .....	113
7.3	Ergebnisse zum Einsatz von Hartstoffpartikeln in der Passfuge .....	115
7.4	Zusammenfassung .....	116
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick .....</b>	<b>117</b>
<b>9</b>	<b>Verzeichnisse .....</b>	<b>121</b>
9.1	Literaturverzeichnis .....	121
9.2	Abbildungsverzeichnis .....	134
9.3	Tabellen .....	137
9.4	Anhang .....	138

## Formelzeichen und Abkürzungen

Im Rahmen dieser Arbeit werden folgende Vereinbarungen für die Indexnotation bei Formelschreibweise verwendet:

Reihenfolge im Index	Indexzeichen	Bedeutung
Erstes Zeichen (1)	A	Bezug auf den äußeren Fügepartner
Erstes Zeichen (1)	I	Bezug auf den inneren Fügepartner
Zweites Zeichen (2)	a	Äußere geometrische Größe (z.B. Außenradius)
Zweites Zeichen (2)	i	Innere geometrische Größe (z.B. Innenradius)

Beispiel:

$D_{A,i}$  Innendurchmesser des äußeren Fügepartners

Indexzeichen (x)	Bedeutung
r	Betrachtung in radialer Richtung
z	Betrachtung in axialer Richtung
$\vartheta$ bzw. t	Betrachtung in Umfangsrichtung

Beispiel:

$\sigma_r$  Spannung in radialer Richtung

### Formelzeichen

Zeichen	Einheit	Bedeutung
$A$	%	Bruchdehnung
$A_0$	mm <sup>2</sup>	Ausgangsquerschnitt
$A_{Fr}$	mm <sup>2</sup>	Kontaktfläche zwischen den Fügepartnern
$A_g$	%	Gleichmaßdehnung
$A_K$	mm <sup>2</sup>	Klebefläche zwischen den Fügepartnern
$a_0$	mm	Radiales Fügenspiel zwischen zwei Bauteilen
$b_x$	m/s <sup>2</sup>	Beschleunigung
$b_d$	mm	Breite der Dichtung

Zeichen	Einheit	Bedeutung
$b_{\text{Nut}}$	mm	Breite der Nut
$C$	As/V	Kapazität
$D$	mm	Durchmesser
$d_f$	mm	Durchmesser der Passfuge
$d_{Fz}$	mm	Durchmesser des Fügwerkzeuges
$E$	MPa	Elastizitätsmodul
$F$	N	Axiallast
$F_{\text{max}}$	N	Maximale Zugkraft
$F_v$	N	Vorkraft
$F_{\text{Zug}}$	N	Trennkraft
$f_x$	N	Volumenkraft
$H_2$	A/m	Magnetfeldstärke
$H$	mm	Höhe des Zylinders
$I$	A	elektrische Stromstärke
$k_f$	MPa	Fließspannung
$L$	H	Induktivität
$L_c$	mm	Gesamtlänge der Zugprobe
$L_t$	mm	Versuchslänge beim Zugversuch
$L_0$	mm	Anfangsmesslänge
$L_x$	mm	austragende Länge des Stopfens
$l$	mm	Länge
$L_0$	mm	Drucküberstandslänge
$l_f$	mm	nominale Länge der Fügezone
$l_N$	mm	Länge der Nabe
$l_w$	mm	Länge der Welle
$M_t$	Nm	Momentlast
$n$	-	Anzahl

Zeichen	Einheit	Bedeutung
$p$	MPa	Passfugendruck
$p_a$	MPa	Aussendruck
$p_i$	MPa	Innendruck
$p_k$	MPa	Kontaktdruck
$p_w$	MPa	Resultierender Wirkmediendruck auf ein Bauteil
$p_{1,2}^{(pl)}$	MPa	Druck bei dem plastisches Fließen beginnt
$p_1^{(vp)}$	MPa	Druck für die vollplastische Aufweitung
$p_A^{(w)}$	MPa	Realer Wirkdruck auf die Nabe
$p_{mag}$	MPa	magnetischer Druck
$Q$	-	Durchmesser Verhältnis
$Q_E$	-	Verhältnis der Elastizitätsmoduln ( $E_I/E_A$ )
$Q_k$	-	Verhältnis der Fließgrenzen der Fügepartner ( $k_{f,I} / k_{f,A}$ )
$R$	$\Omega$	elektrischer Widerstand
$R_e$	MPa	Streckgrenze
$R_m$	N	Zugfestigkeit
$R_{p\ 0,2}$	N	0,2%-Dehngrenze
RZ	$\mu\text{m}$	Rauheitsspitzen
$r$	mm	Radius
$r_m$	mm	mittlerer Radius
$S$	-	Sicherheitsfaktor
$S_{ax-2}$	N	Stempelkraft der Axialstempel in Phase 2
$s$	mm	Wandstärke
$\underline{s}$	-	Standartabweichung
$T$	K	aktuelle Temperatur
$T_0$	K	Referenztemperatur
$t_N$	mm	Nuttiefe
$U_G$	mm	Glättungsmaß

Zeichen	Einheit	Bedeutung
$U_i$	mm	Istübermaß
$u$	mm	Verschiebung
$v_p$	mm/s	Prüfgeschwindigkeit
$w$	mm	Verschiebung in z-Richtung
$\bar{x}$	versch.	Mittelwert
$x_n$	versch.	Statistische Merkmalsausprägung
$z$	mm	axiale Koordinatenrichtung
Zeichen	Einheit	Bedeutung
$\varepsilon_{1,2}(p_i)$	-	Dehnung unter Innendruck
$\varepsilon_{1,2}(p)$	-	Dehnung durch den Passfugendruck
$\varepsilon_x$	-	Dehnung
$\varepsilon_g$	-	Erforderliche tangentielle Dehnung zur Überwindung des Fügespiels
$\varepsilon_{pl}$	-	Dehnung bei der plastisches Fließen beginnt
$\sigma_0$	MPa	Axiale Ausgangsspannung
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	MPa	Hauptspannungen
$\sigma_{min}$	MPa	minimale Hauptspannung
$\sigma_{max}$	MPa	maximale Hauptspannung
$\sigma_{v(SH)}$	MPa	Vergleichsspannung (Schubspannungshypothese)
$\sigma_{v(GEH)}$	MPa	Vergleichsspannung (Gestaltänderungsenergiehypothese)
$\sigma_{Rest}$	MPa	Spannungen in einem Bauteil nach Rücknahme der Prozesskräfte
$\sigma_{tA}$	MPa	Tangentialspannung während der Autofrettage
$\sigma_{vA}$	MPa	Vergleichsspannung während der Autofrettage
$\sigma_x$	MPa	Spannung

Zeichen	Einheit	Bedeutung
$\rho$	kg/m <sup>3</sup>	Dichte
$\rho_p$	mm	Radius der plastischen Zone
$\nu$	-	Querkontraktionszahl
$V_{XX}$	-	Haftbeiwert nach DIN 7190
$\tau_B$	MPa	Schubspannung
$\mu$	-	Reibzahl
$\mu_e$		effektive Reibzahl
$\mu_0$	H/m	magnetische Feldkonstante
$\alpha_T$	1/K	Wärmeausdehnungskoeffizient
$\Delta$	-	Prefix zur Kennzeichnung einer Änderung
$\varphi$	-	Umformgrad
$\vartheta$	-	Umfangswinkel
$\kappa$	MS/m	elektrische Leitfähigkeit

### Symbole und Abkürzungen

AB	Aktives Bauteil
Al 99,5	Aluminiumlegierung
Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Aluminiumoxid
AlCuMg	Aluminiumlegierung
AlMgSi	Aluminiumlegierung
AZ31	Magnesiumlegierung
CuZn	Kupferlegierung
DC04	Stahllegierung

---

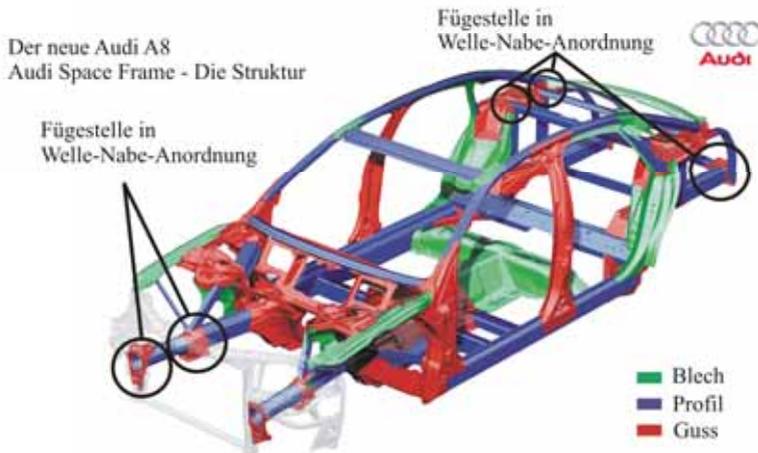
DP490	Handelsbezeichnung eines Zweikomponenten-Konstruktionsklebstoffes auf Epoxidharzbasis
EMU	Elektromagnetische Umformung
EN-AW6060	Aluminiumlegierung
FEM	Finite-Elemente-Methode
GEH	Gestaltänderungsenergiehypothese
HD-M189-3L	Handelsbezeichnung einer Hochdruckpumpe
IH	Innenhochdruck
IHF	Innenhochdruckfügen
IHU	Innenhochdruckumformung
Inconel 690	Stahllegierung
KIK	Kombiniertes Fügen durch Innenhochdruckumformung und Kleben
MgAl	Magnesiumlegierung
NC	Numerical Control
ND-M72	Handelsbezeichnung einer Niederdruckpumpe
PB	Passives Bauteil
S235	Stahllegierung
SA-580	Stahllegierung
SFCu	Kupferlegierung
SH	Schubspannungshypothese
X5CrNi18-10	Stahllegierung
ZStE 340	Stahllegierung

## 1 Einleitung

Im Rahmen der schwerpunktmäßigen Weiterentwicklung der Fahrzeugtechnologie wird zurzeit auf die Optimierung der Antriebstechnik und die Verringerung des Fahrzeuggewichts fokussiert. Das Ziel dieser Weiterentwicklung ist neben der Reduktion des Flottenverbrauchs eine Reduktion des CO<sub>2</sub>-Ausstoßes von 185 g (1995) auf unter 120 g pro gefahrenen Kilometer bis zum Jahr 2012 [Ano08]. Dabei ist eine erfolgreiche Vorgehensweise, das Fahrzeuggewicht zu verringern, die Umsetzung von Leichtbaustrategien, wie beispielsweise die des Werkstoffleichtbaus [Kle03, Bye07]. Unter dem Werkstoffleichtbau wird in erster Linie die Substitution von Werkstoffen mit hoher Dichte durch Werkstoffe mit geringer Dichte (z.B. Stahl durch Aluminium und Magnesium) verstanden. Im Jahr 1978 betrug der Anteil von Aluminium in einem europäischen PKW 32 kg. Für Komponenten im Bereich der Karosserie wurde ausschließlich Stahl eingesetzt. Der Gesamtverband der Aluminiumindustrie prognostiziert für das Jahr 2010 einen durchschnittlichen Anteil von 160 kg in einem europäischen PKW, davon entfällt ein Drittel auf Räder und Fahrwerk, ein weiteres Drittel wird im Bereich der Karosserie eingesetzt. Für dieses Anwendungsspektrum wird sich der Anteil der eingesetzten Aluminiumknetlegierungen mit 45%, gegenüber 10% im Jahr 1978, deutlich erhöht haben [Hei08]. Aluminiumknetlegierungen werden beispielsweise für die Fertigung von Strangpressprodukten eingesetzt. Von diesen, wird der überwiegende Anteil im Verkehrs- und Transportwesen, beispielsweise zu tragenden Rahmenstrukturen, verarbeitet. Insbesondere im Automobilbau wird eine Vielzahl von Strangpressprofilen in unterschiedlichen Fahrzeugtypen eingesetzt [Web07].

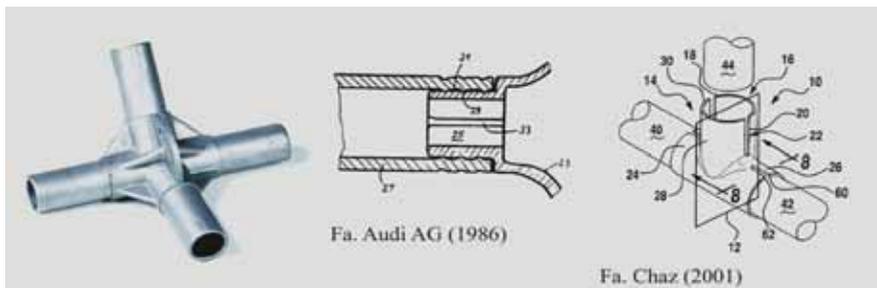
Im Fahrzeugbau existiert der Trend zu einer Individualisierung der Fahrzeuge hinsichtlich Design, Ausstattung und Leistung, welches sich in einer rezessiven Losgrößenentwicklung bei gleichzeitiger horizontaler Produktdiversifikation ausdrückt. Individualisierte Produkte generieren die Forderung nach flexiblen, kleinserientauglichen Prozessketten, die in der Lage sind, hohe Produktqualitäten prozesssicher zu fertigen [Cha06]. Hier gilt es, die Fertigung von Einzelbauteilen und das Fügen zu Baugruppen, die aus Leichtbauwerkstoffen gefertigt worden sind, prozesssicher zu ermöglichen. Für die Fertigung von leichten Tragwerken kommen heute üblicherweise thermische Fügeverfahren zum Einsatz. Moderne thermische Fügeverfahren wie das Laserstrahlschweißen ermöglichen die Erzeugung von hochfesten Fügeverbindungen. Für das Laserstrahlschweißen ist jedoch eine vergleichsweise hohe Genauigkeit bei der Fügestellenvorbereitung und damit eine aufwändige Bearbeitung der Nahtkanten, in einem zusätzlichen, vorgelagerten Prozessschritt erforderlich [Zäh04]. Ein weiterer Nachteil ist der hohe apparative Aufwand, der für die Erzeugung einer Relativbewegung zwischen den Werkstücken und dem Laserstrahl benötigt wird. Dies zieht neben einem hohen Aufwand an Invest und Fertigungsvorbereitung auch eine verlängerte Prozesskette und dadurch eine erweiterte Störanfälligkeit nach sich, sodass sich dies für einen Einsatz in einer flexiblen, kleinserientauglichen Prozesskette nachteilig auswirken kann [Hom04]. Gerade für den Fall des profilintensiven Tragwerkbaus können umformtechnische Fügeverfahren eine gute Alternative zu thermischen Fügeverfahren sein, da hier großes Potenzial zur Überwindung der beim thermischen Fügen existierenden Probleme besteht. Insbesondere für

das Fügen rohrförmiger Halbzeuge bieten sich die Verfahrengruppen des „Fügen durch Weiten“ und „Fügen durch Engen“ an. Bild 1.1 zeigt Verbindungsstellen, die in einer typischen Welle-Nabe-Anordnung vorkommen.



**Bild 1.1 Audi Space Frame mit Fügestelle in Welle-Nabe-Anordnung [aus Klei03a]**

Diese Fügestellen bieten sich für einen Einsatz des Innenhochdruckfügens aufgrund ihrer Anordnung, Zugänglichkeit und des Einsparpotenzials bei der Fügestellenvorbereitung an. Bild 1.2 zeigt Verbindungselemente aus Tragwerken bzw. Rahmenstrukturen, die für ein Fügen durch Weiten sinnvoll erscheinen.



**Bild 1.2 Verbindungselemente in Welle-Nabe-Anordnung**

Aus diesem Grund werden im Rahmen dieser Arbeit grundlegende Untersuchungen für das Fügen durch Weiten mittels Innenhochdruck von Aluminiumprofilen durchgeführt. Die Orientie-

rung der Fügeteile soll dabei der hier aufgezeigten typischen Welle-Nabe-Anordnung entsprechen. Für die Entwicklung einer Berechnung soll auf analytische und Finite-Element-Methoden zurückgegriffen werden. Neben der Auslegung der Fügestelle hinsichtlich ihrer quasistatischen Festigkeit soll sowohl auf die Prozessführung als auch auf die Auswahl geeigneter Hochdruck-Aggregate, die in der Lage sind, die geforderten Wirkmediendrucke zu erzeugen, eingegangen werden.



## 2 Stand der Kenntnisse

Für die Fertigung von Industriegütern aus Baugruppen und Einzelteilen zu komplexen Produkten nehmen die Fügeverfahren einen besonderen Stellenwert im Produktentstehungsprozess ein, da viele komplexe Produkte ohne deren Einsatz nicht herstellbar sind. Allein die DIN 8593 - Fertigungsverfahren Fügen - gibt 72 Unterteilungen von standardisierten Fügeverfahren an [DIN03a]. In Abhängigkeit der zu fügenden Halbzeugarten und der wiederholbaren, zerstörungsfreien Montierbarkeit kann die Auswahl möglicher Fügeverfahren anhand der DIN 8593 erfolgen. Bild 2.1 fasst diese Abhängigkeiten bei der Auswahl von Fügeverfahren in Anlehnung an die DIN zusammen.

Blech / Blech	Blech / Profil	Profil / Profil	
<p><b>Zusammensetzen</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Ineinanderschieben</li> </ul> <p><b>Anpressen/Einpressen</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Klammern</li> <li>• Schrauben</li> </ul> <p><b>Fügen durch Umformen</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Falzen</li> <li>• Verlappen</li> <li>• Durchsetzfügen</li> <li>• Nietverfahren</li> </ul> <p><b>Schweißen</b> <b>Kleben</b> <b>Löten</b></p>	<p><b>Zusammensetzen</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Ineinanderschieben</li> </ul> <p><b>Anpressen/Einpressen</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Klammern</li> <li>• Schrauben</li> </ul> <p><b>Fügen durch Umformen</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Kerben</li> <li>• Fügen durch Weiten Rohreinwalzen Innenhochdruckfügen EM-Umformung</li> <li>• Fügen durch Engen EM-Umformung Sicken</li> <li>• Bördeln</li> <li>• Verlappen</li> <li>• mech. Fügeverfahren</li> </ul> <p><b>Schweißen</b> <b>Kleben</b> <b>Löten</b></p>	<p><b>Zusammensetzen</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Ineinanderschieben</li> <li>• Federn/Einspreizen</li> </ul> <p><b>Anpressen/Einpressen</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Klammern</li> <li>• Schrauben</li> <li>Verspannen/Verkeilen</li> </ul> <p><b>Fügen durch Umformen</b></p> <ul style="list-style-type: none"> <li>• Kerben</li> <li>• Fügen durch Weiten Rohreinwalzen Innenhochdruckfügen EM-Umformung</li> <li>Fügen durch Engen EM-Umformung Sicken</li> <li>• Bördeln</li> <li>• Verlappen</li> <li>• mech. Fügeverfahren</li> </ul> <p><b>Schweißen</b> <b>Kleben</b> <b>Löten</b></p>	<p>zerstörungsfrei lösbar</p> <p>zerstörend lösbar</p>

**Bild 2.1 Genormte Fügeverfahren in Abhängigkeit von der Halbzeugart und in Anlehnung an die DIN 8593**

Sowohl die oben genannten Randbedingungen zum Fügen der gewählten Halbzeugart als auch die Anforderungen an die Fügestelle und deren Erzeugung beeinflussen schließlich die Wahl des einzusetzenden Fügeverfahrens. Eine Hilfestellung bei der Auswahl eines geeigneten Fügever-

fahrens in Abhängigkeit der zu fügenden Werkstoffe, der zu erzielenden Festigkeit, Geometrien, Gewicht der Fügestelle oder weiterer Randbedingungen gibt diese Norm jedoch nicht.

Für den Bau von Tragwerkstrukturen im Bereich der Automobilindustrie kommen heute üblicherweise thermische und mechanische Fügeverfahren zum Einsatz. BARNES diskutiert typische bzw. gut geeignete Fügeverfahren für die Fertigung von Aluminium-Leichtbaustrukturen, die für die Automobilindustrie hergestellt werden [Bar00a]. Er unterscheidet dabei zwischen Fügstellen, die mithilfe einer flüssigen (z.B. Schmelzschweißverfahren) oder festen (z.B. Rührreißschweißen) Phase erzeugt werden. In [Bar00b] werden die Einsatzspektren von klebtechnischen und klassischen mechanischen Fügeverfahren, wie dem Durchsetzfügen und Stanznieten, dargestellt. Zusätzlich wird auf neuere Entwicklungen, wie zum Beispiel das Fließblochen oder Direktverschrauben, verwiesen. Beide Quellen zeigen Vor- und Nachteile ausgewählter typischer Fügeverfahren im Aluminium-Leichtbau auf und geben Empfehlungen zur Auswahl geeigneter Fügeverfahren. Eine umfangreichere Darstellung zur Prozessführung und zur gezielten Fügstellenauslegung und -systemauswahl unter Berücksichtigung der klassischen mechanischen Fügeverfahren wird von HAHN gegeben. In Bezug auf die zu fügende Halbzeugart wird schwerpunktmäßig auf Blech-Blechverbindungen eingegangen [Hah96].

Um Aluminiumprofile zu Space-Frame-Strukturen verbinden zu können, kann der Einsatz von Verbindungsknoten erforderlich sein. Für das Fügen von Knotenbauteilen, die mithilfe der Innenhochdruckumformung aus Aluminiumstrangpressprofilen hergestellt worden sind, vergleicht HAHN die Fügstelleneigenschaften von thermisch, mechanisch und klebtechnisch hergestellten Fügeverbindungen. Des Weiteren wird eine Prozessführungsstrategie zur Kombination des Klebens mit dem Sicken und mit Schnappverbindungen gegeben. Im Rahmen dieser Arbeiten wurden Aluminiumknotenprofile mit rechteckigem Querschnitt gefügt und hinsichtlich ihrer Verbindungseigenschaften charakterisiert. Die Fügstellen wurden auf den ebenen Profilabschnitten zwischen den Profillecken aufgebracht, sodass diese Fügstellen, vergleichbar mit Verbindungen blechförmiger Halbzeuge, erzeugt worden sind [Hah00].

Für den Bereich des automobilen Karosseriebaus in Mischbauweise gibt BRÜDGAM et al. eine Darstellung von Anforderungsprofilen an Fügeverfahren und die Füge-systemtechnik [Brü03]. Die diskutierten Anforderungen an eine Fügestelle und deren Erzeugung können sehr weitreichend formuliert werden. Neben den Forderungen nach der zu erzeugenden Festigkeit, der Prozesssicherheit und der Zugänglichkeit zur Fügestelle können dem Anforderungskatalog auch ökologische, gesetzliche und wirtschaftliche Aspekte hinzugefügt werden.

HOMBERG et al. beschreiben eine Auswahl von Einflussfaktoren auf die Fügstellenauslegung für das Fügen von leichten Tragwerken [Hom04]. Es wird dabei eine Vielzahl von Einflussfaktoren in drei primäre und sich gegenseitig beeinflussende Bereiche der Festigkeit, Konstruktion und Fertigungstechnik (Fügeverfahren) eingeordnet. Auch wird auf das Fügen durch Weiten bzw. Engen von leichten Tragwerkstrukturen eingegangen. Die umfangreich beschriebenen Anforderungen sind nicht vollständig und müssen für jede individuelle Fügeaufgabe gesondert er-

mittelt werden. Häufig beginnen Auswahl und Bewertung eines Fügeverfahrens mit der prinzipiellen Machbarkeit und einer Abschätzung der zu erzielenden Fügestelleneigenschaften (z.B. Festigkeiten unter quasistatischer Belastung), noch bevor ökonomische oder ökologische Randbedingungen Berücksichtigung finden.

Für den Bau von leichten Tragwerken werden häufig rohrförmige Profile eingesetzt, sodass im Rahmen dieser Arbeit schwerpunktmäßig eine Betrachtung des Fügens von Bauteilen auf Basis dieser Halbzeugart erfolgt [Kle03]. Unter der Bedingung, dass Fügestellen im Idealfall eine Lastübertragung über eine lokale und in Umfangsrichtung geschlossene Mantelfläche eines Kontaktbereiches gewährleisten sollen, bieten sich prinzipiell die umformtechnischen Fügeverfahren des Fügens durch Weiten und Fügens durch Engen an. Mithilfe beider Verfahren können lokal sowohl dominierend kraftschlüssige als auch dominierend formschlüssige Verbindungen hergestellt werden.

## 2.1 Autofrettage und Fügen durch Weiten von rohrförmigen Profilen

Das Verfahren der Autofrettage ist ein Randschichthärtungsverfahren, das zur Steigerung der Ermüdungsfestigkeit von Bauteilen, welche mit einer Wechselbeanspruchung unter Innendruck betrieben werden, eingesetzt wird. Dabei erfolgt eine plastische Aufweitung eines Teils des Querschnittes und eine elastische Aufweitung des korrespondierenden Restquerschnittes. Eine Auswahl anderer Randschichthärtungsverfahren, die eine partielle Aufweitung des Rohres durch mechanische Bearbeitung mit einem Wirkmedium oder Wirkenergie herbeiführen, ist in Tabelle 2-1 angegeben.

**Tabelle 2-1 Auswahl von Randschichthärtungsverfahren**

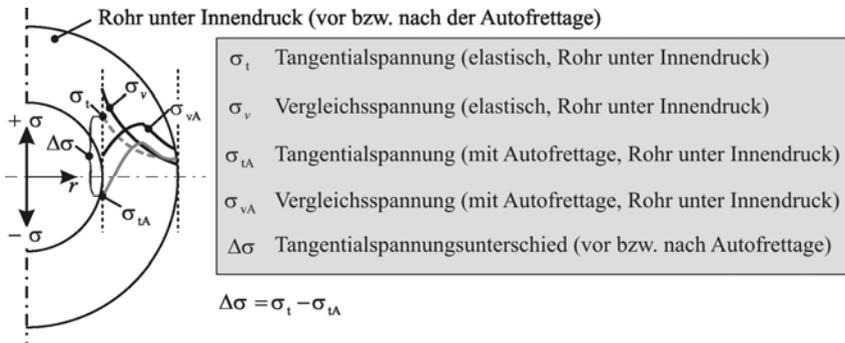
<b>Randschichthärtungsverfahren</b>	<b>Quelle</b>
Autofrettage	z.B.: [Ken00], [Gre06]
Kugelstrahlen	[Bri08]
Glatt- und Festwalzen	[Bri08]
Hochdruck-Wasserstrahlen	[Bri90]
Dornzug	[Dav62]
Gebaute Rohre (Fügen durch Einpressen oder Schrumpfen)	[Maj04],[Bha07]
Draht- oder streifenumwickelte Rohre	[Bha07], [Ere96]
Elektromagnetische Kompression	[Ere96]

Der Begriff Autofrettage stammt ursprünglich aus dem Französischen zu Beginn des 20. Jahrhunderts und wird häufig mit „Selbtschrumpfung oder Selbstberingung“ übersetzt. Diese Selbstberingung wurde erstmals in Frankreich bei der Fertigung von Kanonenrohren eingesetzt. Dazu wurden Stützringe durch thermisches Schrumpfen auf Kanonenrohre gefügt, sodass diese Stützringe unter tangential Zugspannungen und das Kanonenrohr unter tangential Druckspannungen gesetzt wurde [Greu06]. Bauteile, die typischerweise heute mit der Autofrettage hergestellt werden, sind im Bereich der Hochdrucktechnik zu finden, wie z.B. Injektoren, Leitungen oder Pumpen der Dieseleinspritztechnik, Hochdruckkomponenten [Greu06], Hydraulikzylinder [Ash98] und auch Zahnräder [Zhu86].

Zum Autofrettieren muss ein Wirkmediendruck aufgebracht werden, der mindestens zu einer plastischen Deformation des Randbereiches, also der inneren Faser eines Rohres, führt. Eine weitere Erhöhung des Wirkmediendruckes führt zu einem Fortschreiten der plastischen Deformation, beginnend am Innendurchmesser des Rohres. Der notwendige Radius dieser wachsenden plastischen Zone bzw. die Bestimmung eines optimalen Plastifizierungsradius oder -anteils am Querschnitt wird in der Literatur mithilfe einer Faustformel angeführt. Beispielsweise geben BERTUCCO et al. an, dass folgende Gleichung für die Abschätzung eines geeigneten plastischen Radius  $\rho_p$  unter Berücksichtigung des Innen- und Außenradius ( $r_i$  und  $r_a$ ) angewendet werden kann [Ber01, Köt93]

$$\rho_p = 0,5(r_a - r_i). \tag{2.1}$$

Durch die Rücknahme des Wirkmediendruckes, der zu dieser plastischen Deformation geführt hat, federt das Rohr gemäß seiner elastischen Anteile zurück, sodass sich an der Innenseite des Rohres tangential Druckeigenstressungen und an der Außenseite des Rohres tangential Zugsstressungen ausbilden, wie in Bild 2.2 dargestellt.



**Bild 2.2** Spannungen in einem dickwandigen Rohr beim Autofrettieren [nach Ber01]

Am Beispiel des Tangentialspannungsunterschieds  $\Delta\sigma$ , die Tangentialspannung ist hier Hauptspannung, vor und nach Beendigung der Autofrettage lässt sich zeigen, inwieweit die Autofrettage eine Änderung der Eigenspannungen herbeigeführt hat. An der Innenfaser des Rohres liegen nun tangential Druckspannungen vor. Bei einem autofrettierten Rohr, das mit einem Innendruck beaufschlagt wird, muss demnach dieser Druckspannungsanteil überwunden werden, bevor es zu einer weiteren Aufweitung des Rohres kommen kann.

Die Auslegung von Druckbehältern, und damit die geometrischen Grundlagen für die Durchführung der Autofrettage, wird häufig anhand von nationalen Vorschriften durchgeführt, die bereits starke Vereinfachungen und Sicherheitswerte beinhalten. Eine genaue Berechnung des Spannungsverlaufes kann beispielsweise mithilfe der LAMÉ-Gleichungen durchgeführt werden, sodass die Entscheidung über den Sicherheitsfaktor für den jeweiligen Anwendungsfall beim Konstrukteur liegt. Trotz der mannigfaltigen Vorschriften und Normen bezeichnet BERNARD die Wahl und Berechnung einer geeigneten Wandstärke von Druckbehältern als Paradoxon, da er in einem Vergleich verschiedener nationaler Normen eine zulässige Bandbreite bei der Wahl der Wandstärke von bis zu 24% feststellt [Ber86].

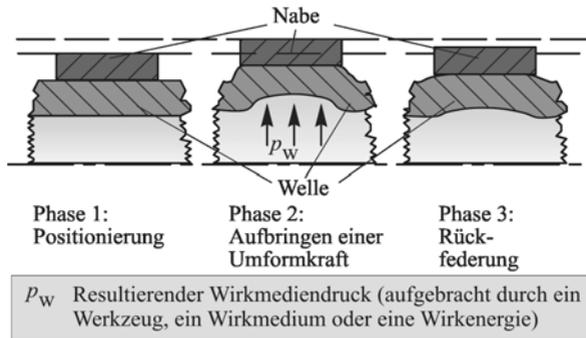
Auf Basis der Gestaltänderungsenergiehypothese gibt KLAPP für einen idealplastischen Werkstoff Gleichungen an, die die Berechnung von Axial-, Tangential- und Radialspannung für den Fall ermöglichen, dass Teil- und Voll-Aufrettage durchgeführt werden. Ferner wird für die teilplastische Aufweitung die Bestimmung des notwendigen Wirkmediendruckes angegeben. Die vorgestellten Berechnungen basieren dabei auf den LAMÉ-Gleichungen [Kla02]. Wird der Wirkmediendruck über denjenigen Druck, der für die Voll-Aufrettage erforderlich ist, gesteigert, so führt dies zum Bersten des Rohres, wenn die Dehngrenze des Werkstoffes erreicht ist. Werden gebaute Rohre verwendet, so ergibt sich jedoch kein Unterschied beim Berstdruck im Vergleich zu einem dickwandigen Rohr, das durch Autofrettieren randgehärtet wurde, wenn beide Methoden den gleichen Spannungszustand im Bauteil hervorrufen [Maj04]. Bei der Autofrettage wird ein Bauteil, beginnend am Innendurchmesser, teilplastisch umgeformt. Dabei wird vorgeschlagen, dass ein Anteil von ca. 50% des Querschnittes plastisch verformt wird, während der übrige Querschnitt lediglich elastisch aufgeweitet wird. Beim Fügen durch Weiten erfolgt die Verbundherzeugung dadurch, dass ein inneres Bauteil vollplastisch aufgeweitet wird und ein äußeres Bauteil lediglich eine elastische Aufweitung erfährt. Dabei erfolgt die Erzeugung einer Verbindung derart, dass ein hohlförmiges Innenteil in einen äußeren Fügepartner aufgeweitet wird und so eine kraft- oder formschlüssige Verbindung erzeugt werden kann. Die Aufweitung des Innenteils kann dabei genau wie bei den Randschichthärteverfahren unter Verwendung

- von Wirkenergie (z.B. eines elektromagnetischen Feldes),
- starrer Werkzeuge (z.B. durch Walzwerkzeuge) oder
- von Wirkmedien (z.B. eines Wasserdrucks)

erfolgen. Die Aufweitung der Fügepartner kann dabei gesenkgebunden (wie beispielsweise bei der konventionellen Innenhochdruckumformung), an „unendlich“ steifen Platten (wie beim Fü-

gen von Rohr-Rohrplattenverbindungen) oder für eine nicht geometriegebundene Aufweitung (wie z.B. bei der Erzeugung von Fügeverbindungen für die Fertigung gebauter Nockenwellen) durchgeführt werden.

Bild 2.3 zeigt den prinzipiellen Prozessablauf beim kraftschlüssigen Fügen durch Weiten am Beispiel zweier rotationssymmetrischer Bauteile.



**Bild 2.3** Prinzipielle Darstellung des Prozessablaufes beim Fügen durch Weiten (Darstellung ohne Werkzeuge) [Jan29]

Für das Fügen durch Weiten kann das Aufbringen einer Umformkraft auch in axialer Richtung erfolgen, sodass sich aufgrund der Volumenkonstanz ein Aufstauchen des Innenteils ergibt. Bei dem sogenannten Knickbauchen müssen jedoch beide Enden des Bauteils eingespannt werden, sodass die Zugänglichkeitsproblematik den Einsatz des Knickbauchens für den Tragwerksbau stark begrenzt und dieses Verfahren somit nicht vertieft dargestellt wird.

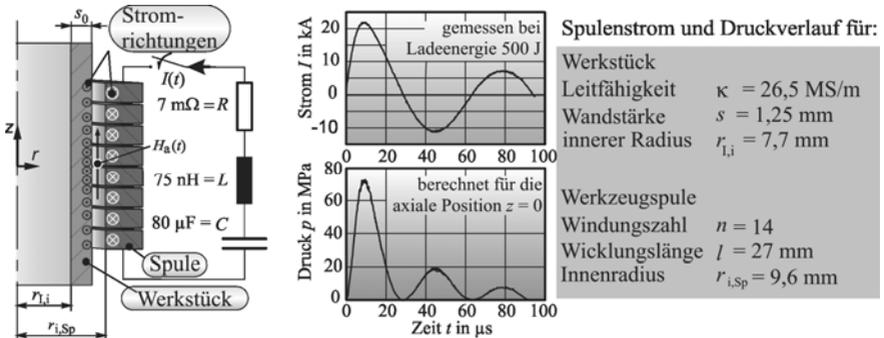
### 2.1.1 Fügen durch elektromagnetische Umformung

Die elektromagnetische Umformung (EMU) ist ein Hochgeschwindigkeitsumformverfahren mit Wirkenergie, sodass die Umformung auch in einem Vakuum erfolgen kann. Die Dauer des Umformprozesses beträgt wenige zehn bis 100 Mikrosekunden; dabei werden Geschwindigkeiten bis zu 300 m/s erreicht, sodass Dehnraten in der Größenordnung von  $10^2/s$  bis  $10^4/s$  erreicht werden können [Wei63]. Das Verfahren ist nur für metallische Werkstücke mit geschlossenem Querschnitt und aus elektrisch gut leitfähigem Material (z.B. Aluminium) mit hohem Wirkungsgrad einsetzbar. Eine Umformung mithilfe eines elektromagnetischen Druckes kann für Bleche oder Rohre durchgeführt werden. Dabei ist die Anordnung von Spule und Werkstück zum Gesenk oder Fügepartner entscheidend. Wie Bild 2.4 zeigt, kann mithilfe einer zylindrischen Spule eine Durchmesseränderung durch Kompression oder Expansion herbeigeführt werden. Die Umformung von Blechen kann durch den Einsatz von Flachspulen erreicht werden [Bee00].



**Bild 2.4** Verfahrensvarianten der EMU [Bee00]

Die mithilfe der elektromagnetischen Umformung hergestellten Fügeverbindungen können kraftschlüssig, formschlüssig und stoffschlüssig sein. Eine Lastübertragung kann auch durch eine Kombination dieser Mechanismen erfolgen. Die Herstellung von Fügeverbindungen mittels elektromagnetischer Kompression stellt derzeit das größte Anwendungsfeld des Verfahrens dar. Bei der EMU sind die erzielten Formänderungen eng gekoppelt an elektromagnetische Vorgänge, die im Folgenden näher beschrieben werden. Der Betrachtung wird dabei das in Bild 2.5 skizzierte Prozessmodell am Beispiel der elektromagnetischen Kompression zugrunde gelegt:



**Bild 2.5** Anordnung von Spule und Werkstück [Bee99b]

Es handelt sich um einen seriellen Schwingkreis, bei dem die Umformanlage durch den Kondensator  $C$ , den Innenwiderstand  $R$  und die innere Induktivität  $L$  symbolisiert wird und die Werkzeugspule mit dem rohrförmigen Werkstück als Last anzusehen ist. Durch die schlagartige Entladung des Kondensators fließt ein impulsförmiger Strom  $I(t)$  durch die Werkzeugspule, sodass innerhalb weniger Mikrosekunden ein entsprechendes Magnetfeld  $H(t,r,z)$  aufgebaut wird. Durch das zeitlich veränderliche Magnetfeld wird im elektrisch leitfähigen Werkstück wiederum ein dem Spulenstrom entgegengerichteter Strom induziert, durch den das Magnetfeld vom Inneren des Werkstücks abgeschirmt wird. Die Energiedichte eines Magnetfeldes entspricht einem senkrecht zum Magnetfeld wirkenden Druck. Da das Magnetfeld in Abhängigkeit von der Entlade-

frequenz, der Leitfähigkeit sowie dem Radius und der Wandstärke des Werkstücks mit der Zeit in das Werkstückinnere eindringt, ergibt sich der magnetische Druck  $p(t,r,z)$  aus dem Feld  $H_a(t)$  vor und dem eingedrungenen Feld  $H_i(t)$  hinter der Werkstückwand zu [Wil64, Win73]:

$$p(t,r,z) = \frac{1}{2} \cdot \mu_0 \cdot (H_a^2(t,r,z) - H_i^2(t,r,z)) \quad (2.2)$$

Dementsprechend ist bei der Prozessauslegung auf ein hinreichend hohes Verhältnis von Wandstärke zu Eindringtiefe zu achten, um  $H_i$  und die damit verbundenen Druckverluste zu minimieren. Mit der Randbedingung  $H_i \approx 0$  kann der wirksame Druck  $p(t)$  aus dem Feld  $H_a$  berechnet werden, dessen Betrag und Verlauf wiederum durch den Betrag und den zeitlichen Verlauf des Spulenstromes  $I(t)$ , die Windungsdichte (Anzahl pro axiale Länge) der Werkzeugspule sowie die Spaltweite zwischen Werkzeugspule und Werkstück bestimmt sind [Fin67]. Ein typischer Verlauf des Spulenstromes sowie der daraus bestimmte Druckimpuls an der Stelle  $z = 0$  sind ebenfalls in Bild 2.5 für eine bestimmte Anordnung von Werkzeugspule und Werkstück dargestellt. Wenn nun die durch den magnetischen Druck eingebrachten Spannungen die Fließgrenze des Rohrwerkstoffes überschreiten, beginnt die plastische Umformung des Werkstückes in Form einer radialen Einschnürung. Das Fließverhalten eines Werkstoffes ändert sich in Abhängigkeit der Umformgeschwindigkeit derart, dass hohe Umformgeschwindigkeiten den Verlauf der Fließspannung für den Werkstoff St37 in Richtung höherer Werte verschieben [Doe86]. Für die Ermittlung entsprechender Werkstoffkennwerte bei der Expansion entwickelte BAUER [Bau67] den dynamischen Aufweitversuch. Bei diesem Versuch wird ein rohrförmiges Werkstück mithilfe einer Zylinderspule aufgeweitet. Das Verhalten des Werkstücks bei der Aufweitung wurde mithilfe einer optischen Messung der Radienänderung aufgezeichnet. Dabei trifft ein linienförmiger Lichtstrahl, der entlang der Werkstückachse ausgerichtet ist, auf einen Sensor. Durch die Aufweitung des Rohres wird der Sensor abgeschattet, sodass sich die Radienänderung in Abhängigkeit der Zeit messen lässt. Eine Änderung der Fließspannung bei den Werkstoffen St37 und Kupfer wurde von BAUER ermittelt. Die verwendeten Aluminiumproben zeigten keine Dehnratenabhängigkeit [Bau67].

Die Bestimmung entsprechender Werkstoffparameter bei der Hochgeschwindigkeitsumformung kann nach BROSIUS mithilfe einer inversen Methode durchgeführt werden. Dabei wird die Umformung des Werkstückes messtechnisch erfasst und in ein FE-Programm zurückgeführt, sodass die Werkstoffkennwerte dann iterativ ermittelt werden können [Bro05]. Die messtechnische Erfassung des Umformvorganges bei der Rohrkompression bzw. -expansion erfolgt dabei mithilfe eines Messlasers [Bee04].

Das Fügen durch Weiten mithilfe eines elektromagnetischen Feldes bedingt, dass eine entsprechende Werkzeugspule in ein Rohr eingebracht wird und anschließend ein elektromagnetischer Druck zwischen Rohr und Werkzeugspule erzeugt wird, der zu einer Umformung führt. Der für die Aufweitung notwendige Druck wirkt dabei gleichermaßen auf Rohr und Werkzeugspule. Beispiele zum Umformen mittels Expansionsspulen zeigt Bild 2.6. Da die Herstellung einer

Werkzeugspule durch das Wickeln eines Drahtes auf einen Kern erfolgt, stellt der tangential wirkende Druck, der durch das elektromagnetische Feld aufgebaut wird, einen außen anliegenden mechanischen Druck auf die Spulenwicklung und somit eine ungünstige Belastungsart für diese Expansions-Werkzeugspule dar.



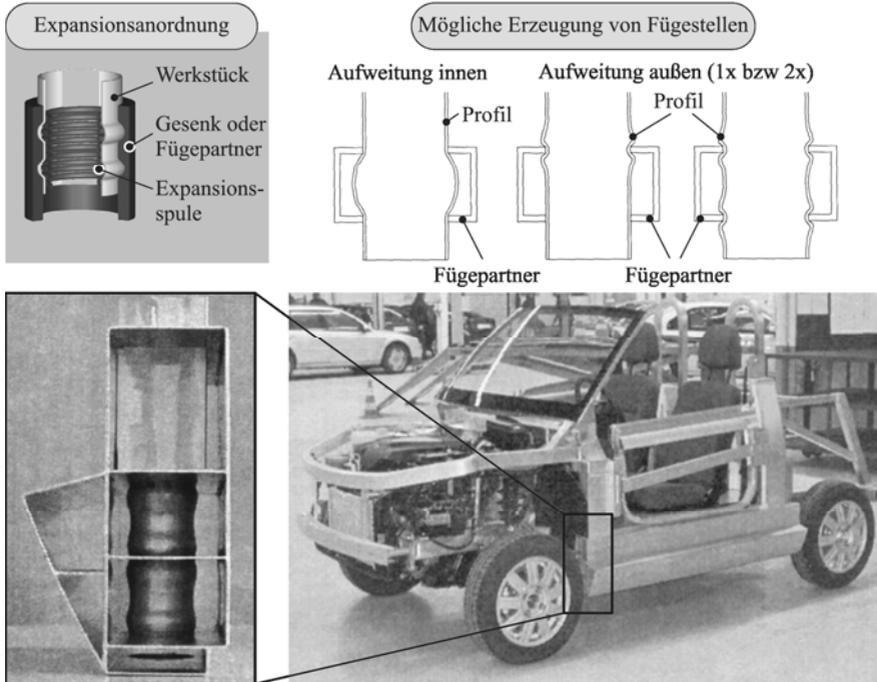
**Bild 2.6 Beispiele zum Umformen durch elektromagnetische Expansion [Son04]**

Ein außen anliegender Druck kann zum Ausknicken oder axialen Verschieben einzelner Windungen führen und somit von einer Änderung des magnetischen Feldes bis zur Zerstörung der Spule durch Zerrüttung der Isolation, die zwischen den Wicklungen liegt, führen [Bau73].

Auf Basis der linearen Elastizitätstheorie berechnet AL-AHMAD den Verspannungszustand zweier Rohre für die elektromagnetische Expansion. Die Idealisierungen, die bei der Entwicklung des Modells gemacht werden, entsprechen dabei dem Prozess des Innenhochdruckfügens, da beispielsweise die kinetischen Einflussfaktoren der EMU nicht berücksichtigt werden. Diese Gleichung berücksichtigt geometrische Größen, wie das Durchmesser Verhältnis von Innenteil ( $Q_I$ ) und Außenteil ( $Q_A$ ) sowie Werkstoffkenngrößen wie die Fließspannung der Welle  $k_{f,l}$ , die Querkontraktionszahl  $\nu$  und die E-Moduln des inneren ( $E_I$ ) und äußeren ( $E_A$ ) Bauteils. Dies führt auf eine Verspannungsgleichung für den Passfugendruck  $p$ , die in (2.3) dargestellt ist [AlA80].

$$p = \frac{k_{f,l} \cdot \left[ (1 + Q_A^2) + \nu \cdot (1 - Q_A^2) \right] - \frac{2 \cdot k_{f,l} \cdot Q_I^2}{E_I \cdot \sqrt{3 + Q_I^4}}}{\frac{2 \cdot E_A \cdot \sqrt{3 + Q_A^4}}{E_I} + \frac{1}{E_A} \cdot \left[ \frac{1 + Q_A^2}{1 - Q_A^2} + \nu_A \right]} \quad (2.3)$$

Diese Verspannungsgleichung berücksichtigt jedoch weder die Prozessführung durch den Wirkmediendruck noch die plastische Formänderung des inneren Fügepartners. Vielmehr gibt Gleichung (2.3) die maximal mögliche Verspannung zweier rohrförmiger Werkstücke unter Berücksichtigung der elastischen Anteile beim Fügen an. Beispiele für die Erzeugung von Fügestellen, die mithilfe der elektromagnetischen Expansion erzeugt worden sind, zeigt Bild 2.7.



**Bild 2.7 Beispiele zum Fügen durch elektromagnetische Expansion [Swe02]**

### 2.1.2 Rohreinwalzen

Im Folgenden wird auf die Verfahren des Rohreinwalzens und des Innenhochdruckfügens näher eingegangen, da diese industriell häufig eingesetzt werden und hier das größte Potenzial für einen Einsatz im Rahmen einer flexiblen Kleinserienfertigung von Tragwerkstrukturen existiert. [Hom06]. Die Fertigung von Rohr-/Rohrplattenverbindungen ist eine für das Rohreinwalzen charakteristische Anwendung. Dieses Fügeverfahren wurde typischerweise beim Bau von Wärmetauschern im Kraftwerksbetrieb sowie beim Kessel- und Apparatebau eingesetzt [Mar07a]. Beim Fügen durch Weiten mithilfe von Walzwerkzeugen kann, in Abhängigkeit der eingesetzten Fügewerkzeuge und der Prozessführung, zwischen kontinuierlichem Einwalzen und Rohreinwalzen unterschieden werden [Hag05]. Beim Rohreinwalzen kann das Walzübermaß, also das radiale Ausstellen der Walzkörper, während des Prozesses variiert werden. Ein aktiver Vorschub des Werkzeuges ist nicht erforderlich. Das Walzübermaß wird beim kontinuierlichen Einwalzen zu Prozessbeginn eingestellt und kann während des Prozesses nicht verändert werden. Das Werkzeug wird mit einem einstellbaren Vorschub angetrieben. Da sich der Mechanismus der Verbunderzeugung bei beiden Verfahren stark ähnelt, soll im weiteren Verlauf auf das kontinuierliche

che Einwalzen näher eingegangen werden. Bild 2.8 zeigt eine industriell eingesetzte Bearbeitungsmaschine a) sowie einige gefügte Bauteile und Werkzeug b).

a) Automatisches Bearbeitungszentrum



Fertigung eines Wärmetauschers

(Quelle: Fa. MAUS Italia, [www3])

b) Durch Einwalzen gefügte Bauteile



1) Gebaute Nockenwelle (Prototyp, Quelle: ISF)



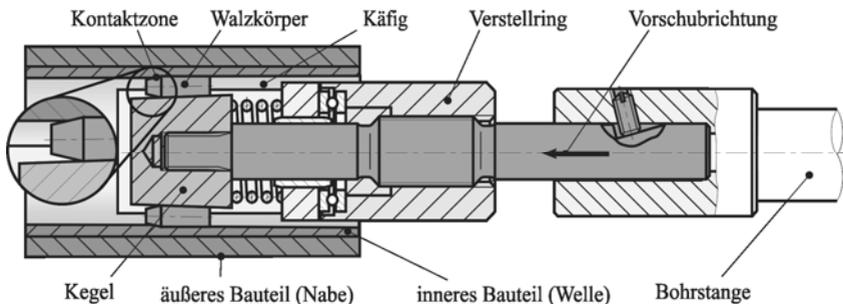
2) Wärmetauscher



3) Einwalzwerkzeug und Zahnradwelle (Quelle: ISF)

**Bild 2.8 Bauteile und Anlage zum Fügen durch Einwalzen**

Im Folgenden soll lediglich die Literatur betrachtet werden, die das Einwalzen von Rohren in Rohre und nicht in Rohrplatten beschreibt. Im Falle des leichten Tragwerkbaus kann nicht von Fügepartnern ausgegangen werden, die eine vergleichbare hohe Steifigkeit besitzen, wie dies auf die Fertigung von Rohr-Rohrplattenverbindungen zutrifft. Das Fügen zweier Rohre erfolgt beim Einwalzen, dargestellt in Bild 2.9, mithilfe eines Einwalzwerkzeuges, das in einem Käfig Walzkörper führt, die auf einem konischen Dorn (Kegel) laufen.



**Bild 2.9 Prozessprinzip des Fügens durch kontinuierliches Einwalzen [Haa99]**

Die Walzkörper werden mithilfe eines konischen Dorns radial auseinandergestellt und gleichzeitig in eine Drehbewegung versetzt. Unter dem Druck der Rollen kommt es zu einer elastisch-plastischen Umformung des Rohrwerkstoffes und des äußeren Bauteils. Dies hat eine Durchmesservergrößerung sowie ein gewisses Längenwachstum des Rohres zur Folge. Nachdem der Druck auf die Fügepartner, welcher durch das Einwalzwerkzeug aufgebracht wird, abnimmt, federn beide Fügepartner (gemäß dem elastischen Anteil der Aufweitung) zurück, sodass sich dadurch ein Verspannen nach dem oben erläuterten Prinzip des kraftschlüssigen Fügens, dargestellt in Bild 2.3, ergibt. Die Herstellung von formschlüssigen Fügeverbindungen für die Erzeugung von Welle-Nabe-Verbindungen, die durch das Einformen des Rohrwerkstoffes in eine Nut mithilfe der Walzkörper erfolgt, ist bisher ausschließlich phänomenologisch betrachtet worden. Die experimentellen Untersuchungen werden im Zusammenhang mit den durchgeführten Arbeiten von WOJCIECHOWSKI et al. [Woj04] mit dem Schwerpunkt der leichtbauorientierten Fügstellungserzeugung und von HAGEDORN mit dem Schwerpunkt der Werkzeug- und Verfahrensentwicklung beschrieben [Hag05].

Die Herstellung von Verbundbauteilen aus Stahl C60 und Aluminium EN-AW6060 bzw. Kupfer SFCu durch Einwalzen auf Tiefbohrmaschinen wurde erstmals von FUSS und KLEINER [Fus92] veröffentlicht. Die guten Verbundeigenschaften, wie mechanisch hohe Belastbarkeit und chemisch gute Beständigkeit, konnten durch die gezielte Werkstoffkombination erreicht werden. Bedingt durch das voreingestellte Walzübermaß beim kontinuierlichen Einwalzen, wurde der innere Fügepartner sowohl in axialer als auch in radialer Richtung umgeformt. Aus diesem Grund folgt eine unerwünschte Bauteillängung des inneren Fügepartners, sodass dieser durch die Reduktion der Wandstärke auch eine Reduktion der Steifigkeit erfährt. Die Voraussage und Vermeidung des axialen Werkstoffflusses wird als wichtige, aber zurzeit nicht abschätzbare Größe gesehen. Um ein Verständnis des Fügeprozesses zu erhalten, wurden sowohl theoretische als auch experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Bei den theoretischen Untersuchungen wurde auf ein kommerzielles FEM-Programm zurückgegriffen, welches auf Basis der Umformung dünnwandiger, zylindrischer Werkstücke Berechnungen durchführt. Die experimentellen Untersuchungen zielten schwerpunktmäßig auf die Vermeidung der Längung des Innenrohres ab, welches durch den Einsatz einer Vorfixierung über Anschläge gelang. Hinsichtlich der Prozessführung wurden Untersuchungen zum einfachen bzw. mehrfachen Durchwalzen durchgeführt. Beim Einwalzprozess kommt es durch die Umformung zu einer Verfestigung bzw. Versprödung der Oberfläche. Dies führt dazu, dass es beim mehrmaligen Durchwalzen zu einer Pitting-Bildung, also dem Herauslösen einzelner Werkstoffpartikel aus der Oberfläche, kommt [Klei01].

Ein Beitrag zur Charakterisierung des derart hergestellten Verbundes und zum Einfluss der wirkenden Prozesskräfte und der Fügwerkzeuge auf die Verbundeigenschaften am Beispiel des Eigenspannungszustandes, der Oberflächenqualität und der Auszugskräfte in Abhängigkeit der Fügepartner und der Prozessführung wird von Haase aufgeführt [Haa99]. Als Ergebnis konnte festgehalten werden, dass sowohl mit steigendem Walzübermaß als auch mit erhöhtem Vorschub das erforderliche Einwalzmoment ansteigt. Ferner konnte gezeigt werden, dass der tangential

Eigenspannungszustand der eingewalzten Verbindungen primär von der Kombination der verwendeten Werkstoffe abhängt. Im Maximum konnte durch die Verwendung von Einwalzwerkzeugen, die einen doppelt so großen Walzendurchmesser wie die zuvor verwendeten Standardwerkzeuge besaßen, eine maximale Verspannung von 75% des theoretischen Maximums erzielt werden. Die Auszugskräfte konnten durch das Einbringen von Korund-Hartstoffpartikeln mit einer mittleren Körnung von 50 µm um 45% und durch eine spanend hergestellte Oberflächenstruktur um 65% erhöht werden. Dieser festigkeitssteigernde Effekt wird auf die veränderten Reibbedingungen in der Fuge zwischen den gefügten Bauteilen zurückgeführt.

Grundlegende Untersuchungen zur Prozessführung bei nichtzylindrischen und nicht kontinuierlich eingewalzten Verbindungen, die mithilfe NC-steuerbarer Walzen hergestellt worden sind, sind in [Wei01] dargestellt. Es werden Hinweise für die Fügezonengestaltung, insbesondere bei der Erzeugung formschlüssiger Verbindungen durch die Verwendung von v-förmigen Nuten, die auf der Innenfläche des Außenrohres eingebracht worden sind, und den Einfluss der Prozessführungsstrategien auf die Verbindungsfestigkeit und die Längung des inneren Fügepartners durch den Umformprozess gegeben. Die vorgestellten experimentellen Untersuchungen fokussieren stark auf die Verkürzung der Fertigungszeit durch die Anwendung unterschiedlicher Fertigungsstrategien.

Ein erster Einsatz des Rohreinwalzens für die Herstellung von Bauteilen in Leichtbauweise wurde für den Bau von Nockenwellen in [Hag03] vorgestellt und in [Hag04] mit konventionellen Fügeverfahren verglichen. Es konnte gezeigt werden, dass unter Verwendung der üblichen kleinen Wellendurchmesser für den Bau von Nockenwellen das geforderte zu übertragende Drehmoment bei der Wahl geeigneter Werkzeuge und Prozessparameter um ein vielfaches übertroffen werden konnte.

Die Erzeugung von Fügestellen für den Bau von leichten Tragwerken wurde auf Basis experimenteller Untersuchungen in [Woj04] vorgestellt. Die Untersuchungen wurden auf einer Tiefbohrmaschine und mithilfe eines prototypischen Einwalzwerkzeuges, das lokale Aufweitungen im Bereich unter der Fügestelle ermöglicht, durchgeführt. Es wurde der Einfluss der folgenden Prozessgrößen auf die axiale Abzugsfestigkeit untersucht: Fügelänge, Wandstärke des äußeren Fügepartners und Walzübermaß. Eine Übertragbarkeit der o.g. Untersuchungen auf den Werkstoff Aluminium EN-AW6060 konnte dabei nachgewiesen werden. Ferner wurde der Einfluss eines zusätzlichen Einsatzes des Klebstoffes DP490 der Fa. 3M und die Verwendung von Rechtecknuten, in zweifacher und dreifacher Anordnung hintereinander, auf die Verbindungsfestigkeit untersucht. Dabei zeigte sich, dass die geringsten Auszugsfestigkeiten bei den kraftschlüssig gefügten Verbindungen auftraten. Für die Erzeugung der formschlüssigen Verbindungen konnte nur Nutbreiten untersucht werden, die an das Einwalzwerkzeug angepasst waren, sodass eine Nutbreite von 5 mm gewählt worden ist. Die Anordnung von drei identischen Rechtecknuten hintereinander mit einer Nuttiefe von 1 mm führte zu einer höheren Verbindungsfestigkeit als die rein kraftschlüssig gefügten Verbindungen. Die höchsten Auszugsfestigkeiten konnten durch den Einsatz des Strukturklebstoffes DP 490 der Fa. 3M in Kombination mit dem Rohreinwalzen er-

zielt werden. Die derart erzeugten hybridgefügt<sup>1</sup> Verbindungen konnten nahezu die Festigkeit des Rohres übertragen.

Untersuchungen, die zu einer weiteren Verkürzung der zum Einwalzen gehörenden Prozesskette, welche für die Erstellungen von Verbindungen, die unter Axial- oder Drehmomentbelastung stehen, durchgeführt wurden, sind in [Hag05] dargestellt. Diese Untersuchungen erfolgten unter Berücksichtigung eines speziell entwickelten Werkzeuges und einer optimalen Prozessführungsstrategie. Eine Verifikation der gewonnenen Erkenntnisse konnte am Beispiel einer durch Einwalzen hergestellten Nockenwelle gezeigt werden (siehe auch Bild 2.8 (1)). Zusätzlich wurde die durch das Einwalzen erzeugte Oberfläche auf der inneren Mantelfläche des Rohres mithilfe der Weißlichtmikroskopie charakterisiert.

### **2.1.3 Fügen durch Innenhochdruckumformung**

Fügeverbindungen, die mithilfe eines fluidischen Innendruckes erzeugt werden, können sowohl in einem geschlossenen Gesenk, wie es bei dem Verfahren der Innenhochdruckumformung üblich ist, als auch durch Verwendung einer sogenannten Lanze oder Sonde hergestellt werden.

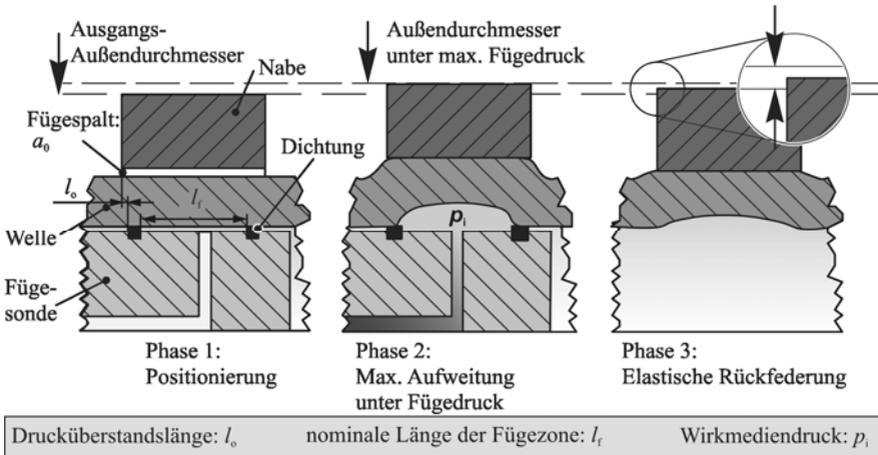
#### **2.1.3.1 Gesenckfreies Innenhochdruckfügen**

Das Fügen durch Innenhochdruckumformung (IHF) durch den Einsatz von Sonden wurde ursprünglich im Apparatebau für die Herstellung von Rohr-Rohrplatten-Verbindungen eingesetzt, wie sie beispielsweise bei der Fertigung von Wärmetauschern üblich sind. Bei Verwendung einer Sonde wird das Wirkmedium über eine kleine axiale Bohrung durch einen zylindrischen Körper geleitet. Eine weitere Bohrung, von der Zylinderoberfläche in radialer Richtung zur Mitte laufend, führt das Wirkmedium in den Bereich der Fügezone. Die Fügezone ist in axialer Richtung über O-Ringe o.ä. Dichtungselemente begrenzt. Nach dem Positionieren der Fügepartner wird ein Fügewerkzeug in den inneren Fügepartner eingeführt. Die axiale Position der Fügezone sollte nach GARZKE derart eingestellt werden, dass eine beidseitige Drucküberstandslänge  $l_0$  bis 15% des Durchmessers der Fuge  $d_f$  erreicht wird [Gar01]. Als Drucküberstandslänge wird der Abstand zwischen Nabenrand und Beginn der Dichtung bezeichnet. Die Drucküberstandslänge geht linear in die Ausbildung des Passfugendruckes ein, sodass diese Grenze willkürlich gewählt erscheint. In seiner Arbeit schildert GARZKE, dass die Drucküberstandslänge bilinear in die Ermittlung des Passfugendruckes eingeht. Die dargestellten Diagramme zeigen dies jedoch nicht, auch fehlen weitere Erläuterungen und physikalische Interpretationen, die eine Bilinearität recht-

---

<sup>1</sup> In der Literatur existiert keine einheitliche Definition für den Begriff des „Hybridfügens“. Aus diesem Grund wird dieser Begriff synonym verwendet, wenn das Verbinden zweier Bauteile aus unterschiedlichen Werkstoffen oder der kombinierte Einsatz mehrerer Fügeverfahren beschrieben wird. Im Rahmen dieser Arbeit soll die Definition gemäß dem Technischen Merkblatt 3450 DVS/EFB und somit die Kombination zweier Fügeverfahren verstanden werden.

fertigen. Durch die Dichtungen wird der Raum der Druckbeaufschlagung lokal begrenzt, sodass ein rohr- oder profilförmiger Fügepartner mit einem Wirkmediendruck beaufschlagt werden kann, wie in Bild 2.10 dargestellt.



**Bild 2.10** Verfahrensprinzip des gesenkenfreien Innenhochdruckfügens [Gar01]

Wenn dieser Druck die Fließgrenze des inneren Fügepartners überschreitet, beginnt dessen plastische Deformation. Nachdem das Fügenspiel, also der Abstand zwischen den beiden Fügepartnern (Fügespalt  $a_0$ ), überwunden ist, kommt es zum Kontakt mit dem äußeren Fügepartner und dem sich anschließenden gemeinsamen Aufweiten. Die Aufweitung des äußeren Fügepartners erfolgt jedoch lediglich elastisch. Nach der Druckentlastung federn beide Fügepartner gemeinsam zurück. Durch die plastische Deformation des inneren Fügepartners wird der Rückfederungsweg des äußeren Fügepartners begrenzt, sodass sich eine Flächenpressung im Kontaktbereich einstellt. Eine erste Erwähnung des auch als „hydraulisches Aufweiten“ bekannten Verfahrens liefert JANTSCHA [Jan29], der die Methodik der Druckapplikation mithilfe unterschiedlicher Wirkmedien, u.a. auch Blei, untersucht und die erzielten Resultate mit dem Rohreinwalzen vergleicht. JANTSCHA gibt als Vorteile gegenüber dem Rohreinwalzen die gute Prozessführung, die höhere Kerbzähigkeit und höhere Verbindungsfestigkeit der Fügeverbindung an.

Die patentreife Entwicklung des Verfahrens wurde von PODHORSKY und KRIPS in den 1970er- und 1980er-Jahren durchgeführt. Eine Patentierung erfolgte zunächst für das Fügen von Rohr-Rohrplatten Verbindungen [Kri84] und schließlich für das Fügen von Rohrabschnitten [Kri85]. In [Pod76] wird das Verfahrensprinzip, dargestellt in Bild 2.10, am Beispiel einer Rohr-Rohrplattenverbindung erläutert und mit dem bis dato üblichen Fügeverfahren des Einwalzens von Rohren verglichen. Die Berechnung des Passfugendruckes erfolgt unter der Annahme, dass ein ebener Spannungszustand herrscht und die Fließbedingung nach VON MISES gilt. PODHORSKY

und KRIPS führen zur Berechnung einen Ersatzdurchmesser ein, der das umgebende Lochraster der Platten, und somit den Einfluss des Rasters auf die elastische Aufweitung, berücksichtigt [Pod79]. Zur Berechnung der Verspannung ermitteln PODHORSKY und KRIPS die Differenz der Tangentialspannungen unter dem Innendruck  $p_i$ . Dazu bestimmen sie die Tangentialspannungen der Rohrplatte am Innendurchmesser und des Rohres am Außendurchmesser auf Basis des Fließkriteriums nach VON MISES. Nach HENTSCHEL ergibt diese Differenz eine Kontaktspannung, die auch als Kontaktnormalspannung oder Passfugendruck bezeichnet wird [Hen56]. Daraus ergibt sich Gleichung (2.4), die lediglich für Fügepartner gilt, deren E-Modul identisch ist.

$$p = \frac{p_i - \left[ \frac{2 \cdot k_{fI}}{\sqrt{3 \cdot Q_1^{-4} + 1}} \cdot \frac{Q_A^{-2} - 1}{Q_A^{-2} \cdot (1 + \nu_A) + 1 - \nu_A} + \frac{k_{fI} (Q_1^{-2} - 1)}{2} \right]}{1 + \frac{(Q_A^{-2} - 1)}{(Q_1^{-2} - 1)} \cdot \left[ \frac{Q_1^{-2} \cdot (1 - \nu_1) + 1 + \nu_1}{Q_A^{-2} \cdot (1 + \nu_A) + 1 - \nu_A} \right]} \quad (2.4)$$

Experimentelle und numerische Untersuchungen zur axialen Belastbarkeit von Rohr-Rohrplattenverbindungen liefert HÖLZL [Hö198]. Im Rahmen von experimentellen Untersuchungen fokussieren seine Arbeiten auf die Spannungsanalyse mittels spannungsoptischer Messungen an den Rohrplatten beim Aufweiten. Ferner ermittelt HÖLZL mithilfe von Druckmessfolien, die zwischen Rohr und Rohrplatte eingelegt werden, die Kontaktdruckverteilung, welche an den Rändern der Fügezone mit einem Maximum und über den übrigen Verlauf der Fügezone chaotisch verteilt und stark gestreut auftritt. Die gemessenen Auszugskräfte, in Abhängigkeit des Wirkmediendruckes beim Fügen, streuen um  $\pm 20\%$ , was auf Fertigungsungenauigkeiten und die Verteilung der Kontaktdruckspitzen zurückgeführt wird. Im Rahmen der numerischen Untersuchungen wurde zunächst das Aufweitverhalten von Rohr und einem vereinfachten Rohrplattenmodell, welches eher dem Ansatz einer Welle-Naben-Verbindung mit zwei rotationssymmetrischen Querschnitten entspricht, analysiert. Dabei konnte das Auftreten eines über die Längsachse ungleichmäßigen Ausbauchens des äußeren Fügepartners beobachtet werden. Dieser Effekt, der eine verbleibende Wölbung des äußeren Fügepartners beschreibt, wird als „Tonneneffekt“ bezeichnet. Zur Berechnung dieser dickwandigen Rohr-Rohrplattenverbindungen stellt HÖLZL ein Werkzeug, basierend auf der FEM, vor. In seiner Arbeit gibt HÖLZL folgende Empfehlung für die positive Beeinflussung des Passfugendruckes und somit der Verbindungsfestigkeit an: niedrige Fließgrenze des Rohres, steigender E-Modul von „innen nach außen“ bei der Verwendung unterschiedlicher Werkstoffe und größerer Wirkmediendruck. Werden diese Empfehlungen umgesetzt, so ergibt sich eine Ausbildung des Passfugendruckes, da es zu einer Differenz der Tangentialspannungen kommt.

Beim Fügen von Rohr-Rohrplatten-Verbindungen untersucht MERAH den Einfluss der Spaltweite auf die Ausbildung des Passfugendruckes  $p$  [Mer03]. MERAH verwendet hierbei die Methode der Finiten Elemente und führt Berechnungen, bei denen er idealplastisches Werkstoffverhalten annimmt. Die Werte für den Passfugendruck  $p$ , die mithilfe der Simulation berechnet worden sind,

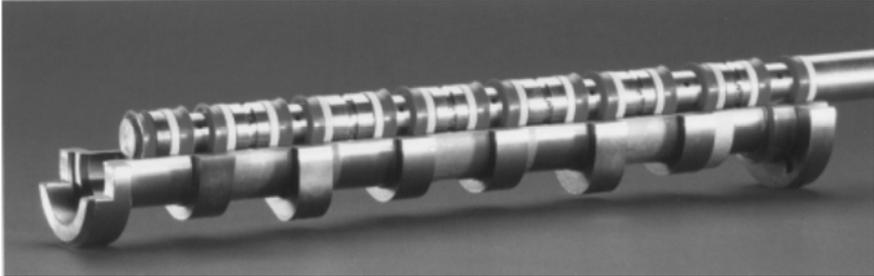
werden mit einer analytischen Beschreibung von YOKELL, dargestellt in Gleichung (2.5) [Yok91], verglichen. Hierbei wird der Wirkmediendruck  $p_i$ , der Rohrrinnenradius  $r_i$  bzw. Rohraußenradius  $r_a$  und die Fließspannung des Rohres  $k_{f,i}$  betrachtet.

$$p = p_i \left[ 1 - \left( \frac{r_i}{r_a} \right)^2 \right] - \left( \frac{2}{\sqrt{3}} k_{f,i} \left[ \ln \left( \frac{r_a}{r_i} \right) \right] \right) \quad (2.5)$$

Im Vergleich zu (2.4) überschätzt Gleichung (2.5) den Passfugendruck  $p$  deutlich, da die Reduktion der Tangentialspannung um den Anteil, der durch die Wirkung des Passfugendruckes auf die Bauteile erfolgt, nicht berücksichtigt wird. Durch den Passfugendruck reduziert sich der Betrag der Tangentialspannung an der Außenfaser des inneren Bauteils, sodass die Tangentialspannungsdifferenz geringer ausfallen muss. Dies drückt sich in Gleichung (2.4) durch den Divisor aus, der in Gleichung (2.5) fehlt. Aufgrund dieser Überschätzung des Passfugendruckes folgert YOKELL, dass diese Gleichung nur zulässig für die Berechnung des Passfugendruckes bei zwei identischen Werkstoffen ist. Wenn jedoch die Fügepartner aus identischen Werkstoffen gefertigt sind, so kann sich eine Tangentialspannungsdifferenz (die Werkstoffkennwerte gehen jeweils linear in die Berechnung der Tangentialspannung ein) nicht im Unterschied zu den Werkstoffkennwerten ausbilden. Im besten Fall kommt es zu einer Verspannung aufgrund großer geometrischer Unterschiede, wie sie YOKELL und MERAH bei ihren Untersuchungen zum Fügen von Rohr-Rohrplattenverbindungen vorliegen hatten. Dabei kommt MERAH zu dem Ergebnis, dass die durchgeführten FE-Berechnungen mit dem analytischen Ansatz gut übereinstimmen und zeigt für den untersuchten Fall auf, dass eine lineare Abhängigkeit von Spaltweite und Passfugendruck existiert. Ferner vergleicht MERAH die berechneten Werte für den Passfugendruck mit experimentell ermittelten Werten. Die experimentelle Ermittlung des Passfugendruckes wird anhand von Rohrauszugsversuchen vorgenommen. Dabei zeigte sich, dass die experimentell ermittelten Werte deutlich oberhalb der berechneten Werte für den Passfugendruck liegen.

Im Bereich des Automobilbaus findet das Innenhochdruckfügen erstmalig Anwendung bei der Fertigung von gebauten Nockenwellen. BRANDES stellt das Verfahren als partielles Innenhochdruckumformen vor, bei dem der Fügebereich in axialer Richtung auf der Sonde mehrfach hintereinander angeordnet wird [Bran89]. Dadurch entstehen mehrere hintereinander gereihte Druckkammern, die zum Fügen der Nocken auf die Welle eingesetzt werden können. In axialer Richtung sind die Druckkammern über ein Dichtsystem begrenzt, welches aus hintereinander gereihten Dichtelementen besteht. Anordnung, Werkstoff und Design solcher Dichtelemente sowie deren Aufbau zu einem Dichtsystem sind nicht veröffentlicht, da diese von der Industrie entwickelt und als vertraulich behandelt werden. Es ist jedoch bekannt, dass diese Dichtsysteme Wirkmediendrucke von mindestens 300 MPa abdichten können [www4]. Von den Druckkammern führt eine radiale Bohrung zur axialen Mitte der Sonde. Dort verläuft ein Zuführkanal, der alle Druckkammern versorgen kann. Eine individuelle Steuerung des einzelnen Fügevorgangs je Nocke ist durch die Speisung der Druckkammern über einen einzigen Druckkanal nicht möglich.

Daraus ergibt sich der Vorteil, dass alle Nocken in einem Fertigungsschritt auf der Welle befestigt werden können, wie Bild 2.11 zeigt.



**Bild 2.11 Dichtsystem eines Fügwerkzeuges zum Fügen mit Innenhochdruck [NN01]**

Diese Bauweise von Nockenwellen reduziert das Bauteilgewicht im Vergleich zu massiven, geschmiedeten Nockenwellen um mehr als die Hälfte, sodass dadurch dem modernen Leichtbaugedanken im Antriebstrang Rechnung getragen wird [Bran89].

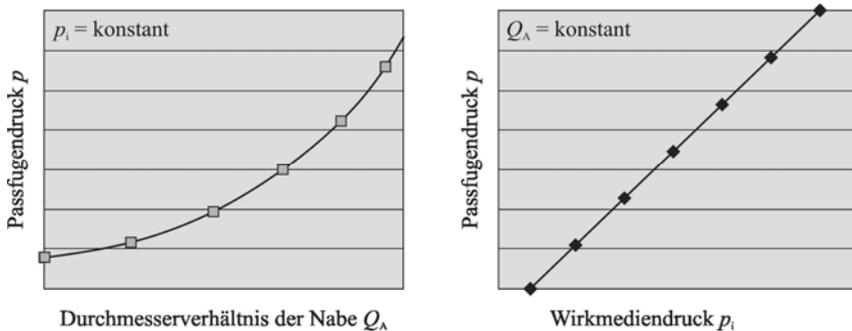
Auf Basis der o.g. wissenschaftlichen Arbeiten untersucht GARZKE erstmalig die Übertragbarkeit von Drehmomenten von Welle-Nabe-Verbindungen, die durch IHF hergestellt worden sind [Gar01]. Als wichtige Prozessgröße für die Auslegung gibt GARZKE den Wirkmediendruck  $p_i$  an. Dazu führt er umfassende Simulationsrechnungen durch, die er mit den experimentell ermittelten Werten für die Tangentialdehnungen am Außendurchmesser der Nabe vergleicht. Unter der Bedingung eines ebenen Spannungszustandes und elastisch-idealplastischen Werkstoffverhaltens, spezialisiert GARZKE den Ausdruck für die Tangentialspannung auf Basis des Fließkriteriums nach TRESCA aus (2.25) und leitet ferner einen empirischen Ansatz für den Fall des dickwandigen Zylinders unter Innendruck bzw. unter Außendruck ab. Hierbei berücksichtigt er die elastischen Anteile der Aufweitung von Welle und Nabe, die von der Geometrie (Durchmesserverhältnis, also der Quotient aus Innendurchmesser zu Außendurchmesser, von Welle  $Q_1$  bzw. Nabe  $Q_A$ ), Werkstoffkennwerten (Fließgrenze der Welle  $k_{f,1}$  sowie E-Modul von Welle  $E_1$  und Nabe  $E_A$  und Querkontraktionszahl  $\nu$ ) und dem Wirkmediendruck  $p_i$  abhängen.

$$p = \frac{\left[ p_i - k_{f,1} \cdot \ln\left(\frac{1}{Q_1}\right) \right] \cdot \frac{1}{E_A} \left[ \frac{1+Q_A^2}{1-Q_A^2} + \nu_A \right] + \frac{2 \cdot Q_1^2}{E_1 \cdot (1-Q_1^2)} \cdot k_{f,1} \cdot \ln(Q_1)}{\frac{1}{E_A} \left[ \frac{1+Q_A^2}{1-Q_A^2} + \nu_A \right] + \frac{1}{E_1} \left[ \frac{1+Q_1^2}{1-Q_1^2} + \nu_1 \right]} \quad (2.6)$$

Die analytische Herleitung von Gleichung (2.6) stützt GARZKE durch begleitende experimentelle und numerische Untersuchungen. Ein Vergleich mit experimentell ermittelten Werten für den Passfugendruck oder das resultierende Drehmoment wird jedoch nicht gegeben. Da die Berech-

nungen mithilfe der FEM für dickwandige Naben Abweichungen zu den analytisch berechneten Werten aufweisen, führt GARZKE einen Korrekturfaktor für (2.6) in Form einer Gleichung 3. Ordnung ein, deren Herleitung nicht erläutert wird. Der Bezug auf den Wirkmediendruck  $p_i$  bietet den Vorteil, dass eine Abschätzung des Passfugendrucks in Abhängigkeit von der Fügeprozessführung möglich ist. Nachteilig für die Prozess- bzw. Bauteilauslegung muss bei den vergleichenden Untersuchungen von GARZKE jedoch der stets konstant gehaltene Wirkmediendruck gesehen werden. Dieser kann in Abhängigkeit von der Nabenwandstärke nicht die Forderung nach einer durchgehend elastischen Aufweitung der Nabe erfüllen, sodass hier mögliches Potenzial bei der Höhe des Passfugendrucks und somit der Verbindungsfestigkeit oder dem Bauteilgewicht nicht berücksichtigt wird. Die experimentellen Untersuchungen von GARZKE beziehen sich nicht auf die Festigkeit der erzeugten Verbindung, sodass kein Vergleich von berechneten und experimentell ermittelten Werten erfolgt, vielmehr dienen diese als Kalibrierung des FEM-Modells für die Simulation des Aufweitvorgangs.

Bei den numerischen und experimentellen Untersuchungen wird der Wirkmediendruck konstant gehalten, sodass sich ein Verlauf ergibt, der in Bild 2.12 rechts dargestellt ist.



**Bild 2.12** Qualitative Darstellung des Passfugendrucks in Abhängigkeit von Durchmesser Verhältnis und Wirkmediendruck nach (2.6)

Für die Auswahl geeigneter Werkstoffe, die zum Fügen durch Innenhochdruckumformung einen Passfugendruck ausbilden und somit kraftschlüssig verbunden werden können, geben DIETZ und GARZKE an, dass folgende Beziehung gelten sollte [Die99]:

$$\frac{R_{eA}}{R_{el}} > \frac{E_{eA}}{E_{el}} \quad (2.7)$$

Für die konstruktive Gestaltung von Fügeverbindungen (Stahl-Stahl) aus dickwandigen, zylindrischen Bauteilen gibt GARZKE folgende Hinweise, zusammengefasst in Tabelle 2-2:

**Tabelle 2-2 Empfehlungen für die konstruktive Gestaltung von dickwandigen Fügepartnern beim Fügen durch Innenhochdruck [Gar01]**

Werkstoffpaarung	$\nu_{lu} \nu_{ru} \nu_{ll} \nu_{rl}$
Fügespiel	$0,002 \leq a_0 / d_f \leq 0,004$
Drucküberstandslänge	$0,1 \leq l_0 / d_f \leq 0,15$
Nabenaußendurchmesser	$0,66 \leq Q_A \leq 0,77$
Welleninnendurchmesser	$0,66 \leq Q_1 \leq 0,75$
Wellenstreckgrenze	$k_{f,A} / k_{f,I} \geq 2$

Die Arbeiten von GRÜNENDICK setzen die Untersuchungen von GARZKE fort und erweitern das bisherige Prozessverständnis [Grü04]. Für den Wirkmediendruck  $p_{i,p,max}$ , nach dessen Überschreitung eine geringere Zunahme des Passfugendruckes erfolgt, wird dabei folgende Gleichung angegeben, deren Verifikation jedoch nicht dargestellt ist.

$$p_{i,p,max} = \frac{1}{2} k_{f,A} \cdot (1 - Q_A^2) \quad (2.8)$$

Gleichung (2.8) berücksichtigt demnach lediglich den Wirkmediendruck, der erforderlich ist, um eine rein elastische Aufweitung der Nabe zu gewährleisten. Die Umformung der Welle und deren Einfluss auf die Höhe von  $p_{i,p,max}$  werden dabei nicht berücksichtigt. GRÜNENDICK erarbeitet theoretische Berechnungsgrundlagen, die jeweils in Abhängigkeit von der Einspannsituation der Fügepartner Gültigkeit haben. Bei der Berechnung innenhochdruckgefügter Welle-Nabe-Verbindungen leitet GRÜNENDICK Werte für den Passfugendruck unter Gültigkeit des ebenen Verspannungszustandes, des ebenen Verzerrungszustandes und des axialsymmetrischen Spannungszustandes mit belasteten Zylinderenden her. Für die Berechnung des axialen Passfugendruckverlaufes wird ein (halb-) analytisches Modell auf Basis der Schalentheorie und der Laminattheorie unter Berücksichtigung der Drucküberstandslänge aufgestellt. Es konnte gezeigt werden, dass mit steigendem Durchmesser Verhältnis der Nabe die Fügezonlänge zunimmt. Dies wird mit der Erhöhung der Steifigkeit des Nabenrandes bei dickwandigen Naben begründet. Als angreifende Lasten werden sowohl Drehmoment als auch Querkraft-Biegebelastung mithilfe der FEM untersucht. Die berechneten Lösemomente für dickwandige Wellen und Naben vergleicht GRÜNENDICK mit ausgewählten, experimentell ermittelten Werten. Bei den analytischen Ansätzen liegt die Abweichung im Bereich von 20% bis 35%, im Gegensatz dazu stimmen die mit der FEM berechneten Lösungen bis auf sehr geringe Abweichungen mit den experimentell ermittelten Ergebnissen überein.

Neben dem Passfugendruck  $p$  und der Kontaktfläche zwischen den Fügepartnern  $A$  ist der Reibkoeffizient für die Bestimmung übertragbarer Lasten und Drehmomente von entscheidender Bedeutung. Für die Ermittlung eines entsprechenden Reibkoeffizienten können experimentelle Untersuchungen herangezogen werden. Man unterscheidet prinzipiell zwischen der Roll-, Gleit- und Haftreibung. Die Rollreibung ist betragsmäßig der geringste Reibungsmechanismus und tritt auf, wenn zwei feste Körper aufeinander abrollen, sodass ein Moment aufgebracht werden muss, um die Drehbewegung aufrechtzuerhalten. Beim Gleiten von ebenen Flächen fester Körper, die auf einer schiefen Ebene zueinander angeordnet sind, spricht man von Gleitreibung. Die Gleitreibung spielt bei Umformprozessen eine entscheidende Rolle, bspw. bei der Ausprägung von Verschleißmechanismen zwischen Werkstück und Werkzeug [Schu98]. Für die Übertragung von Kräften und Momenten in Pressverbindungen ist die Haftreibung von Bedeutung. Tabelle 2-3 zeigt eine Auswahl von Reibzahlen bei vorliegender Haftreibung und trockener Kontaktzone.

**Tabelle 2-3 Reibzahlen bei hoher Flächenpressung**

Werkstoffpaarung	Zustand	$\mu$	Bemerkung
Al99,5	blank, geschmirgelt	0,15 bis 0,2	[Kam02]
AlCuMg	poliert		
Al99,5	blank, geschmirgelt	0,4 bis 0,5	[Kam02]
Stahl HB 115	poliert		
AlCuMg	blank, geschmirgelt	0,15 bis 0,2	[Kam02]
AlCuMg	poliert		
AlMgSi	---	0,2 bis 0,7	$\mu$ ist abh. vom Si-Anteil [Kam02]
Gusseisen	---		
Aluminium	---	0,21	Trennfuge (Schrauben) [VDI01]
Aluminium	---		
Aluminium	---	0,15 bis 0,6	Gleitreibung (!) [Bei97]
Aluminium	---		
Stahl		0,2 bis 0,3	[Ric08]
Stahl	---		

Die Haftreibung ist größer als die Gleitreibung und wird dann überwunden, wenn eine angreifende Kraft eine Relativbewegung zwischen zwei Körpern auslöst [Mey08]. Die Ermittlung der Reibzahl bei vorliegender Haftreibung erfolgt als Quotient aus einer gemessenen Normalkraft und einer gemessenen Reibkraft. Bei der Ermittlung von Reibungszahlen haben u.a. folgende Faktoren einen Einfluss auf deren Ausprägung [DIN01A, Scho98]:

- die Werkstoffpaarung der miteinander in Kontakt tretenden metallischen Oberflächen,
- Oberflächenzustand (Rauheit),
- Zustand der Kontaktflächen (geschmiert, Anhaftungen von Partikeln etc.) sowie
- mechanische Beanspruchung

Bei der Auslegung von Pressverbänden wird jedoch nicht die Reibungszahl  $\mu$  verwendet, vielmehr wird hier entsprechend der DIN 7190 [DIN01A] ein Haftbeiwert eingeführt. Die Norm weist darauf hin, dass die Reibzahl  $\mu$  und der Haftbeiwert  $\nu$  deutlich voneinander abgegrenzt zu behandeln sind. Der Haftbeiwert  $\nu_{xx}$  wird aus dem Verhältnis zwischen der gemessenen Lösekraft und der errechneten Normalkraft, also dem Passfugendruck  $p$ , ermittelt, wie Gleichung (2.9) zeigt:

$$\nu_{ll} = \mu_c = \frac{F_{\text{Zug}}}{\pi \cdot d_F \cdot l_F \cdot p} \quad (2.9)$$

Tabelle 2-4 zeigt Haftbeiwerte für Welle-Nabe-Pressverbindungen in Anlehnung an DIN 7190.

**Tabelle 2-4 Haftbeiwert bei Welle-Nabe-Verbindungen**

Werkstoffpaarung	$\nu_{lu}$ $\nu_{ru}$ $\nu_{ll}$ $\nu_{rl}$	Bemerkung
Stahl-Stahl-Paarung	0,12 bis 0,2	DIN 7190 Längs- und Querpressverbände
Stahl-Gusseisen	0,18 bis 0,19	[Ber08], [Ava06]
Stahl-Stahl	0,1 bis 0,5	[All02] Rohr-Rohrplatten-Verbindung
Stahl-Stahl	0,3 bis 1	[Mer03] Rohr-Rohrplatten-Verbindung
Stahl-MgAl (trocken)	0,1 bis 0,15	DIN 7190 Längs- und Querpressverbände
Stahl-Aluminium	0,31	[Lee04] Querpressverband
Stahl-CuZn (trocken)	0,17 bis 0,25	DIN 7190 Längs- und Querpressverbände

Die Norm unterscheidet ferner zwischen Haftbeiwerten in Längs- und Querpressverbänden. Haftbeiwerte, die einem angreifenden Moment entgegengerichtet sind, erhalten den Index  $u$  und die, die einer angreifenden Kraft in Axialrichtung entgegengerichtet sind, enthalten den Index  $l$ .

Ferner wird zwischen Lösen, hierfür wird ebenfalls der Index  $l$  verwendet, und Rutschen, wobei der Index  $r$  notiert wird, unterschieden. Da statistische Schwankungen, verursacht durch Reibvorgänge in der Fuge, auftreten, gibt die Norm lediglich Richtwerte an, die deutlich auf der sicheren Seite liegen und durch experimentell ermittelte Haftbeiwerte, die die reale Beschaffenheit in der entsprechenden Passfuge detaillierter abbilden, ersetzt werden können.

Die Arbeiten von ALLAM und BAZERGUI widmen sich den Kontakt- und Reibbedingungen und den daraus ermittelten Auszugskräften von Rohr-Rohrplattenverbindungen, die mit Innenhochdruckfügen hergestellt worden sind [All02]. Mithilfe der Finiten-Element-Methode (FEM) und experimenteller Untersuchungen wird ein Reibkoeffizient, auf Basis des COULOMB'schen Reibmodells, in der Fuge zwischen den Fügepartnern aus Inconel 690 und SA -508 ermittelt. ALLAM und BAZERGUI verwenden als Reibkoeffizienten einen sogenannten effektiven Reibkoeffizienten  $\mu_e$ , der hier als Korrekturfaktor für die Abplattung von Rauheitsspitzen in der Passfuge etc. betrachtet wird. In die Berechnung der Auszugskräfte  $F_{\text{Zug}}$  fließen somit die Kontaktfläche  $A$  (mit dem Passfugendurchmesser  $d_f$  und der Länge der Fügezone  $l_f$ ), der Reibkoeffizient  $\mu_e$  und der Passfugendruck  $p$  ein, wie (2.10) darstellt.

$$F_{\text{Zug}} = A \cdot \mu_e \cdot p = \pi \cdot d_f \cdot l_f \cdot \mu_e \cdot p \quad (2.10)$$

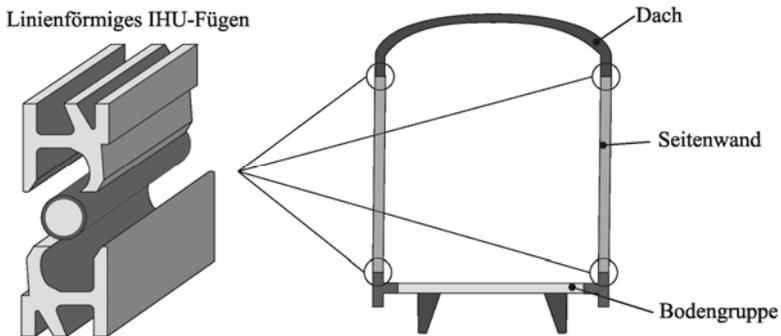
Die analytisch ermittelten Auszugskräfte liegen bis zu 35% über den experimentell ermittelten Werten. Als Grund für den Unterschied zwischen berechneten und ermittelten Werten werden zwei wesentliche Faktoren genannt:

- Jede angreifende Axiallast reduziert – aufgrund der Volumenkonstanz<sup>2</sup> – den Durchmesser des Rohres, bevor es zu einer Relativbewegung der Bauteile kommt, sodass dies den Spannungszustand vor der ersten Relativbewegung beeinflusst, und
- die nicht exakt axiale Richtung der Krafteinleitung, verursacht durch den experimentellen Versuchsaufbau.

Im Bereich der Montage von Schienenwagons stellt REICHE eine Variante des Innenhochdruckfügens vor, die große Baugruppen kalt miteinander verbindet [Rei99]. An der Verbindungslinie dieser Baugruppen werden die Kanten derart mechanisch bearbeitet, dass diese, wie z.B. bei einer Schnappverbindung üblich, über Hinterschneidungen ineinandergreifen und so vorfixiert sind. Bild 2.13 zeigt das Prinzip des linienförmigen Innenhochdruckfügens und mögliche Fügestellen bei der Montage im Schienenwaggonbau.

---

<sup>2</sup> Diese Begründung ist sicherlich unzutreffend, da die Volumenkonstanz lediglich bei plastischer Umformung herangezogen werden kann.



**Bild 2.13 Linienförmiges Fügen im Schienenfahrzeugbau [Rei99]**

Zwischen den vormontierten Baugruppen, deren Handhabungsfestigkeit zunächst mithilfe der Schnapparme erreicht werden kann, existiert ein Zwischenraum, in den ein Rohr über die gesamte Fügezonlänge eingeführt wird. Anschließend wird das Rohr mithilfe eines Wirkmediendrucks aufgeweitet. Das expandierende Rohr bewirkt eine partielle Aufweitung der Anschlusselemente der Baugruppen, sodass die Hinterschneidungen der Schnapparmverbindungen ineinandergedrückt werden. Das plastisch umgeformte Rohr unterstützt zusätzlich den derart erzeugten formschlüssigen Fügeverbund, sodass dadurch ein Zurückfedern der Schnapparme und somit ein Herauslösen aus der Hinterschneidung vermieden wird. Eine zerstörungsfreie Demontage ist somit nicht mehr möglich, da das dafür notwendige elastische Einfedern der Schnapparme durch das aufgeweitete Rohr verhindert wird. Experimentelle Untersuchungen zum Innenhochdruckfügen von Aluminium und Magnesium für den strukturellen Leichtbau werden in [Hom06] beschrieben. Die Untersuchungen erfolgten unter Berücksichtigung einer Kleinstserienfertigung mit der Losgröße 1 und einer sehr guten Rezyklierfähigkeit der erzeugten Rahmenstruktur, sodass identische Werkstofflegierungen miteinander gefügt worden sind. Die experimentellen Untersuchungen zeigen die Einflüsse von Durchmesser Verhältnis der Nabe, maximaler Aufweitung unter Innendruck, Spaltweite und der Werkstoffkombination EN-AW6060 und AZ31 auf die Auszugsfestigkeit. Die dargestellten Ergebnisse folgen qualitativ den oben dargestellten Forschungsarbeiten.

DULOTIN et al. beschreiben die Fertigung einer Kalander-Walze für das Pressen von Papierlagen durch Autofrettagung. Hierbei wird ein gegossener Walzkörper in eine dünnwandige Ummantelung durch Innenhochdruck gefügt. Der gegossene Walzkörper ist hohl und wird direkt mit einem Wirkmediendruck beaufschlagt. Eine Abdichtung in axialer Richtung ist nicht erforderlich, da der Walzkörper stirnseitig geschlossen ist. Die Autoren geben für diesen Prozess sowohl Formeln für eine Bestimmung des Passfugendruckes als auch für den Wirkmediendruck zum Fügen an. Zur Bestimmung des Passfugendruckes geben die Autoren eine Gleichung an, die auf Basis der Radialspannungsdifferenz den Passfugendruck angeben soll, jedoch ist die Herleitung nicht

dargestellt. Für den notwendigen Wirkmediendruck zum Fügen wird folgende Beziehung angegeben, die auch die Zugfestigkeit  $R_{m,I}$  des äußeren Fügepartners berücksichtigt.

$$p_{1,p,\max} = p_1^{(vpl)} + p_{i,A} = \left( \frac{2k_{rI}}{\sqrt{3}} \right) \ln \left( \frac{1}{Q_1} \right) + 0,58 \cdot R_{m,I} (1 - Q_A^2). \quad (2.11)$$

Der erste Summand von Gleichung (2.11) beschreibt denjenigen Wirkmediendruck, der, unter Berücksichtigung des Fließkriteriums nach VON MISES, zu einer vollplastischen Aufweitung eines Zylinders unter Innendruck führt. Der zweite Summand ist jedoch nicht nachvollziehbar, da dieser die Zugfestigkeit anstatt der Fließspannung und einen unbekanntem Faktor enthält. Ferner sind typische Gleichungskomponenten der Elastizitätstheorie in der Formel enthalten. Auf Basis der Radialspannungsdifferenz geben die Autoren folgende Gleichung für den Passfugendruck an, deren Herleitung nicht erklärt ist:

$$p = \left( 1 - \frac{d_{a,A}^2}{d_{a,I}^2} \right) \left[ \frac{p_{i,A}}{d_{a,A}^2 - d_{a,I}^2} - \frac{\left( \frac{2 \cdot k_{rI}}{\sqrt{3}} \right) \ln \left( \frac{1}{Q_1} \right) + p_{i,A}}{d_{a,A}^2 - d_{a,I}^2} \right]. \quad (2.12)$$

Die Autoren führen experimentelle Untersuchungen durch, die die Gültigkeit beider Formeln stützen sollen. Für die Ermittlung des Passfugendruckes werden Fügeversuche durchgeführt. Die erzeugten Proben werden anschließend durch eine Axialkraft belastet. Das ermittelte Ergebnis wird schließlich durch Gleichung (2.10) auf den Passfugendruck bezogen. Die Autoren nehmen eine Reibung zwischen Stahl und Gusseisen mit  $\mu=0,07$  an und überschätzen die experimentell ermittelten Werte um 15%. Der Wert für die Reibung erscheint jedoch als sehr gering gewählt. Wenn man die Werte aus der Literatur (siehe z.B. Tabelle 2-4) betrachtet, so kommt man zu dem Ergebnis, dass Gleichung (2.12) den Passfugendruck um Faktor 3 überschätzt. Da zusätzlich die Reduzierung des Passfugendruckes durch die zurückfedernde Nabe unberücksichtigt bleibt und für die Zugfestigkeit eigentlich die Fließspannung eingesetzt werden müsste, erfolgt eine weitere Überschätzung des Passfugendruckes.

### 2.1.3.2 Gesenkgebundenes Innenhochdruckfügen

Obwohl das Fügen durch Innenhochdruckumformung (IHU) in einem Gesenk nur bedingt für die flexible Fertigung von leichten Rahmenstrukturen einsetzbar ist, soll im Folgenden auf die wesentlichen wissenschaftlichen Arbeiten eingegangen werden. Die betrachteten Arbeiten konzentrieren sich auf das kraft- und formschlüssige Fügen von Rohren, sowohl in axialer als auch in orthogonaler Richtung.

Das Fügen zweier Rohre, in an einem Ende in axialer Richtung in einem IHU-Gesenk gefügt werden, wurde von EICHHORN und MEYER untersucht. Die untersuchten Fügeverbindungen wur-

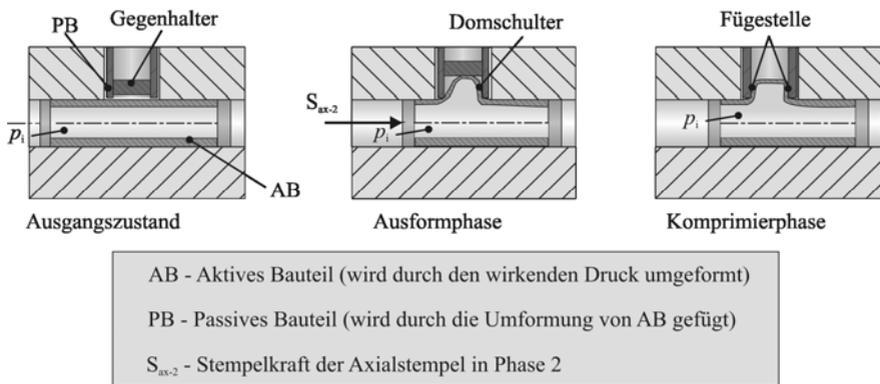
den aus dünnwandigen, geschweißten Stahlrohren unterschiedlicher Legierungen (DC04, S235, ZStE 340, X5CrNi 18-10) gefertigt. Die zu fügenden Bauteile wurden in ein IHU-Werkzeug eingelegt. Durch den Einsatz von Dichtstempeln wurde der aufgebaute Wirkmediendruck in axialer Richtung gehalten. Durch die Zuhaltkraft einer hydraulischen Presse in Richtung der Längsteilungsebene wurde die Durchmesseränderung bis zum Erreichen des Kavitätsthroughmessers durchgeführt. Durch verschiedene Werkzeugeinsätze konnte die Aufweitung im Bereich der Fügezone zwischen 1% und 5,8% variiert werden. Die Fügepartner wurden mit Wirkmediendrücken von bis zu 190 MPa kalibriert. Für die Berechnung des Passfugendruckes entwickelten die Autoren ein Berechnungsmodell, welches für das Fügen dünnwandiger Fügepartner anwendbar ist und die Fließspannung in Abhängigkeit vom Umformgrades  $k_f(\varphi)$ , den Außendurchmesser in Abhängigkeit vom Wirkmediendruckes  $D_A(p_i)$ , den Passfugendurchmesser in Abhängigkeit vom Passfugendruckes  $D_1(p)$  und die Wandstärken des inneren ( $s_1$ ) und äußeren Bauteil ( $s_A$ ) berücksichtigt.

$$p \approx k_f(\varphi) - \frac{D_A(p_i) - [D_1(p) + s_A + s_1]}{D_A} \cdot E_A. \quad (2.13)$$

Das entwickelte Berechnungsmodell wird anhand von Rohrauszugsversuchen verifiziert. Dabei weicht das Modell um Faktor 10 von den experimentellen Werten ab. Die Autoren geben dafür die vorhandene Restschmierung der Fügepartner im Bereich der Fügezone als Grund an [Eic04]. Weitere Gründe sind auch in den Versuchsbedingungen, der Bauteilgeometrie und in der Prozessführung zu sehen, die teilweise stark von den Empfehlungen der o.g. Autoren abweicht. Weitere Untersuchungen wurden zur Erzeugung von formschlüssigen Fügeverbindungen durch ein lokales Einbeulen, lokales Ausbeulen und das gemeinsame Einformen in eine umlaufende Sicke durchgeführt. Beim lokalen Einbeulen wurden beide Fügepartner aufgeweitet und durch einen Stempel, der radial zu den Bauteilen in Richtung Bauteilachse geführt wurde, lokal eingeformt. Beim lokalen Ausbeulen wurden die Fügepartner in lokale Ausbuchtungen in der Werkzeuggravur eingeformt. Eine Ausformung in eine umlaufende Kontur wurde beim Fügen in eine umlaufende Sicke durchgeführt. Die durchgeführten Arbeiten fokussieren auf die Prozessführung und die geometrische Kontur der derart erzeugten Fügegeometrien.

Als orthogonales Fügen bezeichnet TIBARI das Verbinden zweier rohrförmiger Bauteile, die nicht über ihre Mittenachsen positioniert und miteinander gefügt werden [Tib07]. Ziel seiner Arbeit ist eine Verkürzung der Prozesskette für die Fertigung von Rahmenstrukturen, deren hohlförmige Träger winklig zueinander gefügt werden sollen. Am Beispiel eines Referenzknotens entwickelt Tibari verschiedene Strategien zum Fügen eines Rohres an einen IHU-geformten Dom eines Basisrohres. Die erzeugten Fügestellen im Dombereich wurden kraftschlüssig, formschlüssig und unter Einsatz von Klebstoff ausgeführt. Die Erzeugung der Fügestellen untersucht TIBARI experimentell und mithilfe der FEM. Die Qualität der Fügestelle wird anhand von statischen Auszugsversuchen und dynamischen Biegebelastungen charakterisiert. Ebenso wie in [Woj04] beschrieben, zeigte sich, dass Fügeverbindungen bei dem Klebstoff zum Einsatz kamen,

die höchste quasistatische Axiallast aufnehmen konnten [Tib07]. Das Verfahrensprinzip des orthogonalen Fügens ist in Bild 2.14 dargestellt. Ein rohrförmiges Werkstück, bezeichnet wird dieses als „Aktives Bauteil“ (AB), wird in ein Gesenk eingelegt. Orthogonal zu dem Teil AB wird ein weiteres rohrförmiges Werkstück in das Gesenk eingelegt, da dieses aber nicht direkt mit einem Wirkmediendruck beaufschlagt wird, wird dieses Bauteil als „Passives Bauteil“ (PB) bezeichnet. In der anschließenden Ausformphase wird das Bauteil AB mit einem Wirkmediendruck beaufschlagt, und durch axiales Nachschieben wird ein Dom an der Stelle ausgeformt, an der Bauteil PB positioniert ist. Durch die Gestaltung des Bauteils PB lassen sich die oben genannten Verbindungsarten realisieren.



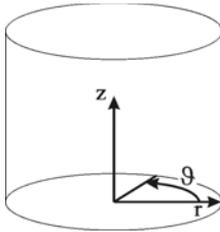
**Bild 2.14** Verfahrensprinzip des orthogonalen Fügens in einem IHU-Werkzeug [Tib07]

## 2.2 Rotationssymmetrischer Spannungs- und Dehnungszustand

### 2.2.1 Gleichungen zur linearen Elastizitätstheorie

Da aus Sicht des Konstrukteurs, neben den in Kapitel 2 genannten Randbedingungen zur Prozessgestaltung, die Verbindungsfestigkeit einer Fügeverbindung eine übergeordnete Rolle spielt, soll hier zunächst auf den Spannungszustand im Rohr, auf den sich viele der in der Literatur vorhandenen Berechnungsvorschläge berufen, eingegangen werden. Für viele technische Festigkeitsberechnungen kann auf die Grundlagen der linearen Elastizitätstheorie zurückgegriffen werden. Für das Fügen von rotationssymmetrischen Bauteilen sind Berechnungsvorschriften für die Fertigung von Längs- bzw. Querpresspassungen, beschrieben in der DIN 7190, auf Basis der linearen Elastizitätstheorie hergeleitet worden. Für das Innenhochdruckfügen sind die im Stand der Technik beschriebenen Berechnungsvorschläge von JANTSCHA, PODHORSKY/KRIPS, GARZKE und AL-AHMAD auf Basis der linearen Elastizitätstheorie entwickelt worden. Die Anwendung der linearen Elastizitätstheorie ist zulässig unter der Voraussetzung, dass die Verschiebungen, verursacht durch eine Kräfteinwirkung in dem zu betrachtenden Bauteil, klein gegenüber den Abmessungen des Bauteils sind. Eine weitere Bedingung stellt die Linearität der Werkstoffkennwerte

dar. Um für einen beliebigen Punkt eines elastischen Körpers die Verschiebungs-, Verzerrungs- und Spannungskomponenten zu berechnen, müssen 15 Gleichungen mit 15 Variablen gelöst werden. Für einen beliebigen elastischen Körper sind 3 Verschiebungskomponenten, 6 Verzerrungskomponenten und 6 Spannungskomponenten zu bestimmen. Für die Lösung dieser Formulierung stehen 6 kinematische, 3 kinetische (auch CAUCHY'sche Bewegungsgleichungen genannt) und 6 konstitutive (Werkstoff- bzw. Material-) Gleichungen zur Verfügung. Die Herleitung dieser Gleichungen ist in der Literatur beschrieben<sup>3</sup>, sodass diese im Folgenden für den Fall des ebenen Formänderungszustandes bei einer rotationssymmetrischen Struktur, hier ein dickwandiger Zylinder, zusammengefasst werden. Liegt ein rotationssymmetrischer Verzerrungszustand vor, so gelten folgende kinematische Gleichungen, die im Folgenden in Zylinderkoordinaten angegeben sind:



$$\begin{aligned} \varepsilon_{rr} &= \frac{\partial u}{\partial r}, & \varepsilon_{\theta\theta} &= \frac{u}{r}, & \varepsilon_{zz} &= \frac{\partial w}{\partial z}, \\ \varepsilon_{r\theta} &= \varepsilon_{\theta z} = 0, & \varepsilon_{rz} &= \frac{1}{2} \left( \frac{\partial w}{\partial r} + \frac{\partial u}{\partial z} \right) \end{aligned} \quad (2.14)$$

Ein rotationssymmetrischer Spannungszustand ist gekennzeichnet durch  $\sigma_{\theta r} = \sigma_{\theta z} = 0$  und die übrigen Spannungskomponenten sind unabhängig von der Umfangsrichtung  $\theta$ , sodass

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_{rr}}{\partial r} + \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial z} + \frac{1}{r} (\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}) + f_r &= \rho b_r, \\ \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma_{\theta r}}{\partial \theta} &= 0 \end{aligned} \quad (2.15)$$

$$\frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial r} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} + \frac{1}{r} \sigma_{rz} + f_z = \rho b_z.$$

unter der Bedingung geschrieben werden kann, dass für die richtungsabhängige Volumenkraft  $f_\theta = 0$  und die Beschleunigung  $b_\theta = 0$  gilt. Als konstitutive Beziehung kann das verallgemeinerte HOOKE'sche Gesetz herangezogen werden. Dieses lautet für den Fall, dass Rotationssymmetrie bei einem isotropen Werkstoff vorliegt.

<sup>3</sup> GALILEI 1564-42 (Untersuchungen am Biegebalken), HOOKE 1635-1703 (Proportionalität von Spannung und Dehnung), EULER 1707-83 (Stabknickung), CAUCHY 1789-1857 (Gleichungen zur Kontinuumsmechanik). Fachbücher zur Festigkeitslehre: von SZABÓ [Sza75], [Sza85] und MANG und HOFSTETTER [Man04] dienen.

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{rr} \\ \sigma_{\vartheta\vartheta} \\ \sigma_{zz} \\ \sigma_{rz} \end{Bmatrix} = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1 & \frac{\nu}{1-\nu} & \frac{\nu}{1-\nu} & 0 \\ & 1 & \frac{\nu}{1-\nu} & 0 \\ & & 1 & 0 \\ \text{symm.} & & & \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_{rr} - \alpha_T(T-T_0) \\ \varepsilon_{\vartheta\vartheta} - \alpha_T(T-T_0) \\ \varepsilon_{zz} - \alpha_T(T-T_0) \\ 2\varepsilon_{rz} \end{Bmatrix}. \quad (2.16)$$

Ein dickwandiger Zylinder wird mit gleich großem Innen- und Außendruck sowie mit axialem Zug  $\sigma_z$  beaufschlagt. Da Struktur und Belastung rotations-symmetrisch vorliegen, liegt Rotations-symmetrie des Verschiebungs-, Verzerrungs-, und Spannungszustandes vor, sodass gilt  $u_{,\vartheta} \equiv \mathcal{G} = 0$ ,  $\varepsilon_{r\vartheta} = 0$ ,  $\varepsilon_{\vartheta z} = 0$ ,  $\sigma_{r\vartheta} = 0$  und  $\sigma_{\vartheta z} = 0$ . Da aus  $\varepsilon_{rz}$  die Unabhängigkeit von  $w$  gegenüber  $u$  und  $z$  folgt, muss gelten  $\varepsilon_{rz} = 0$  und  $\sigma_{rz} = 0$ . Somit sind die drei Zylinderkoordinatenrichtungen  $r$ ,  $z$  und  $\mathcal{G}$  Verzerrungs- und Spannungshaupttrichtungen, sodass geschrieben werden kann  $\varepsilon_{rr} \equiv \varepsilon_r$ ,  $\varepsilon_{\vartheta\vartheta} \equiv \varepsilon_\vartheta$ ,  $\varepsilon_{zz} \equiv \varepsilon_z$  und  $\sigma_{rr} \equiv \sigma_r$ ,  $\sigma_{\vartheta\vartheta} \equiv \sigma_\vartheta$ ,  $\sigma_{zz} \equiv \sigma_z$ . Daraus ergibt sich für die Verzerrungshaupttrichtungen  $r$ ,  $z$  und  $\mathcal{G}$ , basierend auf (2.14), folgender Ausdruck:

$$\varepsilon_r = \frac{\partial u}{\partial r}, \quad \varepsilon_\vartheta = \frac{u}{r}, \quad \varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z} \quad (2.17)$$

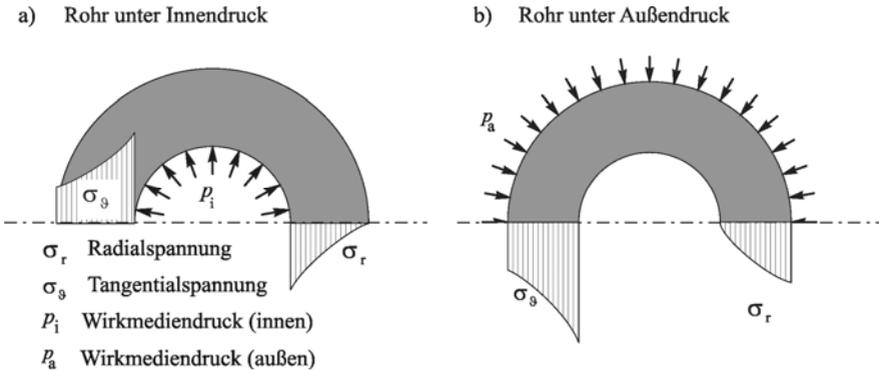
Für die Verzerrungshaupttrichtungen  $r$ ,  $z$  und  $\mathcal{G}$  folgt aus (2.15) mit  $f_r = f_z = b_r = b_z = 0$

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{1}{r}(\sigma_r - \sigma_\vartheta) = 0, \quad \text{und} \quad \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} = 0. \quad (2.18)$$

Mit der Bedingung  $T - T_0 = 0$  folgt aus (2.16) für die Verzerrungshaupttrichtungen  $r$ ,  $z$  und  $\mathcal{G}$

$$\begin{aligned} \sigma_r &= \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[ \varepsilon_r + \frac{\nu}{1-\nu}(\varepsilon_\vartheta + \varepsilon_z) \right], \\ \sigma_\vartheta &= \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[ \varepsilon_\vartheta + \frac{\nu}{1-\nu}(\varepsilon_z + \varepsilon_r) \right], \\ \sigma_z &= \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[ \varepsilon_z + \frac{\nu}{1-\nu}(\varepsilon_r + \varepsilon_\vartheta) \right]. \end{aligned} \quad (2.19)$$

Für den in Bild 2.15a beschriebenen Fall mit  $p_a = 0$  ist der größte Wert von  $\sigma_r$  und  $\sigma_\vartheta$  an der inneren Faser des Zylinders. Für den in Bild 2.15b beschriebenen Fall mit  $p_i = 0$  ist der größte Wert von  $\sigma_r$  an der äußeren und von  $\sigma_\vartheta$  an der inneren Faser des Zylinders.



**Bild 2.15** Spannungsverteilung an einem dickwandigen Zylinder unter Innen- bzw. Außendruck

Die betragsmäßig größten Spannungen sind die Tangentialspannungen. Unabhängig davon, ob das Rohr mit einem Innen- oder Außendruck beaufschlagt wird, erreichen die Tangentialspannungen den höchsten Wert stets am Innendurchmesser. Die höchsten Radialspannungen treten stets an der druckzugewandten Seite auf. Da die Radialspannungen dem Druck entgegengerichtet sind, ergibt sich ein negatives Vorzeichen. Auf der äußeren Faser eines Zylinders entspricht ein außen anliegender Druck der Radialspannung an der Oberfläche. Die Randbedingungen für die Belastungen aus Bild 2.15a lauten

$$r = r_a: \sigma_r = -p_a, \quad r = r_i: \sigma_r = -p_i, \quad (2.20)$$

Aus der zweiten Gleichung aus (2.18) folgt, dass die Spannung in z-Richtung unabhängig von z ist. Somit gilt unter Berücksichtigung von (2.20)

$$\sigma_z = \sigma_0 = \text{konst.} \quad \text{und} \quad \varepsilon_z = \text{konst.} \quad \text{Aus (2.17) folgt} \quad \varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z} \quad \text{und aus} \quad \varepsilon_z = \text{konst.}$$

folgt, dass die Verschiebung  $w$  eine in z-Richtung lineare Funktion sein muss. Aus diesem Grund sind die Verschiebung  $u$  und die Unbekannten  $\varepsilon_r, \varepsilon_\vartheta, \sigma_r$  und  $\sigma_\vartheta$  lediglich von  $r$  abhängig. Einsetzen von (2.17) in (2.19) und dessen Ergebnis in (2.18) führt auf folgende Differenzialgleichung:

$$\frac{d^2u}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{du}{dr} - \frac{u}{r^2} = 0 \quad (2.21)$$

Die allgemeine Lösung von (2.21) lautet:

$$u = Ar + \frac{B}{r} \quad (2.22)$$

Die Konstanten  $A$  und  $B$  sowie  $\varepsilon_z$  erhält man durch Einsetzen von (2.22) in die ersten der beiden Gleichungen von (2.17). Die Ergebnisse für  $\varepsilon_z$  und  $\varepsilon_\vartheta$  einsetzen in (2.19) und Bestimmen von  $\sigma_z$  und  $\sigma_\vartheta$  unter Berücksichtigung von (2.20) ergibt

$$A = -\frac{1}{E} \left[ (1-\nu) \frac{\left(\frac{r_a}{r_i}\right)^2 p_a - p_i}{\left(\frac{r_a}{r_i}\right)^2 - 1} + \nu \sigma_0 \right],$$

$$B = -\frac{1+\nu}{E} \frac{r_a^2}{\left(\frac{r_a}{r_i}\right)^2 - 1} (p_a - p_i), \quad (2.23)$$

$$\varepsilon_z = \frac{1}{E} \left[ 2 \cdot \nu \frac{\left(\frac{r_a}{r_i}\right)^2 p_a - p_i}{\left(\frac{r_a}{r_i}\right)^2 - 1} + \sigma_0 \right]$$

Einsetzen der Konstanten  $A$  und  $B$  in (2.22) ergibt die Verschiebung  $u$ , und durch Integration des Ausdruckes für  $\varepsilon_z$  nach (2.17) folgt für  $w$

$$u = -\frac{r}{E} \left\{ \frac{\left[ (1-\nu) + (1+\nu) \left(\frac{r_i}{r}\right)^2 \right] \left(\frac{r_a}{r_i}\right)^2 p_a - \left[ (1-\nu) + (1+\nu) \left(\frac{r_a}{r}\right)^2 \right] p_i}{\left(\frac{r_a}{r_i}\right)^2 - 1} + \nu \sigma_0 \right\}, \quad (2.24)$$

$$w = \frac{z}{E} \left[ 2 \cdot \nu \frac{\left(\frac{r_a}{r_i}\right)^2 \cdot p_a - p_i}{\left(\frac{r_a}{r_i}\right)^2 - 1} + \sigma_0 \right] + C$$

Wenn  $w = 0$  und  $z = 0$ , wird die Integrationskonstante  $C$  gleich null. Einsetzen von (2.24) in (2.17) und Eintragen des Ergebnisses in (2.19) ergibt für die radialen und tangentialen Spannungen in einem dickwandigen Rohr

$$\sigma_r = - \frac{\left[ 1 - \left(\frac{r_i}{r}\right)^2 \right] \left[ \left(\frac{r_a}{r_i}\right)^2 p_a + \left[ \left(\frac{r_a}{r}\right)^2 - 1 \right] \cdot p_i \right]}{\left(\frac{r_a}{r_i}\right)^2 - 1}, \quad (2.25)$$

$$\sigma_\theta = - \frac{\left[ 1 + \left(\frac{r_i}{r}\right)^2 \right] \left[ \left(\frac{r_a}{r_i}\right)^2 p_a - \left[ \left(\frac{r_a}{r}\right)^2 + 1 \right] \cdot p_i \right]}{\left(\frac{r_a}{r_i}\right)^2 - 1}$$

Die Gleichungen (2.25) beschreiben den Spannungsverlauf in radialer und tangentialer Richtung in Abhängigkeit der Geometrie und des wirkenden Innen- oder Außendruckes. Diese Gleichungen wurden erstmals 1852 von GABRIEL LAMÉ aufgestellt [Gie05].

### 2.2.2 Fließbedingung und Vergleichsspannung

Da beim Fügen durch Weiten der innere Fügepartner plastisch umgeformt werden muss, ist die Kenntnis, unter welchen Bedingungen plastisches Fließen einsetzt, erforderlich. Um diesen Punkt analytisch zu bestimmen, stehen Fließbedingungen zur Verfügung. Als Fließbedingung wird derjenige Zusammenhang zwischen den Spannungskomponenten bezeichnet, bei dem die Voraussetzungen für rein elastisches Werkstoffverhalten nicht mehr erfüllt werden können und plastisches Fließen eintritt [Bet93]. Wird dieser Spannungszustand überschritten, beginnt der Werkstoff zu fließen, sodass nach einer Wegnahme dieser äußeren Kräfte der Ausgangszustand nicht mehr erreicht werden kann, sondern dieser vielmehr um einen plastischen Anteil verändert worden ist [Iss04]. Die Fließspannung  $k_f$  eines Werkstoffes ist die Spannung, welche im Fall eines einachsigen Spannungszustandes in einem Werkstück wirken muss, damit plastisches Fließen in diesem beginnt bzw. beibehalten werden kann. Das Fließen eines Werkstoffes bewirkt eine bleibende plastische Formänderung, wenn durch die Einwirkung äußerer Kräfte bzw. Span-

nungen die Fließgrenze  $k_f$  überschritten wird [Klo06]. Eine Bedingung für das Verhalten eines Körpers im plastischen Zustand ist die Volumenkonstanz, d.h., dass sich das Volumen eines Körpers unter Belastung nicht ändern darf. Die Bedingung der Volumenkonstanz trifft für die meisten metallischen Werkstoffe zu. Die Vergleichsspannung ist eine mathematische Konstruktion, die es auf Basis von Festigkeitshypothesen erlaubt, mehrachsige (auch ungleichartige) Spannungszustände auf eine gleichwertige einachsige Spannung umzurechnen und diese so miteinander vergleichbar zu machen bzw. aufgrund eines Spannungszustandes den Beginn plastischen Fließens zu bestimmen. Mithilfe der Berechnung der Vergleichsspannungen kann bei einem mehrachsigen Spannungszustand auf eine zulässige oder gesuchte Spannung, wie beispielsweise die Fließspannung, geschlossen werden. Um einen derartigen Vergleich durchführen zu können, werden im Folgenden die Ausgangsgleichungen häufig verwendeter Festigkeitshypothesen vorgestellt [Hol06]:

### **Größte Schubspannung**

Die Hypothese der größten Schubspannung (SH) geht zurück auf Untersuchungen von TRESCA [Tre13]. Demnach ist bekannt, dass die größte Schubspannung unter einem Winkel von  $45^\circ$  zu jeder der drei Hauptspannungen verläuft. Die Fließhypothese nach TRESCA ist gekennzeichnet durch die Annahme, dass für den Eintritt des Fließens die maximale Schubspannung<sup>4</sup> maßgebend ist. Daraus folgt die Definition der Vergleichsspannung  $\sigma_v$  als Differenz der Hauptnormalspannungen  $\sigma_1 = \sigma_{\max}$  und  $\sigma_3 = \sigma_{\min}$ , sodass gilt

$$\sigma_{v(\text{SH})} = \sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_{\max} - \sigma_{\min} = k_f \quad (2.26)$$

Die mittlere der Hauptschubspannungen bleibt bei der Schubspannungshypothese unberücksichtigt.

### **Größte Gestaltänderungsenergie**

Die Hypothese der größten Gestaltänderungsenergie (GEH) geht auf HUBER, HENKY und VON MISES zurück [Mis64]. Nach (2.27) tritt Fließen ein, wenn die elastische Gestaltänderungsenergie folgender Beziehung entspricht:

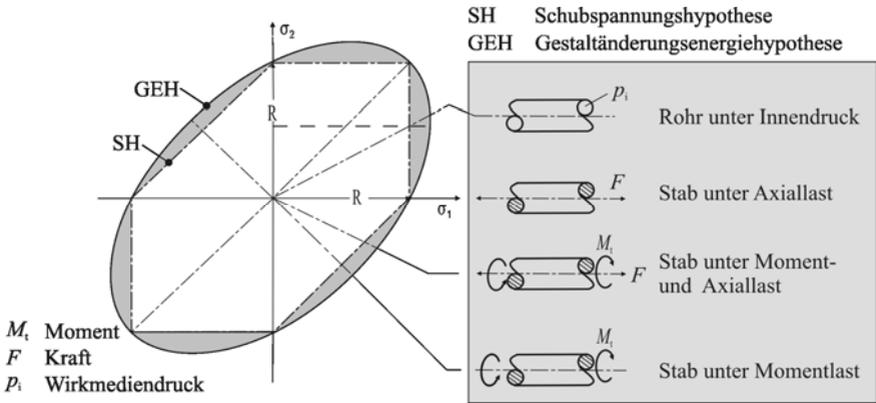
$$\sigma_{v(\text{GEH})} = \sqrt{\frac{1}{2} \left[ (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right]} = k_f. \quad (2.27)$$

Bei der Gestaltänderungsenergiehypothese werden alle Hauptspannungen in einem Werkstoff berücksichtigt. Sowohl die Schubspannungshypothese als auch die Gestaltänderungsenergie-

---

<sup>4</sup> Zusätzlich muss gelten, dass der Betrag des hydrostatischen Anteils des Spannungstensors unerheblich ist.

hypothese beschreiben den Beginn des plastischen Fließens bei Überschreitung einer Vergleichsspannung durch eine Einzellast oder ein Lastkollektiv, die auf das Bauteil einwirken [Slu04]. Bei einem zweiachsigen Spannungszustand können alle Kombinationen eines wirkenden Lastkollektives in einem sogenannten Fließortkurvendiagramm dargestellt werden. Bild 2.16 zeigt in der Hauptspannungsdarstellung die Fließorte nach der SH bzw. GEH und gibt Beispiele für Fließorte in Abhängigkeit des Lastkollektivs [Iss04].



**Bild 2.16 Vergleich der Fließortkurven nach TRESCA (SH) und von MISES (GEH)**

Die Fläche der Ellipse (GEH) bzw. des Hexagons (SH) beschreiben alle diejenigen Zustände, die während einer wirkenden Einzellast oder eines Lastkollektivs elastische Dehnungen im Werkstück hervorrufen. Die Berandung repräsentiert die beginnenden plastischen Spannungszustände und somit die Fließkurve. Die eingezeichnete gestrichelte Linie, dargestellt in Bild 2.16, die parallel zur Hauptspannungsabzisse verläuft, zeigt ein Beispiel für den Unterschied zwischen den beiden Hypothesen. Anhand dieses Beispiels lässt sich zeigen, dass nach der GEH eine Spannung  $\sigma_1 = k_f$  nicht ausreicht, um ein plastisches Fließen eines Werkstoffes herbeizuführen, wenn gleichzeitig eine zweite Hauptspannung  $\sigma_2$  wirkt, deren Betrag halb so groß wie  $k_f$  ist [Bir08]. Im Gegensatz dazu tritt nach der SH bei gleichem Lastkollektiv ein plastisches Fließen im Werkstoff auf. Für den Fall der einachsigen Beanspruchung liefern die Vergleichsspannungen nach der SH und der GEH identische Werte, sodass gilt:

$$\sigma_{v(GEH)} = \sigma_{v(SH)} = k_f \tag{2.28}$$

Der Einfluss radialer oder tangentialer Anisotropie, wie sie beim Ziehen oder Extrudieren von dünnwandigen Rohren vorkommt, kann bei der Erstellung von Fließortkurven berücksichtigt werden [Pöh06]. Die größte Abweichung zwischen den Hypothesen kann für den Fall aufgezeigt werden, dass ein dünnwandiges Rohr mit einem Innendruck beaufschlagt wird, sodass gilt:

$$\frac{\sigma_2}{\sigma_1} = 0,5 \quad (2.29)$$

bzw. bei reiner Torsionsbelastung mit

$$\frac{\sigma_2}{\sigma_1} = -1 \quad (2.30)$$

Der Unterschied zwischen den Vergleichsspannungen für die in (2.29) und (2.30) skizzierten Fälle beträgt im Maximum 15,5%. Aus Bild 2.16 geht hervor, dass eine Berechnung nach der SH konservativ erfolgt und man somit immer auf der sicheren Seite gegen Versagen<sup>5</sup> liegt. Die Verwendung der GEH bei der Festigkeitsberechnung von Bauteilen erlaubt somit eine wirtschaftlichere Auslegung, da eine starke Überdimensionierung der Bauteile vermieden werden kann. Ferner ergeben sich bessere Übereinstimmungen zwischen der GEH und experimentell ermittelten Werten. Ein weiterer Vorteil der GEH gegenüber der SH liegt in der einfacheren Art der Berechnung, da keine Reihenfolgebildung der Hauptspannungen erfolgen muss [Iss04]. Entsprechend der Indizierungsregel (9.2) können für die Hauptnormalspannungen, unter der Bedingung der Rotationssymmetrie, folgende Schreibweisen der Spannungen in Zylinderkoordinaten verwendet werden [Läpp06]:

Wenn  $p_i > p_a$  gilt, so können die Hauptnormalspannungen wie folgt geschrieben werden:

$$\begin{aligned} \sigma_1 &\equiv \sigma_\vartheta; \\ \sigma_2 &\equiv \sigma_z; \\ \sigma_3 &\equiv \sigma_r. \end{aligned} \quad (2.31)$$

Wenn  $p_a > p_i$  ergeben sich die Hauptnormalspannungen wie folgt:

$$\begin{aligned} \sigma_1 &\equiv \sigma_r; \\ \sigma_2 &\equiv \sigma_z; \\ \sigma_3 &\equiv \sigma_\vartheta. \end{aligned} \quad (2.32)$$

---

<sup>5</sup> Da die SH und die GEH aus der Festigkeitslehre stammen, spricht man im Allgemeinen von Versagen, wenn nicht mehr ausgeschlossen werden kann, dass bei dem berechneten Vergleichsspannungsniveau plastisches Fließen auftritt.

Für einen Zylinder unter Innendruck gilt, dass plastische Deformationen zunächst beginnend am Innendurchmesser auftreten, da dort, wie bereits oben genannt, die größten Spannungen auftreten. Von dort ausgehend bildet sich ein plastischer Bereich aus, jedoch bleibt der äußere Bereich der Nabe zunächst elastisch. Mit steigendem Innendruck vergrößert sich der plastische Bereich kreisförmig mit einem wachsenden Radius  $\rho_p$ , der den äußeren Radius des plastischen Bereiches beschreibt. Der Radius  $\rho_p$  wächst, bis  $\rho_p = r_{1,a}$  erreicht. Zur Ermittlung der Spannungen im Nabenumkehrquerschnitt, die im elastischen Bereich vorliegen, kann nach MANG [Man04] von der allgemeinen Lösung der Differenzialgleichung (2.22) mit folgenden Randbedingungen zur Ermittlung der Konstanten  $A$  und  $B$  ausgegangen werden

$$u = Ar + \frac{B}{r} \quad \begin{array}{ll} \sigma_r = 0 & \text{für } r = r_{1,a} \\ \sigma_\theta - \sigma_r = k_f & \text{für } r = \rho_p. \end{array} \quad (2.33)$$

Einsetzen von (2.22) in die kinematische Beziehung (2.19) und unter Berücksichtigung von  $\varepsilon_z = 0$  ergibt für die Radial- und Tangentialspannungen folgenden Ausdruck

$$\sigma_r = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[ \frac{du}{dr} + \frac{\nu}{1-\nu} \frac{u}{r} \right], \quad (2.34)$$

$$\sigma_\theta = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left[ \frac{u}{r} + \frac{\nu}{1-\nu} \frac{du}{dr} \right].$$

Einsetzen der Gleichung  $u$  (2.23) und der Randbedingung von (2.33) in (2.34) ergibt die Gleichungen für  $\rho_p \leq r \leq r_{1,a}$

$$\sigma_r = \frac{k_f}{2} \left( \frac{\rho_p}{r_{1,a}} \right)^2 \left[ 1 - \left( \frac{r_{1,a}}{r} \right)^2 \right], \quad (2.35)$$

$$\sigma_\theta = \frac{k_f}{2} \left( \frac{\rho_p}{r_{1,a}} \right)^2 \left[ 1 + \left( \frac{r_{1,a}}{r} \right)^2 \right].$$

Für den plastischen Bereich erhält man durch Einsetzen der TRESCA'schen Fließbedingung in die Gleichgewichtsbedingung (2.18)

$$\frac{d\sigma_r}{dr} = \frac{k_f}{r}. \quad (2.36)$$

Integration von (2.36) liefert

$$\sigma_r = k_f \ln r + C. \quad (2.37)$$

Zur Ermittlung der Integrationskonstanten  $C$  steht die Bedingung zur Verfügung, dass mit  $r = \rho_p$ , also gerade vor dem Übergang des elastischen in den plastischen Bereich, die Radialspannungen nach Gleichung (2.35) und nach (2.37) gleichgesetzt werden können, sodass folgt

$$\frac{k_f}{2} \left[ \left( \frac{\rho_p}{r_{i,a}} \right)^2 - 1 \right] = k_f \ln \rho_p + C. \quad (2.38)$$

Umstellen nach  $C$  und Einsetzen in (2.37) ergibt  $\sigma_r$  für  $\rho_p \geq r \geq r_{i,i}$ . Einsetzen von  $\sigma_r$  in die TRESCA'sche Fließbedingung nach (2.26) ergibt die Tangentialspannung  $\sigma_\theta$  für  $\rho_p \geq r \geq r_{i,i}$ , sodass sich die beiden Hauptspannungen ergeben zu

$$\sigma_r = \frac{k_f}{2} \left[ 2 \cdot \ln \frac{r}{\rho_p} + \left( \frac{\rho_p}{r_{i,a}} \right)^2 - 1 \right], \quad (2.39)$$

$$\sigma_\theta = \frac{k_f}{2} \left[ 2 \cdot \ln \frac{r}{\rho_p} + \left( \frac{\rho_p}{r_{i,a}} \right)^2 + 1 \right], \quad r_{i,a} \leq r \leq \rho_p.$$

Zur Ermittlung eines Wertes für  $\rho_p$ , wenn ein Innendruck gegeben ist, gilt zunächst für Gleichung (2.39)  $\sigma_r = -p_i$  und  $r = r_{i,i}$ . Unter Berücksichtigung der Vereinfachung  $Q_A$  aus (4.11) folgt

$$\frac{2 \cdot p_i}{k_f} = 2 \cdot \ln \frac{\rho_p}{r_{i,i}} - \left( \frac{\rho_p Q_A}{r_{i,i}} \right)^2 + 1. \quad (2.40)$$

Eine Lösung für  $\rho_p$  kann nur numerisch oder durch eine Reihenentwicklung durchgeführt werden. Allerdings kann unter der Bedingung, dass die Nabe vollständig plastisch umgeformt ist, für  $\rho_p = r_{i,a}$  geschrieben werden, sodass folgende Vereinfachung gemacht werden kann:

$$\left( \frac{\rho_p \cdot Q_A}{r_{i,i}} \right)^2 = \left( \frac{r_{i,a} \cdot Q_A}{r_{i,i}} \right)^2 = 1. \quad (2.41)$$

Mit Gleichung (2.41) in (2.40) und Umstellen nach dem Druck folgt für den Wirkmediendruck  $p_1^{(vpl)}$ , der denjenigen Wirkmediendruck angibt, bei dem eine vollplastische Aufweitung des Zylinders erfolgt,

$$p_1^{(vpl)} = k_{t1} \cdot \ln \frac{1}{Q_1}. \quad (2.42)$$

### 2.3 Zusammenfassung

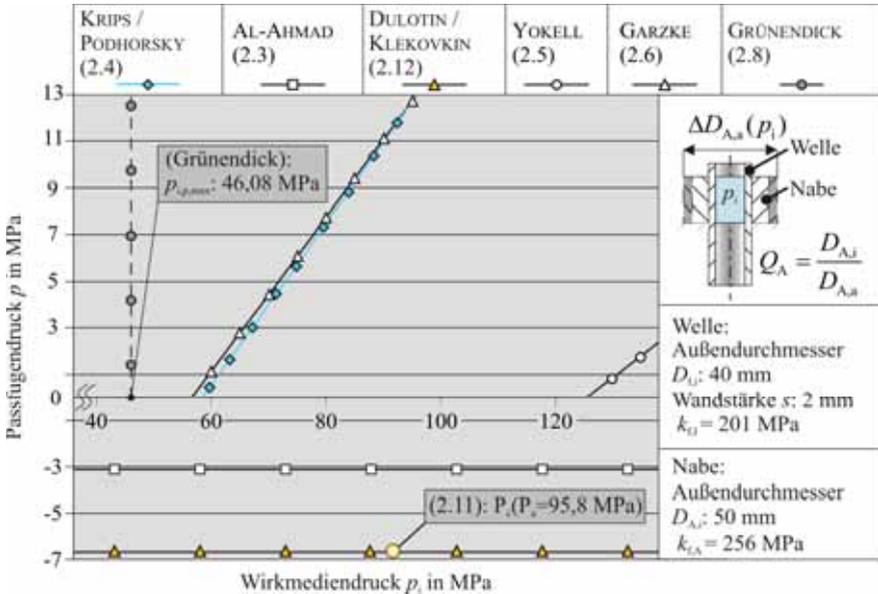
Im Stand der Technik wurden zunächst allgemeine Anforderungen an einen Fügeprozess vorgestellt. Ausgehend von diesen Kriterien ist eine wesentliche ingenieurwissenschaftliche Herausforderung die Auslegung und Vorhersage der Verbindungsfestigkeit. Aus der Sicht der Prozessführung muss der Fügeprozess derart gestaltet werden, dass die Fügeverbindung technologisch und wirtschaftlich sinnvoll ausgeführt werden kann. Die vorgestellten Berechnungsvorschläge für die Bestimmung signifikanter Prozesskenngrößen sind in Tabelle 2-5 zusammengefasst.

**Tabelle 2-5 Berechnungsvorschläge signifikanter Prozesskennwerte**

Prozesskennwert	Gleichung	Autor	Jahr
Passfugendruck $p$ in MPa (VON MISES)	(2.4)	Krips/Podhorsky	1972
Passfugendruck $p$ in MPa	(2.3)	Al-Ahmad	1980
Wirkmediendruck $p_{i,p,max}$	(2.11)	Dulotin/Klekovkin	1990
Passfugendruck $p$ in MPa	(2.12)		
Passfugendruck $p$ in MPa	(2.5)	Yokell	1991
Passfugendruck $p$ in MPa (TRESKA)	(2.6)	Garzke	2001
Wirkmediendruck $p_{i,p,max}$	(2.8)	Grünendick	2004

Die Bewertungskriterien für eine sinnvolle technologische und wirtschaftliche Ausführung des Fügeprozess müssen sowohl unter fertigungstechnischen als auch unter betriebswissenschaftlichen Gesichtspunkten erfolgen. Für die Kleinserienfertigung von Rahmenstrukturen in Leichtbauweise müssen demnach beispielsweise Werkzeugkosten gering gehalten werden und eine bestmögliche Werkstoffausnutzung angestrebt werden. Unter diesen Randbedingungen wurden die Verfahren des Fügens durch Weiten vorgestellt und analysiert. Aus Sicht der Werkzeugtechnik und Prozessführung bietet das gesenkfreie Innenhochdruckfügen aufgrund der einfachen Werkzeuggestaltung ein großes Potenzial, die genannten Randbedingungen einer Kleinserie zu erfüllen, sodass auf dieses Verfahren fokussiert wurde. Bild 2.17 zeigt einen Vergleich der vor-

gestellten Berechnungen für den Passfugendruck und des notwendigen Wirkmediendruckes am Beispiel einer Fügeverbindung aus dem Werkstoff Aluminium EN-AW6060.



**Bild 2.17 Berechnung von Prozesskenngößen am Beispiel einer Fügeverbindung aus dem Werkstoff Aluminium EN-AW6060**

Alle vorgestellten Arbeiten beziehen sich bei den experimentellen Untersuchungen auf die Erzeugung von Fügeverbindungen auf Stahlwerkstoffkombinationen. Wissenschaftliche Arbeiten, die den Werkstoff Aluminium betrachten, lagen nicht vor. Die vorgestellten Arbeiten, die eine Berechnung des Passfugendruckes beschreiben, wurden überwiegend für die Fertigung von Rohr-Rohr-Plattenverbindungen verfasst. Die dargestellten Berechnungen von KRIPS/PODHORSKY ähneln jedoch den Berechnungen, wie sie für eine Anordnung von Welle/Nabe-Verbindungen üblich sind. Eine Ausnahme bilden die Arbeiten von GARZKE und AL-AHMAD, die eine Fertigung von Bauteilen in Welle-Nabe-Anordnung beschreiben. Die Abweichung in den Berechnungen für den Passfugendruck basiert auf den unterschiedlichen Idealisierungen und Annahmen der Autoren. So berücksichtigt AL-AHMAD (Gleichung (2.3)) lediglich die elastischen Anteile einer Aufweitung, ohne die plastische Deformation der Welle in die Berechnung einzubeziehen. Die Betrachtung der Fügeprozessführung, also der entsprechenden Wirkmediendruckführung, wird nicht durchgeführt. Die Berechnungen von YOKELL und GARZKE unterscheiden sich im Wirkmediendruck, der mindestens erforderlich ist, um einen Passfugendruck zu erzeugen, um wenigstens 200%. Eine Berücksichtigung der Fließgrenze der Nabe erfolgt bei keiner der vorgestellten Arbeiten, sodass eine Obergrenze für den Prozess nicht be-

stimmt werden kann. Da in dem gewählten Beispiel (Bild 2.17) ein dünnwandiges Rohr als innerer Fügepartner betrachtet wird und der Unterschied der Fließgrenzen der eingesetzten Werkstoffe gering ist, ist folglich die Tangentialspannungsdifferenz bei Betrachtung der elastischen Anteile (nach AL-AHMAD) gering. Nach der Gleichung von (2.3) wäre demnach eine Verbindung aus dem Werkstoff EN-AW6060 und der vorgeschlagenen Geometrie nicht herstellbar.

### 3 Zielsetzung

Das Verfahren des Innenhochdruckfügens stammt historisch aus dem Anlagenbau und wird mittlerweile auch für den Aggregatebau in der Automobilindustrie eingesetzt. Da in beiden Branchen überwiegend Stahlwerkstoffe für den spezifischen Anwendungsfall gefügt werden, nehmen auch wissenschaftliche Arbeiten hinreichend Bezug auf eine Fügestellenauslegung speziell für das Fügen dickwandiger Stahlbauteile. Da der Leichtbau in den letzten Jahren stetig an Bedeutung zugenommen hat, gilt es hierfür entsprechende Fügeverfahren, die für die jeweilige Fertigungsaufgabe zur Verfügung stehen, und Berechnungsmethoden zu entwickeln, die eine Auslegung der zu erzeugenden Fügestelle ermöglichen. Unter Berücksichtigung des Fertigungsziels, innerhalb einer kleinserialtauglichen Prozesskette leichte Rahmenstrukturen mit der Losgröße 1 bis 100 zu fertigen, kann dies beispielsweise bedeuten, dass vor dem Hintergrund der Rezyklierfähigkeit von Tragwerkstrukturen sowie der Werkstoffkosten nur eine einzige Werkstoffart oder sogar identische Werkstoffe für Profile und Anschlusselemente bzw. Knotenbauteile verwendet werden. Ferner bedeutet dies, dass der finanzielle Aufwand für die Fertigung oder Beschaffung von Fügwerkzeugen gering gehalten werden muss, um eine wirtschaftliche Fertigung zu ermöglichen.

Weder das Fügen von Aluminium durch Innenhochdruckumformung, eine durchzuführende Fügestellenvorbereitung noch die Ermittlung entsprechender Kennwerte, die eine Auslegung der Betriebsmittel erlauben, sind in der Literatur beschrieben. Insbesondere zu der Prozessführung für die Fertigung, beispielsweise von Verbindungen in Welle-Nabe-Anordnung, finden sich keine Hinweise in der Literatur, da gerade bei dickwandigen Stahlbauteilen die verfügbaren Wirkmediendrucke stets eine ausschließliche elastische Aufweitung des äußeren Fügepartners erlauben. Aus diesem Grund existieren keine Berechnungsvorschläge für die Fügeprozessauslegung des Innenhochdruckfügens, die sinnvolle Grenzwerte für den Wirkmediendruck zur Verfügung stellen. Die Kenntnis eines minimal notwendigen und maximal sinnvollen Wirkmediendruckes ist bei der Beschaffung entsprechender Betriebsmittel wie Vorfüllpumpen und Hochdruckaggregate wichtig, um eine geeignete Dimensionierung des anlagentechnischen Aufwandes durchführen zu können.

Gerade die flexible Fertigung von leichten Rahmenstrukturen generiert besondere Anforderungen an den Fügeprozess. Beispielsweise sollen die Werkzeugkosten je Fügestelle bei einer variantenreichen Fertigung gering gehalten werden. Für den Fall des Innenhochdruckfügens bedeutet dies den Verzicht auf aufwendige Dichtsysteme, wie sie in der Massenfertigung, zum Beispiel für den Bau von Nockenwellen, Verwendung finden. Im Rahmen dieser Arbeit sollen Fügestellen mit entsprechend vereinfachten Fügwerkzeugen erzeugt werden und der Einfluss auf die Fügestelle und die Fügeprozessauslegung bestimmt werden. Andererseits gilt es Fügestrategien und Alternativen in der Fügestellengestaltung zu finden, die eine Steigerung der Lastübertragung, selbst bei der Verwendung identischer Werkstoffe, ermöglichen.

Zielsetzung und Motivation dieser Arbeit ist es daher, für das Fügen durch Weiten am Beispiel des gesenkfreien, wirkmedienbasierten Innenhochdruckfügens Berechnungsgrundlagen für das Fügen durch Weiten mit Innenhochdruck zu liefern, sodass

- die Fügestellengestaltung in Abhängigkeit der Werkstoffe und Geometrien der Fügepartner erfolgen kann, und
- die Fügeprozessführung unter Berücksichtigung der zu verbindenden Fügepartner mit einfachen Fügewerkzeugen sinnvoll und
- unter Verwendung entsprechend ausgelegter Betriebsmittel durchgeführt werden kann.

Aus diesem Grund gilt es signifikante Prozesskenngrößen zu bestimmen, die sowohl wichtige Druckkennwerte als auch die Bestimmung der Fügestellenfestigkeit beinhalten. Signifikante Prozesskenngrößen sind in Tabelle 3-1 dargestellt.

**Tabelle 3-1 Prozesskenngrößen**

Parameter	Beschreibung
$p$	Berechnung des Passfugendruckes
$p_{max}$	Maximal erzielbarer Passfugendruck
$p_{i,min}$	Wirkmediendruck, der höchstens zu einer elastischen Aufweitung von Welle und Nabe führt.
$p_{i,p,min}$	Wirkmediendruck, bei dessen Überschreitung die Ausbildung eines Passfugendruckes beginnt.
$p_{i,p,max}$	Wirkmediendruck, nach dessen Überschreitung, eine geringere Zunahme des Passfugendruckes erfolgt.
$p_{i,max}$	Wirkmediendruck, der zu einer plastischen Aufweitung von Welle und Nabe führt (maximaler Wirkmediendruck, der bei einer gegebenen Kombination aus Geometrie und Werkstoffen der Fügepartner höchstens für die Hochdruckstufe des Druckaggregates benötigt wird).

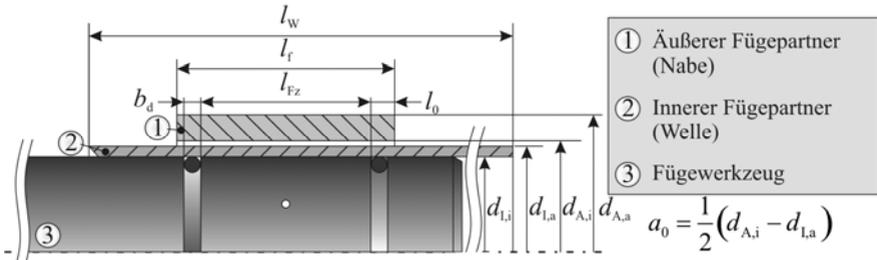
In der vorliegenden Arbeit werden deshalb Grundlagenuntersuchungen mit ergänzenden Berechnungen durchgeführt, die eine Gestaltung der Prozessführung am Beispiel des Fügens durch Weiten von Profilen ermöglichen. Insbesondere sollen hier Berechnungsvorschläge entwickelt werden, die es erlauben, die Festigkeit einer Fügeverbindung zu bestimmen und die notwendigen Wirkmediendrucke zu ermitteln, um die Anforderung an entsprechende Betriebsmittel, wie beispielsweise von Hochdruckaggregaten, aufzustellen. Zusätzlich werden Gestaltungshinweise für eine prozessangepasste Fügestellengestaltung gegeben, die es ermöglicht, eine Lastübertragung kraftschlüssig oder mithilfe von unterstützendem Strukturklebstoff zu gewährleisten.

### 4 Prozessanalyse zum Fügen durch Innenhochdruck

Für die Untersuchungen zum Innenhochdruckfügen wird auf den Einsatz analytischer Berechnungen, FE-Simulationen und experimenteller Untersuchungen zurückgegriffen. Um Ergebnisse zu erzielen, die zwischen den einzelnen Methoden vergleichbar sind, wurden Parameter definiert, die folgende Eigenschaften der Fügepartner und des Fügeprozesses beschreiben:

- die Geometrie der Fügepartner,
- die verwendeten Werkstoffe und
- den Aufbau der eingesetzten Fügwerkzeuge zur Aufbringung des Wirkmediendruckes.

Zunächst sind geometrische Parameter definiert worden, die sich auf Durchmesser und Längenabmaße der Fügepartner und des Fügwerkzeuges beziehen. Für den äußeren Fügepartner (Nabe) sind hier der Außendurchmesser  $d_{A,a}$ , der Innendurchmesser  $d_{A,i}$ , sowie die nominale Länge der Fügezone  $l_f$ , also die Länge der Nabe, angegeben. Vergleichbare geometrische Abmessungen wurden für den inneren Fügepartner durch die Angabe von Außendurchmesser  $d_{I,a}$ , Innendurchmesser  $d_{I,i}$  sowie die Länge der Welle  $l_w$ , beschrieben. Der radiale Anfangsspalt  $a_0$  zwischen den Fügepartnern wird definiert als halbe Differenz aus dem Innendurchmesser der Nabe und dem Außendurchmesser der Welle. Bild 4.1 zeigt diese geometrischen Abmessungen.



**Bild 4.1 Geometrische Randbedingungen im Rahmen der Untersuchungen zum Innenhochdruckfügen**

Der Abstand zwischen den beiden Dichtelementen gibt die Fügelänge  $l_f$  an. Die Breite der Dichtelemente  $b_d$  und die Drucküberstandslänge  $l_0$ , die als die halbe Differenz zwischen Länge der Nabe und der Fügezone definiert ist. Ferner sollen die Untersuchungen zum Fügen durch Innenhochdruck an Proben, die aus dem Werkstoff Aluminium EN-AW6060 gefertigt worden sind, durchgeführt werden. Das Fügwerkzeug soll für die Applikation des Wirkmediendruckes eingesetzt werden, sodass der Druckaufbau, der zu einer Umformung der Welle führt, auf die Fügestelle begrenzt wird. Die Begrenzung in axialer Richtung erfolgt mithilfe von zwei Dichtelementen. Eine Durchführung des Fügeprozesses in ein Gesenk ist nicht vorgesehen.

#### 4.1 Analytischer Ansatz zur Berechnung des Passfugendruckes kraftschlüssiger Fügeverbindungen bei dünnwandigem inneren Fügepartner

Für die Höhe der Verbindungsfestigkeit sind die Gestaltung der Fügestelle, die Prozessführung sowie die verwendeten Werkstoffe von entscheidender Bedeutung. Für die Berechnung der hier untersuchten Fügeverbindung zwischen einer dünnwandigen Welle und einer dickwandigen Nabe sollen folgende Annahmen und Idealisierungen getroffen werden:

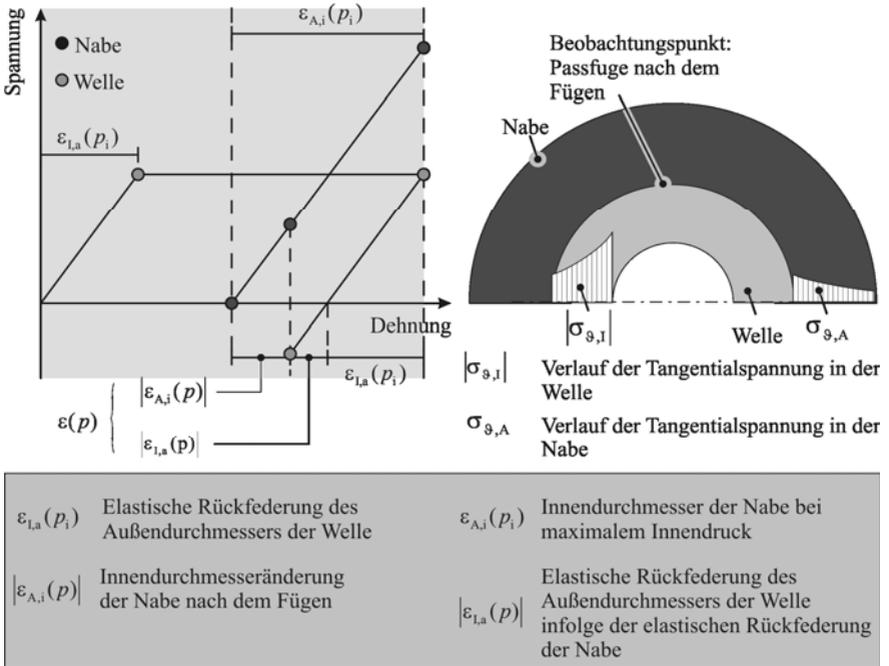
- Der berechnete Passfugendruck entspricht einer radial gerichteten Spannung, die auf die Kontaktflächen beider Fügepartner wirkt. Über den Mechanismus der COULOMB'schen Reibung können Lasten über die erzeugte Fügestelle übertragen werden.
- Der berechnete Passfugendruck entspricht dem Passfugendruck, der in der axialen Mitte der Fügezone auftreten kann, für den Fall, dass unendlich lange Fügepartner miteinander verbunden werden sollen, sodass Randeinflüsse, (bspw. das Kantenklaffen bzw. Kanten drücken) vernachlässigt werden. Es soll der ebene Verzerrungszustand angenommen werden.
- Die Berechnung des Passfugendruckes gilt für Fügeverbindungen, deren innerer Fügepartner elastisch-plastisch und deren äußerer Fügepartner nur elastisch aufgeweitet wird.
- Die Werkstoffe, die im Folgenden bei der Entwicklung und Anwendung eines analytischen Modells Verwendung finden, unterliegen einem angenommenen isotropen und idealplastischen Werkstoffverhalten.

Auf Basis des Verspannungsdiagramms, welches in [Pod76] vorgestellt worden ist, lassen sich die Unterschiede in den tangentialen Dehnungen, die zur Verspannung von Welle und Nabe führen, aufzeigen. Da die Berechnung des Passfugendruckes für die Mitte der Fügezone erfolgen soll, wird für diese axiale Position die Herleitung eines Berechnungsansatzes auf Basis des ebenen Spannungszustandes durchgeführt. Somit wird davon ausgegangen, dass die Aufweitung eines unendlich langen Rohres berechnet wird und Spannungen, die in axialer Richtung auftreten könnten, durch axiale Dehnung des Rohres abgebaut werden.

Aus Bild 4.2 lässt sich die mathematische Beziehung für die durchmesserbezogenen tangentialen Dehnungsänderungen von Welle und Nabe während des Fügeprozesses für die Passfuge ausdrücken zu

$$\varepsilon_{A,i}(p_1) = \varepsilon_{l,a}(p_1) + \varepsilon(p) . \quad (4.1)$$

Aus der elastischen Berechnung von zylindrischen Querpressverbänden nach [DIN01A] wird das Haftmaß oder Istübermaß  $U_i$  als Durchmesseränderung der Fügepartner infolge des wirkenden Passfugendruckes dargestellt.



**Bild 4.2** Spannungs-Dehnungs-Diagramm mit Verformung von Welle und Nabe unter Innendruck

Bezogen auf den Durchmesser der Passfuge  $d_f$ , ergibt sich die durch den Passfugendruck resultierende Dehnung  $\varepsilon(p)$ . Somit ergibt sich die betragsmäßige Berechnung von  $\varepsilon(p)$  nach (4.2) zu

$$\varepsilon(p) = |\varepsilon_{1,a}(p)| + |\varepsilon_{A,i}(p)| \tag{4.2}$$

Infolge einer Glättung von Rauheitsspitzen beim Fügen ergibt sich nach [DIN01A], sofern keine experimentell ermittelten Werte vorliegen, für  $\varepsilon_G$  im gefügten Zustand

$$\varepsilon_G = \frac{0,8 \cdot (Rz_{1,a} + Rz_{A,i})}{d_f} \quad \text{mit} \quad d_f = 2 \cdot r_{1,a} = 2 \cdot r_{A,i} \tag{4.3}$$

Die DIN 7190 „Pressverbände - Berechnungsgrundlagen und Gestaltungsregeln“ gibt diese Empfehlungen nach (4.3) für die Auslegung von Längs- und Querpressverbänden. Da jedoch auch beim Innenhochdruckfügen eine radiale Verschiebung, ähnlich der Erzeugung von Quer-

pressverbänden, erfolgt, kann hier von einer Glättung der Rauheitsspitzen ausgegangen werden, sodass eine Berücksichtigung von (4.3) zunächst erfolgen sollte. Aus (4.1), (4.2) und (4.3) ergeben sich somit für die Dehnungsbeziehung zwischen Welle und Nabe

$$\varepsilon_{A,i}(p_i) = \varepsilon_{L,a}(p_i) + \left| \varepsilon_{L,a}(p) \right| + \left| \varepsilon_{A,i}(p) \right| - \varepsilon_G \quad (4.4)$$

Aus (2.19) folgt für die Dehnungen in den Verzerrungshauptrichtungen  $r$ ,  $z$  und  $\vartheta$  [You01]

$$\varepsilon_r = \frac{1}{E} \cdot \left[ \sigma_r - \nu \cdot (\sigma_\vartheta + \sigma_z) \right] \quad (4.5)$$

$$\varepsilon_\vartheta = \frac{1}{E} \cdot \left[ \sigma_\vartheta - \nu \cdot (\sigma_r + \sigma_z) \right] \quad (4.6)$$

$$\varepsilon_z = \frac{1}{E} \cdot \left[ \sigma_z - \nu \cdot (\sigma_r + \sigma_\vartheta) \right]. \quad (4.7)$$

Der angenommene ebene Spannungszustand führt auf  $\sigma_z = 0$ , sodass aus (4.5), (4.6) und (4.7) folgt

$$\varepsilon_r = \frac{1}{E} \cdot (\sigma_r - \nu \cdot \sigma_\vartheta) \quad (4.8)$$

$$\varepsilon_\vartheta = \frac{1}{E} \cdot (\sigma_\vartheta - \nu \cdot \sigma_r) \quad (4.9)$$

$$\varepsilon_z = -\frac{\nu}{E} \cdot (\sigma_r + \sigma_\vartheta). \quad (4.10)$$

Für das Lösen der Gleichung (4.4) sind die Dehnungen in den Fügepartnern, welche nach (4.9) und (4.8) ermittelt werden, zu berechnen. Aus Gleichung (2.25) und (4.4) folgt an der Stelle  $r=r_i$  und der Vereinfachung von

$$Q_\Lambda = \frac{r_i}{r_a}, \quad (4.11)$$

sowie unter Berücksichtigung von  $p_a = 0$  für die Hauptspannungen  $\sigma_\vartheta$  und  $\sigma_r$

$$\sigma_\vartheta = \frac{1 + Q_\Lambda^2}{1 - Q_\Lambda^2} \cdot p_i \quad \text{und} \quad (4.12)$$

$$\sigma_r = -p_i.$$

Für den Fall des Fügens durch Innenhochdruckumformung muss jedoch berücksichtigt werden, dass der Wirkmediendruck  $p_i$  um einen Betrag reduziert werden muss, damit derjenige effektive Wirkmediendruck  $p_w$  ermittelt werden kann, der schließlich eine Aufweitung der Nabe bewirkt. Ein Teil des Wirkmediendruckes  $p_i$  führt bereits zu einer Aufweitung der Welle, sodass nicht davon ausgegangen werden kann, dass der Wirkmediendruck  $p_i$  equivalent zu dem Wirkmediendruck  $p_w$  sein kann, der zu einer Deformation der Nabe führt. Für den Fall des Fügens sind somit die Spannungsgleichungen aus (4.12) folgendermaßen zu schreiben:

$$\sigma_g = \frac{1 + Q_A^2}{1 - Q_A^2} \cdot p_w \quad \text{und} \quad (4.13)$$

$$\sigma_r = -p_w.$$

Der Wirkmediendruck  $p_i$ , muss also um einen Betrag  $p_1^{(vp)}$  reduziert werden, der bereits die vollplastische Umformung der Welle herbeigeführt hat. Dies gilt unter der Bedingung, dass das radiale Fügespiel  $a_0$  derart bemessen ist, dass eine vollplastische Umformung der Welle stattgefunden hat, bevor diese in Kontakt mit der Nabe kommt [Grü04]. Daraus ergibt sich für den effektiven Wirkmediendruck  $p_w$

$$p_w = p_i - p_1^{(vp)} \quad (4.14)$$

Mit Gleichung (2.41) in (2.40) und Umstellen nach dem Druck folgt für den Wirkmediendruck  $p_1^{(vp)}$

$$p_1^{(vp)} = k_{f1} \cdot \ln \frac{1}{Q_1}. \quad (4.15)$$

Nach Einsetzen von (4.13), (4.14), und (4.15) in (4.9) ergibt sich für  $\varepsilon_{A,i}(p_i)$  somit folgende Gleichung

$$\varepsilon_{A,i}(p_i) = \frac{p_i - k_{f1} \cdot \ln \frac{1}{Q_1}}{E_A} \cdot \left( \frac{1 + Q_A^2}{1 - Q_A^2} + \nu_A \right). \quad (4.16)$$

Für  $\varepsilon_{A,i}(p)$  gilt für  $p$  an der Stelle  $r_i$ , unter der Voraussetzung, dass der äußere Fügepartner ein dickwandiges Rohr ist

$$\underline{\underline{\left| \varepsilon_{A,i}(p) \right| = \frac{p}{E_A} \cdot \left( \frac{1 + Q_A^2}{1 - Q_A^2} + \nu_A \right)}}. \quad (4.17)$$

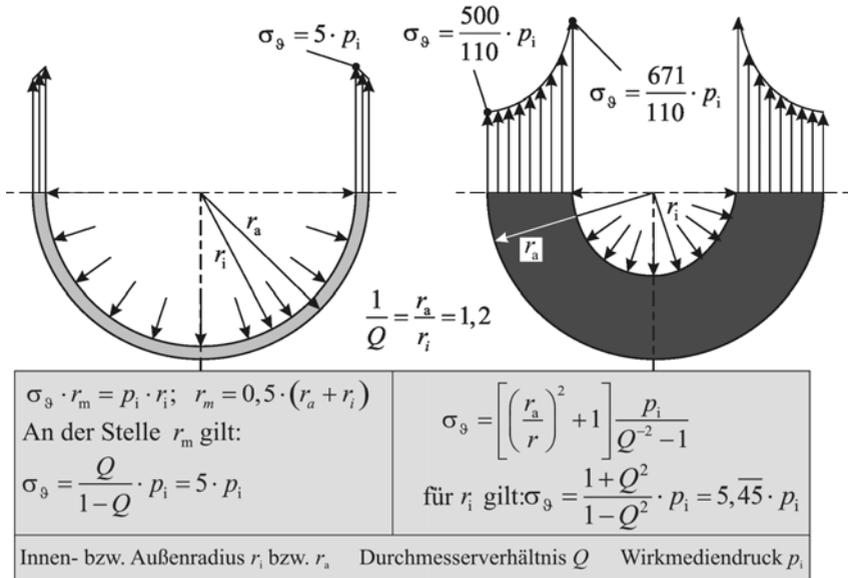
Für  $\varepsilon_{i,a}(p_i)$  gilt im allgemeinen Fall nach Gleichung (4.8)

$$\varepsilon_{i,a}(p_i) = \frac{1}{E_1} \cdot (\sigma_\vartheta - \nu_1 \cdot \sigma_r) \quad (4.18)$$

Ein Behälter oder Rohr kann als dünnwandig bezeichnet werden, falls er folgender Bedingung für das Durchmesserverhältnis entspricht

$$\frac{1}{Q} = \frac{r_a}{r_i} \leq 1,2 \quad \text{bzw.} \quad \frac{s}{2 \cdot r_i} \leq 0,1 \quad (4.19)$$

Der Unterschied in der Spannungsverteilung über den Verlauf der Wanddicke in Anlehnung an MOSS [Mos04] und MANG [Man04] zeigt Bild 4.3.



**Bild 4.3** Spannungsverteilung in einem dünn- und dickwandigen Rohr [Mos04]

Die Definition dieses Kriteriums, ob Vereinfachungen aufgrund der Dünnwandigkeit zulässig sind, unternimmt LÄPPLÉ [Läp06] unter Bezug auf die DIN 2413 (Berechnungsgrundlage für Rohre und Rohrbögen) [DIN2413]. Nach MOSS [MOS04] können Berechnungen für den Spannungszustand in einem dickwandigen Rohr dann durchgeführt werden, wenn

$$\frac{r_m}{s} < 10 \text{ gilt.} \quad (4.20)$$

Die Werte für die Tangentialspannungen am Innen- und Außendurchmesser sind sowohl für ein dünnwandiges Rohr mit (linke Seite von Bild 4.3) als auch für ein dickwandiges Rohr mit  $Q=0,83$  (rechte Seite von Bild 4.3, mithilfe von Gleichung (2.25)) ermittelt worden. Ferner ist für den Fall des dünnwandigen Rohres über ein Kräftegleichgewicht eine idealisierte Gleichung für den Zusammenhang zwischen Innendruck und mittlerer Tangentialspannung angegeben, die in der Literatur als Kesselformel bezeichnet wird (Gleichung (4.25)). Im Vergleich der beiden Berechnungen zeigt sich, dass bei dem vorgestellten Grenzwert für Dünnwandigkeit von  $Q=0,83$ , die Kesselformel um ca. 10% von den Werten berechnet mithilfe von Gleichung (2.25) abweicht. Bei Verwendung der Kesselformel unterschätzt man an der inneren Faser den Wert für die Tangentialspannung, während man den Wert für die Tangentialspannung an der Aussenfaser überschätzt. Die Bedingungen aus (4.19) bzw. (4.20) treffen für die Welle zu, sodass diese als dünnwandiges Rohr bezeichnet werden kann und somit die Tangentialspannungen in der Rohrwand als konstant angenommen werden können. Bei einem dünnwandigen Rohr kann die Radialspannung im Rohr aufgrund des wirkenden Innendruckes vereinfacht werden zu  $\sigma_r \approx 0$ . Für die tangentialen Spannungen, die aus (2.25) spezialisiert werden, ergibt sich dann,

$$\sigma_g = \frac{r_m}{s} \cdot p_i \text{ mit } r_m = \frac{1}{2} \cdot (r_{1,a} + r_{1,i}) \text{ und } s = r_{1,a} - r_{1,i}. \quad (4.21)$$

Für die tangentielle Spannung am Außenradius des Rohres ergibt sich somit

$$\sigma_g = \frac{0,5 \cdot (r_{1,a} + r_{1,i})}{r_{1,a} - r_{1,i}} \cdot p_i. \quad (4.22)$$

Einsetzen von  $\sigma_r \approx 0$  und (4.22) in (4.18) ergibt

$$\varepsilon_{1,a}(p_i) = \frac{p_i}{E_1} \cdot \left( \frac{0,5 \cdot (r_{1,a} + r_{1,i})}{r_{1,a} - r_{1,i}} \right). \quad (4.23)$$

Da der innere Fügepartner vollplastisch wird, muss der Innendruck  $p_i$  derart gewesen sein, sodass aus (2.26) mit  $\sigma_r \approx 0$  und (4.22) folgt

$$k_{1,i} = \frac{0,5 \cdot (r_{1,a} + r_{1,i})}{r_{1,a} - r_{1,i}} \cdot p_i \quad (4.24)$$

und für  $p_i$  folgt dann durch Umstellen von (4.24)

$$p_i = \frac{2 \cdot (r_{1,a} - r_{1,i})}{r_{1,a} + r_{1,i}} \cdot k_{f,1} \quad (4.25)$$

Nach Einsetzen von (4.24) und (4.25) in (4.23) ergibt sich

$$\underline{\underline{\varepsilon_{1,a}(p_i) = \frac{k_{f,1}}{E_1}}} \quad (4.26)$$

Für  $\varepsilon_{1,a}(p)$  gilt zunächst nach Gleichung (4.9)

$$|\varepsilon_{1,a}(p)| = \frac{1}{E_1} \cdot (\sigma_g - \nu_1 \cdot \sigma_r) \quad (4.27)$$

und unter Berücksichtigung der Bedingungen

$$\begin{aligned} \sigma_r &= 0,5 \cdot p; \\ \sigma_g &= \frac{0,5 \cdot p \cdot (r_{1,a} + r_{1,i})}{r_{1,a} - r_{1,i}} \end{aligned} \quad (4.28)$$

folgt durch Einsetzen von (4.28) in (4.27)

$$\underline{\underline{|\varepsilon_{1,a}(p)| = \frac{0,5 \cdot p}{E_1} \cdot \left( \frac{1 + Q_1}{1 - Q_1} - \nu_1 \right)}} \quad (4.29)$$

Durch Einsetzen von (4.3), (4.16), (4.17), (4.26) und (4.29) in (4.4) und Umstellen nach  $p$  folgt:

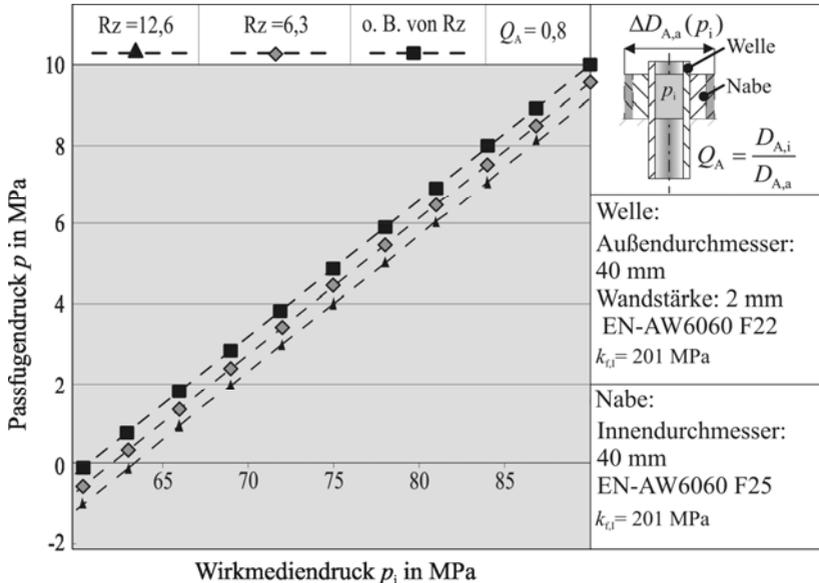
$$p = \frac{p_i - k_{f,1} \cdot \ln \frac{1}{Q_1} \cdot \left( \frac{1 + Q_A^2}{1 - Q_A^2} + \nu_A \right) - \frac{k_{f,1}}{E_1} \cdot 0,8 \cdot (Rz_{1,a} + Rz_{A,i})}{\frac{1}{E_A} \cdot \left( \frac{1 + Q_A^2}{1 - Q_A^2} + \nu_A \right) + \frac{0,5}{E_1} \cdot \left( \frac{1 + Q_1}{1 - Q_1} - \nu_1 \right)} \cdot d_f \quad (4.30)$$

Mit Gleichung (4.30) steht demnach ein Berechnungsvorschlag für den Passfugendruck zur Verfügung, der die Geometrie der Fügepartner über die Durchmesserhältnisse  $Q_1$  und  $Q_A$ , die Werkstoffkennwerte wie Fließgrenze, E-Moduln und Querkontraktionszahlen, den Wirkmediendruck  $p_i$  und die Oberflächenbeschaffenheit der Fügepartner über die Berücksichtigung der Rauheitsspitzen beachtet. Gleichung (4.30) kann somit für die Bestimmung des Passfugendruckes  $p$  eingesetzt werden, wenn die genannten Parameter, die in der Gleichung enthalten sind, bestimm-

bar sind. Wird beispielsweise der Werkstoff der Welle derart eingesetzt, dass die Fließgrenze  $k_{f,1}$  erhöht wird, ergeben sich bei konstanten übrigen Parametern geringere Passfugendrücke  $p$ . Geringere Passfugendrücke treten auch auf, wenn ausschließlich die Durchmesserverhältnisse  $Q_1$  oder  $Q_A$  verringert werden. Ein höherer Passfugendruck ist zu erwarten, wenn der äußere Fügepartner ein geringeres E-Modul besitzt als der innere Fügepartner. Zusätzlich führen höhere Oberflächenrauheiten zu geringeren Passfugendrücken. Nach DIN 7190 ist eine Vereinfachung von (4.30) durch Nullsetzen von (4.3), wenn keine Werte für die Oberflächenbeschaffenheit zur Verfügung stehen, zulässig, sodass für  $p$  folgt

$$p = \frac{p_i - k_{f,1} \cdot \ln \frac{1}{Q_1} \cdot \left( \frac{1 + Q_A^2}{1 - Q_A^2} + \nu_A \right) - \frac{k_{f,1}}{E_1}}{\frac{1}{E_A} \left( \frac{1 + Q_A^2}{1 - Q_A^2} + \nu_A \right) + \frac{0,5}{E_1} \cdot \left( \frac{1 + Q_1}{1 - Q_1} - \nu_1 \right)} \quad (4.31)$$

Bild 4.4 zeigt den Einfluss des Wirkmediendruckes bei gegebener Geometrie und Werkstoffkennwerten mit und ohne Berücksichtigung der Rauheitswerte auf den Passfugendruck  $p$ .



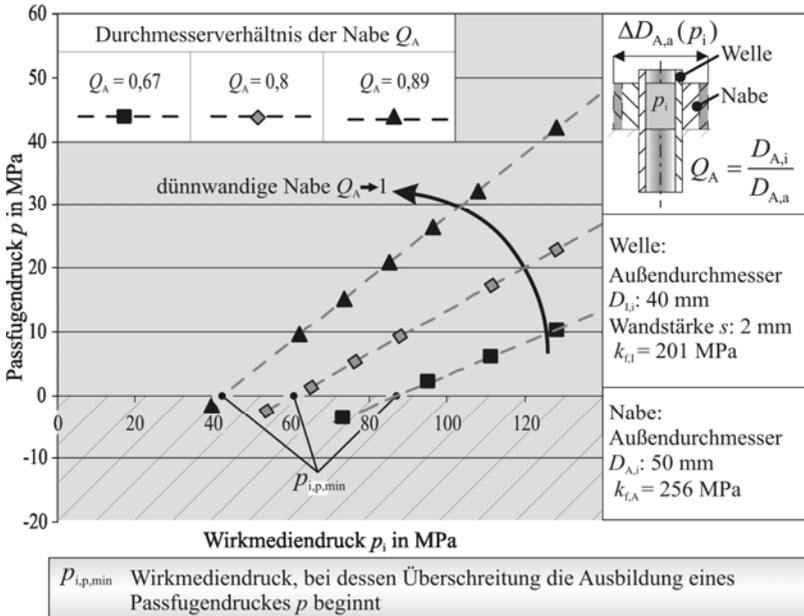
**Bild 4.4 Einfluss der Rauheit auf die Höhe des berechneten Passfugendrucks**

Gleichung (4.31) gibt somit eine Möglichkeit zur Berechnung des Passfugendrucks in Abhängigkeit von Geometrie und Werkstoff der Fügepartner sowie der Prozessgröße Wirkmediendruck

an. Die für Gleichung (4.30) beschriebenen Einflüsse auf die Ausbildung des Passfugendrucks gelten ebenso für Gleichung (4.31), jedoch bei beiden Gleichungen nur bei Änderung jeweils eines Parameters. Insbesondere bei der Erhöhung der Wandstärke der Nabe (das Durchmesser- verhältnisse  $Q_A$  sinkt) und bei der Erhöhung der Fließgrenze des inneren Fügepartners  $k_{f,i}$  erscheint ein konstanter Wirkmediendruck wenig sinnvoll. Vielmehr erscheint eine Erhöhung des Wirkmediendruckes angebracht, um die elastischen Anteile an der Aufweitung für die Verbund- entstehung in vollem Umfang nutzen zu können. In Bild 4.4 gezeigt werden, dass ein Einfluss der Rauheit auf die Ausbildung des Passfugendrucks derart existiert, dass bei zunehmender Rau- heit der Passfugendruck abnimmt. Eine Verdoppelung der Rauheit von 6,3  $\mu\text{m}$  auf 12,6  $\mu\text{m}$  bewirkt jedoch lediglich eine Verringerung des Passfugendruckes um 10%, sodass der nominelle Einfluss der Rauheit auf den Passfugendruck vernachlässigbar erscheint.

**4.2 Fügeprozessgestaltung auf Basis der linearen Elastizitätstheorie**

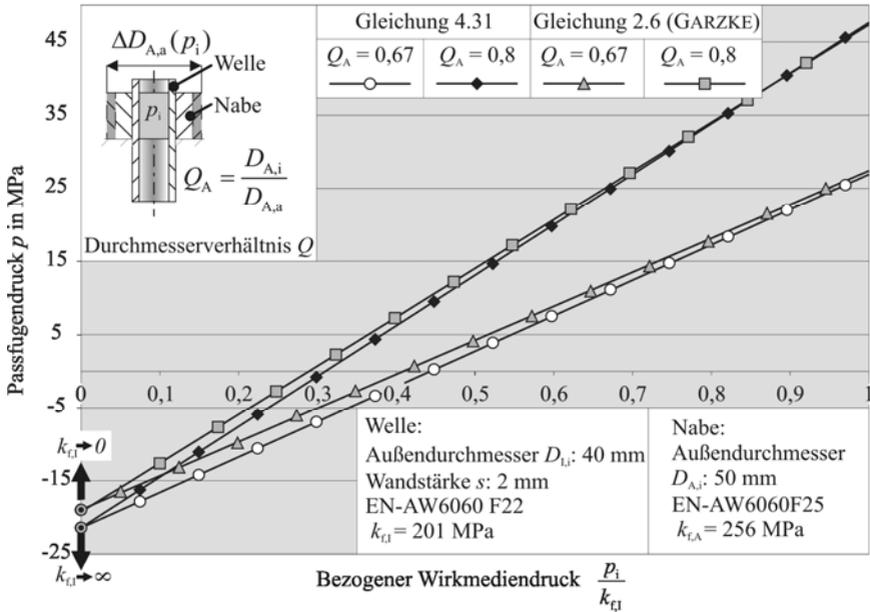
Bild 4.5 stellt den Einfluss des Durchmesser- verhältnisses der Nabe  $Q_A$  und des Wirkmediendru- ckes  $p_i$  auf die Ausbildung des Passfugendrucks dar.



**Bild 4.5 Einfluss von Wirkmediendruck und Durchmesser- verhältnis der Nabe auf den Passfugendruck**

Negative Werte für den Passfugendruck, die im Bereich der Schraffur liegen, zeigen, dass die korrelierenden Wirkmediendrucke nicht zu einer Verspannung und somit zu keiner Ausbildung

eines Passfugendruckes  $p$  führen können. Dieser Effekt tritt dann auf, wenn die elastische Aufweitung der Nabe derart erfolgte, dass diese in den Ausgangszustand zurückkehren kann, ohne dass diese Rückfederung durch eine bleibende Aufweitung der Welle behindert wird. Folglich ist es nicht möglich, dass sich eine Tangentialspannungsdifferenz und somit ein Passfugendruck ausbilden kann. Ferner zeigt Bild 4.5, dass der Zusammenhang zwischen dem Wirkmediendruck und der Höhe des ausgebildeten Passfugendruckes linear ist. Dies lässt sich mathematisch auf der Herleitung für den Passfugendruck  $p$  anhand von Gleichung (4.31), die auf Basis der Tangentialspannungsdifferenz zwischen Welle und Nabe erfolgte, erläutern, da die Berechnung dieser auf Basis der linearen Elastizitätstheorie beruhen. Wie Gleichung (4.12) aufzeigt, existiert ein linearer Zusammenhang zwischen Wirkmediendruck und Tangentialspannung. Mit steigendem Wirkmediendruck wächst die Tangentialspannung in beiden rohrförmigen Fügepartnern an. Die Zunahme der absoluten Spannungswerte erfolgt bei Welle und Nabe mit unterschiedlichen Gradienten. Aufgrund der größeren Steifigkeit der Nabe sind die zu erwartenden absoluten Tangentialspannungswerte höher als in der dünnwandigen Welle. Bei sinkenden Durchmesserhältnissen der Nabe wird ein geringerer Wirkmediendruck für den Aufbau von vergleichbar hohen Tangentialspannungswerten benötigt. Eine Erklärung dazu liefert zusätzlich auch die Darstellung des Tangentialspannungsverlaufes über die Wandstärke in Bild 4.3, indem ein Vergleich zwischen einer Welle mit geringer geometrischer Steifigkeit ( $Q=0,9$ ) und hoher geometrischer Steifigkeit ( $Q=0,5$ ) sowie deren Einfluss auf die Höhe Tangentialspannung dargestellt ist. Bei identischen Wirkmediendrücken  $p_i$  ergibt sich für  $Q=0,9$  eine vergleichsweise höhere Tangentialspannung als für eine Welle, für die  $Q=0,5$  gilt. Dies begründet den unterschiedlichen Schnittpunkt der Geraden mit der Abszisse, da bei geringerer Steifigkeit der Nabe weniger Wirkmediendruck für eine Aufweitung der Fügepartner benötigt wird, eine Ausbildung des Passfugendruckes kann somit bei vergleichsweise geringen Wirkmediendrücken erfolgen. Der Schnittpunkt dieser Geraden, die den Verlauf des Passfugendruckes beschreiben, für die unterschiedlichen Steifigkeiten der Naben mit der Abszisse wird hier als Parameter  $p_{i,p,\min}$  eingeführt und kennzeichnet denjenigen Wirkmediendruck, ab dem eine Verbundentstehung möglich ist. Der Wert  $p_{i,p,\min}$  gibt somit eine untere Grenze des Prozessfensters zum Fügen mit Innenhochdruck an. Vergleicht man die Berechnungen nach (2.6) und (4.31) für einen bezogenen Wirkmediendruck, im Bereich von 0 bis 1, so ist der Passfugendruck nach Gleichung (4.31) konservativ gegenüber (2.6). Die Berechnungen nach den vorgestellten Gleichungen konvergieren jedoch für hohe Drücke, wie Bild 4.6 zeigt. Die Steigung der Geraden hängt stark von dem Durchmesserverhältnis der Nabe ab. Der Schnittpunkt der Geraden mit der Abszisse hängt zusätzlich noch von Fließspannung und E-Modul der Welle ab. Diese Größe ist äquivalent zum zu subtrahierenden Teil des Zählers aus Gleichung (2.6) bzw. (4.31). Die Darstellungen in Bild 4.5 bzw. Bild 4.6 kennzeichnen jedoch nicht eine obere Grenze des Passfugendruckes  $p$ , welcher mit einem entsprechenden Wirkmediendruck  $p_i$  prinzipiell erzeugt werden kann. Vielmehr entsteht der irreführende Eindruck, dass dünnwandige Naben stets zu einer höheren Verspannung der Bauteile führen und somit zu einem höherem Niveau bei der Ausbildung des Passfugendruckes  $p$  neigen.



**Bild 4.6 Vergleich der Berechnung des Passfugendruckes nach GARZKE und (4.31)**

Unter Berücksichtigung von Gleichung (2.10) – Ermittlung axial übertragbarer Lasten unter Berücksichtigung des Passfugendruckes  $p$ , des Fugendurchmessers  $d_f$  und der Haftreibung  $\mu$  – würde so auf eine höhere Übertragbarkeit von axialen Lasten geschlossen werden können. Gleichung (4.31) bietet keine obere Grenze bei der Fügeprozessführung an. Die analytische Bestimmung einer oberen und unteren Grenze für den Passfugendruck  $p$  wird in den folgenden Kapiteln vorgenommen.

**4.3 Bestimmung von signifikanten Prozesskennwerten des IH-Fügeprozesses**

Wie Bild 4.5 zeigt, existiert ein Wirkmediendruck  $p_{i,p,min}$ , der als Schnittpunkt der Geradengleichung (4.31) mit der Abszisse denjenigen Wirkmediendruck kennzeichnet, ab dem eine Verbundentstehung durch Erzeugung eines Passfugendruckes  $p$  überhaupt möglich ist. Einerseits kann mit einem berechneten Wert von  $p_{i,p,min}$  somit eine untere Leistungsgrenze für die Druckerzeugung, bei einer gegebenen Kombination von Geometrie und Werkstoffen der Fügepartner, berechnet werden. Andererseits kann bei einem vorhandenen Druckerzeuger abgeschätzt werden, ob ein minimaler Wirkmediendruck, der zum Fügen erforderlich ist, überhaupt erreicht werden kann. Ferner gilt es einen ökonomisch sinnvollen Wirkmediendruck  $p_{i,p,max}$  zu benennen, bei dem eine weitere Erhöhung des Wirkmediendruckes keine signifikante Zunahme des Passfugendruckes  $p$  bewirkt. Mithilfe der beiden Wirkmediendrucke  $p_{i,p,min}$  und  $p_{i,p,max}$  lässt sich ein Prozess-

fester für den Innenhochdruckfügeprozess aufzeigen, bei dem es zu einer Verspannung der Bauteile bis zu einem wirtschaftlich sinnvollen oberen Grenzwert kommt.

Aus Sicht des Betriebsmittelbaus gilt es wichtige Kenngrößen des Fügeprozesses zu bestimmen, um eine technologisch und wirtschaftlich sinnvolle Auslegung von Werkzeugen und Vorrichtungen durchzuführen. Der Wirkmediendruck  $p_{i,min}$  kennzeichnet den Druck, welcher beaufschlagt wird, bis eine rein elastische Deformation von Welle und Nabe auftreten. Bei Hochdruckaggregaten mit mehreren Pumpen können die Pumpen, die einen geringen absoluten Wirkmediendruck erzeugen, höhere Wirkmedienvolumen befördern als Pumpen, welche dem Fügeprozess einen hohen Wirkmediendruck zur Verfügung stellen. Aus diesem Grund können Pumpen mit einem geringen absoluten Wirkmediendruck als Vorfüllpumpen eingesetzt werden, wenn diese  $p_{i,min}$  unterschreiten, sodass die Pumpleistung der Vorfüllpumpen keinen Einfluss auf die Rohraufweitung und somit auf den Fügeprozess hat. Auch wenn eine Auslegung von Vorfüllpumpen bei der hier untersuchten Verfahrensvariante des gesenkefreien Innenhochdruckfügens aufgrund der geringen zu fördernden Wirkmedienvolumina eine untergeordnete Rolle spielt, so kann dies durchaus für die Verfahrensvariante des linienförmigen Innenhochdruckfügens nach REICHE (Bild 2.13) oder bei den gesenkegebundenen Innenhochdruckfügeverfahren von entscheidender wirtschaftlicher Bedeutung sein, da durch die Verwendung von Vorfüllpumpen die Prozesszeit erheblich reduziert werden kann. Im Gegensatz dazu stellt der Wirkmediendruck  $p_{i,max}$  eine obere Grenze für den Fügedruck dar, den eine entsprechende Pumpe oder Druckübersetzer bereitstellen können sollten. Wird dieser Wirkmediendruck erreicht, so erfolgt eine plastische Deformation des gesamten Querschnitts von Welle und Nabe.

#### **4.3.1 Bestimmung eines minimalen zulässigen Wirkmediendruckes zur Durchführung einer Bauteilfüllung vor Beginn des Fügens**

Als untere Leistungsgrenze für die Erzeugung eines Wirkmediendruckes soll derjenige Wirkmediendruck verstanden werden, der zu einer elastischen Aufweitung von Welle und Nabe führt, sodass davon ausgegangen werden kann, dass nach einer Druckentlastung beide Fügepartner in den Ausgangszustand zurückkehren. Bei der Beschaffung eines Druckerzeugers kann die Niederdruckstufe derart bemessen werden, dass diese einen großen Volumenstrom zur Verfügung stellt um das Bauteil mit einem Wirkmedium zu füllen und gleichzeitig einen maximal zulässigen Druck erzeugt, der eine elastische Aufweitung von Welle und Nabe herbeiführt. Für die Ermittlung von  $p_{i,min}$  wird derjenige Wirkmediendruck gesucht, der eine vollständige elastische Aufweitung der Welle und ein teilweise elastische Aufweitung der Nabe bewirkt. Diese teilweise elastische Aufweitung wird hier eingeführt, damit es nicht zu einer unerwünschten Verspannung der Bauteile kommt, falls beim Umschalten der Niederdruckstufe in die Hochdruckstufe eine Störung auftritt und die Bauteile unzureichend mit Druck beaufschlagt werden. Die Berechnung von  $p_{i,min}$  auf Basis einer reduzierten Aufweitung um 50% wird hier vorgeschlagen, sodass mit  $p_{i,I}$  - für dem Wirkmediendruck der zur elastischen Aufweitung der Welle führt - und  $p_{i,A}$  - für dem Wirkmediendruck der zur elastischen Aufweitung der Nabe führt- folgender Ausdruck folgt

$$p_{i,\min} = p_{i,l} + 0,5 \cdot p_{i,A}. \quad (4.32)$$

Für die Ermittlung von  $p_{i,l}$  kann auf das Fließkriterium nach TRESCA zurückgegriffen werden, sodass aus (4.12) folgt

$$k_{f,l} = \sigma_g - \sigma_r = \left( 1 + \frac{1 + Q_A^2}{1 - Q_A^2} \right) \cdot p_{i,l}. \quad (4.33)$$

Umstellen nach  $p_{i,l}$  liefert den gesuchten Wirkmediendruck. In gleicher Weise kann durch die Ermittlung von  $p_{i,A}$  verfahren werden, sodass unter Berücksichtigung von (4.14) alle Komponenten von Gleichung (4.32) bestimmt sind und somit folgt

$$p_{i,\min} = 0,5 \cdot k_{f,l} \cdot (1 - Q_1^2) + 0,25 \cdot k_{f,A} \cdot (1 - Q_A^2). \quad (4.34)$$

### 4.3.2 Ermittlung eines Wirkmediendrucks zur Auslegung der notwendigen maximalen Druckbereitstellung eines Hochdruckaggregates

Für die analytische Bestimmung von  $p_{i,\max}$  müssen die Wirkmediendrucke berücksichtigt werden, die zu einer vollplastischen Aufweitung von Welle und Nabe führen. Durch die Aufweitung kommt es zunächst zu einer elastischen, schließlich zu einer plastischen Aufweitung von Welle und Nabe.

$$p_{i,\max} = p_1^{(vpl)} + p_A^{(w)}. \quad (4.35)$$

In Gleichung (4.35) gibt  $p_A^{(w)}$  denjenigen Wirkmediendruck an, der zu einer vollplastischen Aufweitung der Nabe führt, wenn ein innen liegendes Rohr derart mit einem Wirkmediendruck beaufschlagt worden ist, dass dieses zuerst eine plastische Deformation erfahren hat. Die Berechnung von  $p_A^{(w)}$  kann analog der Vorgehensweise zur Ermittlung von  $p_w$ , die in den Gleichungen (4.14) und folgende beschrieben worden ist, erfolgen. Die Berücksichtigung der plastischen Umformung des Rohres kann dann folgendermaßen erfolgen

$$p_A^{(w)} = p_A^{(vpl)} + p_1^{(vpl)}. \quad (4.36)$$

Für  $p_{i,\max}$  erfolgt dann durch Einsetzen von (4.36) in (4.35)

$$p_{i,\max} = 2 \cdot p_1^{(vpl)} + p_A^{(vpl)}. \quad (4.37)$$

Die Bestimmung des Wirkmediendruckes, der zu einer vollplastischen Aufweitung führt, kann beispielsweise unter Verwendung der TRESCA'schen Fließbedingung (2.26) erfolgen und ist in Gleichung (4.15) für den inneren Fügepartner beschrieben. Analog kann der Wirkmediendruck für die vollplastische Aufweitung der Nabe bestimmt werden, so dass  $p_A^{(vpl)}$  ermittelt werden

kann. Einsetzen von (4.15) jeweils für Welle und Nabe in Gleichung (4.37) führt auf die Gleichung von  $p_{i,\max}$

$$p_{i,\max} = 2 \cdot k_{f,I} \cdot \ln \frac{1}{Q_1} + k_{f,A} \cdot \ln \frac{1}{Q_A}. \quad (4.38)$$

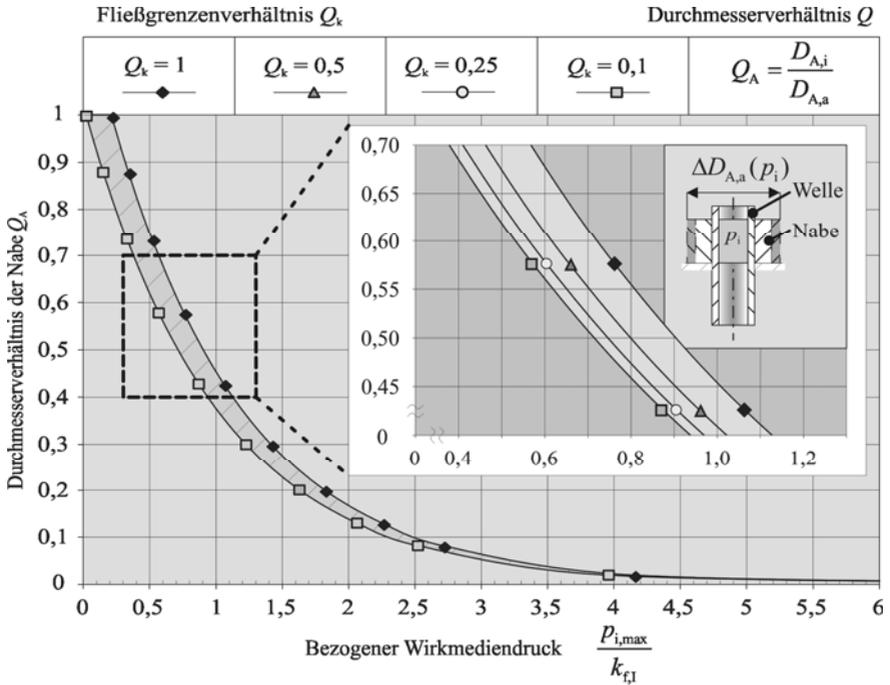
Wenn die Nabe eine ungleich größere Wandstärke besitzt, ist derjenige Wirkmediendruck  $p_A^{(vp)}$ , der zu plastischem Fließen der Nabe führt, größer als ein Wert für  $p_1^{(vp)}$ , der für dünnwandige Wellen ermittelt wird. Bei sehr großen Wandstärken der Nabe – das Durchmesser Verhältnis  $Q_A$  strebt gegen einen Wert von 0 – ist der Einfluss von  $p_1^{(vp)}$  auf die Höhe eines Wertes für  $p_{i,\max}$  als vernachlässigbar klein anzusehen. Einen signifikanten Einfluss auf die Höhe von  $p_{i,\max}$  hat ferner die Höhe der Fließspannung beider Fügepartner, wobei die Fließspannung des äußeren Fügepartners stets höher als die des inneren Fügepartners, sein sollte [Gar01]. An dieser Stelle soll das Fließgrenzenverhältnis der Fügepartner, als Quotient aus der Fließgrenze des vollplastisch umgeformten Fügepartners zu der Fließgrenze des elastisch umgeformten Fügepartners  $Q_k$ , eingeführt werden zu

$$Q_k = \frac{k_{f,I}}{k_{f,A}}. \quad (4.39)$$

Der Wertebereich von  $Q_k$  liegt zwischen 0 und 1, wobei ein Wert von 1 für  $Q_k$  bedeutet, dass beide Fügepartner aus identischen Werkstoffen gefertigt worden sind. Bild 4.7 zeigt den Einfluss unterschiedlicher Verhältnisse der Fließgrenzen  $Q_k$  und des Durchmesser Verhältnisses der Nabe  $Q_A$  auf  $p_{i,\max}$  in einer bezogenen Darstellung. Über die Ordinate ist das bereits oben geschilderte Durchmesser Verhältnis der Nabe aufgetragen. Die Abszisse gibt eine einheitenlose Darstellung aus dem Verhältnis eines Wirkmediendruckes  $p_{i,\max}$ , der zu einer vollplastischen Aufweitung beider Fügepartner führt, zu der Fließgrenze des inneren Fügepartners  $k_{f,I}$  an. Diese Art des Bezuges wurde von ALLAM und BEZERGUI für die Darstellung der plastischen Aufweitung eines Rohres unter Innendruck vorgeschlagen, da so eine geometrische und werkstoffliche Unabhängigkeit gewährleistet werden kann [All98]. Da die dickwandige Nabe stets einen dominanten Einfluss gegenüber der dünnwandigen Welle hat, wirkt sich das Fließgrenzenverhältnis der Fügepartner  $Q_k$  nicht wesentlich auf die Ermittlung eines Wirkmediendruckes aus, der zu einer vollplastischen Deformation beider Fügepartner führt.

In Bild 4.7 sind mit den Werten 0,1 und 1 zwei Extremwerte für das Fließgrenzenverhältnis  $Q_k$  angegeben. Als untere Grenze kann ein Wert von  $Q_k = 1$  für die Ermittlung des Wirkmediendruckes angegeben werden. Sinkt das Fließgrenzenverhältnis unter einen Wert von 1 steigen die Wirkmediendrucke, die für eine vollplastische Aufweitung beider Fügepartner erforderlich sind. Für die Auslegung des Fügeprozesses bedeutet dies, dass eine Ausbildung des Passfugendruckes

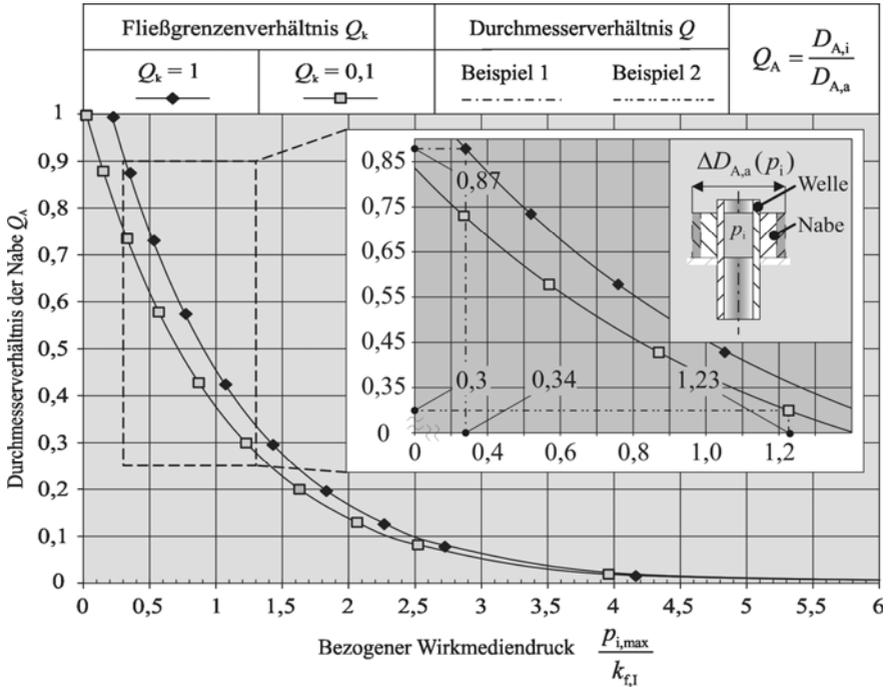
zwischen zwei Fügepartnern mit identischer Fließgrenze lediglich aufgrund der geometrischen Unterschiede zwischen den Fügepartnern erfolgen kann.



**Bild 4.7** Maximal erforderlicher Wirkmediendruckes  $p_{i,max}$

Bei der Bildung der Tangentialspannungsdifferenzen gehen die Werte für die Fließspannung identisch in die Berechnung ein. Eine Überschreitung von  $Q_k = 1$  würde eine Ausbildung des Passfugendruckes somit negativ beeinflussen. Fügeverbindungen, die ein Verhältnis von  $Q_k > 1$  besitzen, sollten möglichst nicht durch ein Fügen durch Weiten hergestellt werden. Diese Empfehlung wird auch von der DIN 7190 für die Auslegung und Herstellung von Längs- und Querspressverbänden gestützt, da die Norm eine Anordnung der Fügepartner mit steigender Fließgrenze von innen nach außen befürwortet. Für einen Wert von  $Q_k = 0,1$  kann lediglich von einer sinnvoll gewählten oberen Grenze - für einen aufzubringenden Wirkmediendruck - gesprochen werden, die an dieser Stelle vorgeschlagen wird. Dies ist dadurch begründet, dass eine Zunahme des Passfugendruckes bei einem Wert von  $Q_k < 0,1$  weiterhin möglich ist, allerdings kann die Fertigung einer Baugruppe aus Bauteilen, deren Fließgrenzen sich um mehr als einen Faktor 10 unterscheiden, als eher unwahrscheinlich für die ingenieurwissenschaftliche Anwendung eingestuft werden. Fließgrenzenverhältnisse, die in diesem Diagramm nicht dargestellt sind, können durch lineare Interpolation zwischen den Grenzlinien von  $Q_k = 0,1$  und  $Q_k = 1$  ermittelt werden.

Mithilfe der in Bild 4.7 dargestellten Kennlinien lässt sich die maximal benötigte Spitzendruckleistung einer Pumpe oder eines Druckübersetzers für das Fügen durch Innenhochdruckumformen abschätzen. Für die Ermittlung dieses Wirkmediendruckes mithilfe des dargestellten Diagramms gibt Bild 4.8 zwei Beispiele:



**Bild 4.8 Grafische Ermittlung des Wirkmediendruckes  $p_{i,max}$**

Beispiel 1 beschreibt einen Fall, für den das Durchmesserverhältnis der Nabe  $Q_A = 0,87$  und das Fließgrenzenverhältnis  $Q_k = 1$  beträgt. Eine parallele Gerade zur Abszisse durch  $Q_A$  schneidet den Graph für  $Q_k = 1$  bei einem Abszissenwert von 0,34, sodass sich folgendes Verhältnis für den Wirkmediendruck ergibt, der zu einer vollplastischen Aufweitung beider Fügepartner führt:

$$\frac{p_{i,max}}{k_{fI}} \approx 0,34, \text{ sodass } p_{i,max} \approx 0,34 \cdot k_{fI}. \tag{4.40}$$

Beispiel 2 beschreibt einen Anwendungsfall, für den das Durchmesserverhältnis der Nabe  $Q_A = 0,3$  und das Fließgrenzenverhältnis  $Q_k = 0,1$  beträgt. Eine parallele Gerade zur Abszisse durch  $Q_A$  schneidet den Graph für  $Q_k = 0,1$  bei einem Abszissenwert von 1,23, sodass sich folgendes Verhältnis, analog zur Ermittlung nach (4.40) ergibt:

$$p_{i,\max} \approx 1,23 \cdot k_{f,I} . \quad (4.41)$$

#### 4.4 Analytischer Ansatz zur Bestimmung eines Prozessfensters

Die Bestimmung eines notwendigen minimalen und maximalen Wirkmediendruckes, der zu der Ausbildung einer Verspannung der Bauteile führt, soll unter Berücksichtigung geometrischer und werkstoffabhängiger Parameter erfolgen. Hierzu soll zunächst ein Wirkmediendruck ermittelt werden, der mindestens aufgebracht werden muss, um eine Verspannung der Fügepartner – und somit eine Ausbildung des Passfugendruckes – zu initiieren. Wird dieser Wirkmediendruck  $p_{i,p,\min}$  überschritten, werden die Bauteile gefügt und lassen sich nicht mehr zerstörungsfrei voneinander trennen. Ferner soll eine Obergrenze ermittelt werden, ab der eine weitere Erhöhung des Wirkmediendruckes keinen signifikanten Einfluss auf die Ausbildung des Passfugendruckes erwarten lässt. Diese sinnvolle obere Grenze für einen maximalen Wirkmediendruck  $p_{i,p,\max}$  soll in Abhängigkeit von prozessrelevanten Parametern, wie der Geometrie und der Werkstoffe der Fügepartner, erfolgen.

##### 4.4.1 Bestimmung eines notwendigen minimalen Wirkmediendruckes

Zunächst gilt es einen Wirkmediendruck  $p_{i,p,\min}$  zu ermitteln, bei dem die Ausbildung eines Passfugendruckes initial erfolgt. Dazu betrachtet man den Zähler aus der Gleichung zur analytischen Bestimmung des Passfugendruckes  $p$ , beschrieben in Gleichung (4.31). Aus mathematischer Sicht ergibt sich ein Passfugendruck  $p$  genau dann, wenn der Term im Zähler größer null wird, wie in (4.42) dargestellt ist

$$\frac{p_i - k_{f,I} \cdot \ln \frac{1}{Q_I}}{E_A} \cdot \left( \frac{1 + Q_A^2}{1 - Q_A^2} + \nu_A \right) - \frac{k_{f,I}}{E_I} > 0 . \quad (4.42)$$

Wenn der Ausdruck in (4.42) kleiner null wird, so bedeutet dies aus Sicht der Prozessführung, dass der Wirkmediendruck  $p_i$  zu gering war, um einen Passfugendruck nach Druckentlastung zwischen den Fügepartnern zu erzeugen. In diesem Fall bleibt es möglich, dass nach der Druckentlastung die Bauteile zerstörungsfrei voneinander getrennt werden könnten. Ein Passfugendruck und somit eine Verspannung der Bauteile lässt sich erzeugen, wenn ein ausreichend hoher Wirkmediendruck appliziert werden konnte. Für die Bestimmung dieses Wirkmediendruckes kann (4.42) nach  $p_i$  umgestellt werden, um denjenigen Wirkmediendruck  $p_{i,p,\min}$  zu ermitteln, der letztlich zu einer minimalen Verspannung der Fügepartner führt, sodass folgt

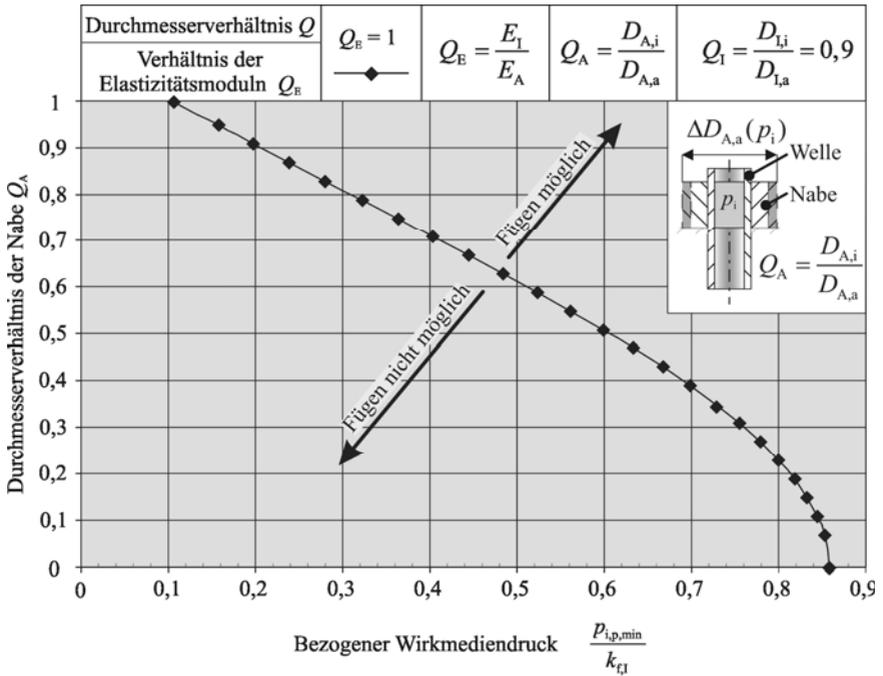
$$p_{i,p,\min} > k_{f,I} \cdot \left[ \frac{E_A}{E_I} \cdot \left( \frac{1 + Q_A^2}{1 - Q_A^2} + \nu_A \right)^{-1} + \ln \frac{1}{Q_I} \right] . \quad (4.43)$$

Mithilfe von Gleichung (4.43) lässt sich somit eine Grenzlinie für den Wirkmediendruck  $p_{i,p,\min}$  darstellen. Der Wirkmediendruck  $p_{i,p,\min}$  kann für den Grenzfall bestimmt werden, dass  $p_{i,p,\min}$  bereits zu einer vollplastischen Aufweitung der Welle geführt hat, jedoch dieser Wirkmediendruck lediglich eine gerade beginnende elastische Aufweitung der Nabe herbeigeführt hat. Die Berücksichtigung einer teilplastischen Umformung der Welle erfolgt an dieser Stelle nicht. Da für die Darstellung dieser Mindestdruckgrenzlinie in Bild 4.9 (nach Gleichung (4.43)) ein Durchmesser Verhältnis der Welle von  $Q_I = 0,9$  angenommen wird, verläuft diese gegen einen Wert von 0,1 auf der Abszisse. Dies lässt sich mathematisch durch den zweiten Teil von Gleichung (4.43) begründen, da dieser Teil stets positiv sein wird und lediglich eine Verschiebung der Grenzlinie in Richtung höherer Werte auf der Abszisse, für sinkende Werte von  $Q_I$ , zulässt. Durch den Bezug der Abszissenwert auf die Fließspannung  $k_{f,I}$  und der Ordinatenwerte auf den Passfugendurchmesser bleiben Steigung und Verlauf der Grenzlinie erhalten.

Aus der Sicht der Prozessauslegung verschiebt sich der Verlauf der Grenzlinie dann in Richtung höherer Werte der Abszisse, wenn das Durchmesser Verhältnis der Welle sinkt und somit die Wandstärke der Welle zunimmt, sodass ein höherer Wirkmediendruck für die plastische Deformation der Welle erforderlich ist. Die Darstellung von Gleichung (4.43) kann in einem doppelt bezogenen Diagramm erfolgen, sodass auf der Abszisse der Quotient aus  $p_{i,p,\min}$  und Fließspannung der Welle  $k_{f,I}$  sowie auf der Ordinate als Durchmesser Verhältnis der Nabe  $Q_A$  eingezeichnet wird. Das Verhältnis der E-Module der beiden Fügepartner  $Q_E$  verändert die Steigung der Grenzlinie für den Wirkmediendruck  $p_{i,p,\min}$ . Unter der Berücksichtigung, dass das Fügen durch Innenhochdruckumformung für metallische Werkstoffe verwendet wird, kann ein sinnvoller Wert für das Verhältnis der Elastizitätsmoduln gebildet werden.

Der E-Modul für Magnesium liegt zwischen 35 und 42 GPa, Aluminium 60 und 75 GPa, Kupfer 100 und 120 GPa und Stahl 190 bis 210 GPa, sodass sich für  $Q_E$ , bei einer Kombination von Stahlwelle und Magnesium-Nabe, ein unterer Wert für  $Q_E$  von 0,16 einstellen würde. Bild 4.9 zeigt eine Darstellung der Grenzdruckkurve für den Wirkmediendruck  $p_{i,p,\min}$  für den Fall, dass Werkstoffe mit gleichem E-Modul gefügt werden. Ein Ablesen der entsprechenden Werte für den gesuchten Wirkmediendruck kann analog zu der Vorgehensweise zur Ermittlung von  $p_{i,\max}$ , siehe Bild 4.8, erfolgen. Die beiden Extrema für  $Q_A=0$  und  $Q_A=1$  können aus physikalischen Gründen nie erreicht werden, da der Fall  $Q_A=0$  eine Vollwelle definiert und somit ein Fügen mittels Innenhochdruck aus technologischer Sicht nicht erfolgen kann und aus physikalischer Sicht die Annahmen und Gleichungen bei der Herleitung von (4.43), insbesondere durch den Einfluss der plastischen Deformation, unzutreffend sind.

Für das Durchmesser Verhältnis der Nabe  $Q_A$  kann niemals  $Q_A=1$  gelten, da dann Außen- und Innendurchmesser der Nabe identisch sein müssten und somit die Wandstärke der Nabe gleich null entspricht. Des Weiteren ist zu erwarten, dass mit sinkender Wandstärke der Nabe Rand- und Größeneffekte einen stärkeren Einfluss auf den Verbundentstehungsprozess erhalten.



**Bild 4.9** Ermittlung des Wirkmediendruckes  $p_{i,p,min}$  ab dem eine Fügeverbindung realisiert werden kann

Die Grenzdruckkurve verschiebt sich nach rechts für den Fall, dass Wellen mit einem kleineren Innendurchmesser eingesetzt werden. Gleichung (4.43) gilt jedoch für den Fall dickwandiger Rohre nicht, sodass eine Erweiterung der Gleichungen vorgenommen werden muss.

**4.4.2 Analytischer Ansatz zur Bestimmung eines sinnvollen maximalen Wirkmediendruckes für die Erzeugung eines Passfugendruckes**

Der Wirkmediendruck  $p_{i,p,max}$  kann definiert werden, als derjenige Wirkmediendruck, der zu einer gerade beginnenden plastischen Aufweitung der Nabe führt. Dabei gilt es die vorangegangene vollplastische Aufweitung der Welle bei der Berechnung des Wirkmediendruckes zu berücksichtigen. Es wird also zunächst der Wirkmediendruck  $p_{I,a}^{(pl)}$  gesucht, für den die dünnwandige Welle plastisch umgeformt wird.

Ferner wird derjenige Wirkmediendruck  $p_{A,i}^{(pl)}$  gesucht, für den die Nabe eine gerade beginnende plastische Deformation, ausgehend vom Innendurchmesser erfährt. Die Summe dieser beiden Drücke ergibt somit den gesuchten Wirkmediendruck  $p_{i,p,max}$ . Analog zu der Vorgehensweise zur

Ermittlung der Gleichungen (4.16) und (4.37) kann folgende Beziehung für  $p_{i,p,\max}$  geschrieben werden:

$$p_{i,p,\max} = 2 \cdot p_{1,a}^{(pl)} + p_{A,i}^{(pl)}. \quad (4.44)$$

Für die Bestimmung von  $p_{A,i}^{(pl)}$  gilt es zunächst die Hauptnormalspannungen in radialer und tangentialer Richtung zu ermitteln. Dazu können die Gleichungen (2.25) für den Fall  $p_a = 0$  spezialisiert werden zu

$$\begin{aligned} \sigma_r &= -p_i \cdot \frac{r_{A,i}^2}{r_{A,a}^2 - r_{A,i}^2} \cdot \left[ \left( \frac{r_{A,a}}{r} \right)^2 - 1 \right], \\ \sigma_\vartheta &= p_i \cdot \frac{r_{A,i}^2}{r_{A,a}^2 - r_{A,i}^2} \cdot \left[ \left( \frac{r_{A,a}}{r} \right)^2 + 1 \right] \end{aligned} \quad (4.45)$$

Da die gleichen Randbedingungen wie zur Ermittlung von  $p_{1,a}^{(pl)}$  vorliegen, kann mithilfe der TRESCA'schen Fließbedingung (2.26) der gesuchte Wirkmediendruck berechnet werden, sodass aus (4.45)

$$\sigma_1 = \sigma_\vartheta = p_i \cdot \frac{r_{A,i}^2}{r_{A,a}^2 - r_{A,i}^2} \cdot \left[ \left( \frac{r_{A,a}}{r} \right)^2 + 1 \right] \quad (4.46)$$

und aus (4.45) für die Radialspannung

$$\sigma_3 = \sigma_r = -p_i \cdot \frac{r_{A,i}^2}{r_{A,a}^2 - r_{A,i}^2} \cdot \left[ \left( \frac{r_{A,a}}{r} \right)^2 - 1 \right] \text{ folgt.} \quad (4.47)$$

Die Differenz der beiden Hauptspannungen ergibt sich derart, dass

$$\sigma_{v(SH)} = k_{f,A} = \sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_\vartheta - \sigma_r = p_i \cdot \frac{2 \cdot r_{A,i}^2}{r_{A,a}^2 - r_{A,i}^2} \cdot \left( \frac{r_{A,a}}{r} \right)^2 \quad (4.48)$$

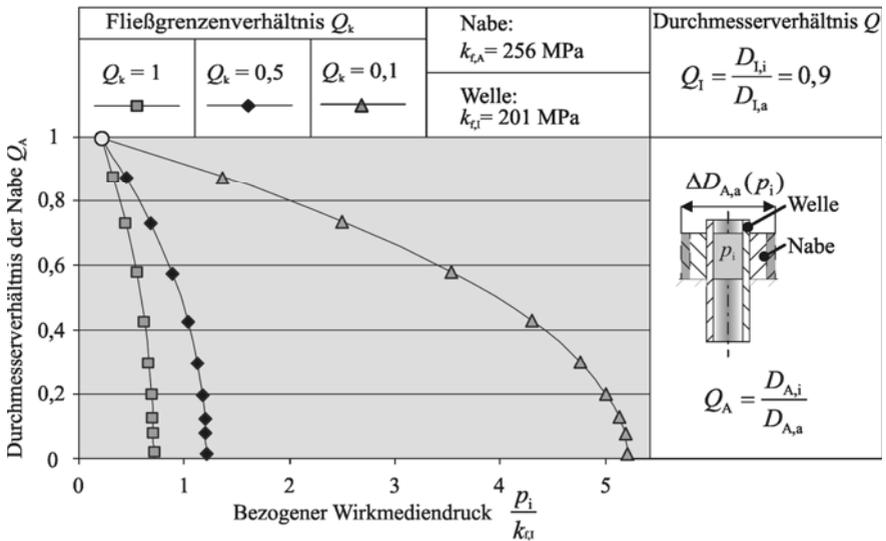
gilt und somit der größte Spannungswert auftritt, wenn  $r = r_i$  ist. Aus diesem Grund beginnt plastisches Fließen am Innenrand der Welle, sodass für den gesuchten Wert  $p_{A,i}^{(pl)}$  mit  $p_i = p_{A,i}^{(pl)}$  aus Gleichung (4.48) folgt

$$p_{A,i}^{(p)} = k_{f,A} \cdot \frac{r_{A,a}^2 - r_{A,i}^2}{2 \cdot r_{A,a}^2} \tag{4.49}$$

Alle Komponenten von Gleichung (4.44) sind somit bestimmt, sodass man durch Einsetzen der Gleichungen (4.49) folgenden Ausdruck für  $p_{i,p,max}$  erhält

$$p_{i,p,max} = 2 \cdot k_{f,i} \cdot \ln \frac{1}{Q_1} + 0,5 \cdot k_{f,A} \cdot (1 - Q_A^2). \tag{4.50}$$

Die Berechnung von  $p_{i,p,max}$  stellt keine physikalische Obergrenze dar. Vielmehr stellt Gleichung (4.50) einen gewählten Grenzwert dar, ab dem sich die Steigung des Passfugendrucks  $p$  mit einem geringeren Gradienten in Abhängigkeit der Verfestigung fortsetzt. Der Verlauf der Grenzlinie für  $p_{i,p,max}$  bei unterschiedlichen Fließgrenzenverhältnissen  $Q_K$  ist in Bild 4.10 dargestellt.



**Bild 4.10** Bezogene Darstellung des Wirkmediendruckes  $p_{i,p,max}$  in Abhängigkeit von geometrischen Randbedingungen und dem gewählten Werkstoff

Ähnlich wie bei Pressverbänden, bei denen einer der beiden Fügepartner elastisch-plastisch deformiert wird [Kol84], ist prinzipiell eine Erhöhung des Wirkmediendruckes über  $p_{i,p,max}$  hinaus möglich. Der Spannungszustand, der sich bei einer elastisch-plastischen Aufweitung der Nabe einstellt, soll an dieser Stelle jedoch nicht weiter verfolgt werden. Aus Sicht der Fügeprozessführung kennzeichnet  $p_{i,p,max}$  einen Grenzwert, bei dessen Überschreitung von einer erhöhten und ineffizienten Belastung des Dichtsystems des Fügewerkzeugs ausgegangen werden kann. Bei

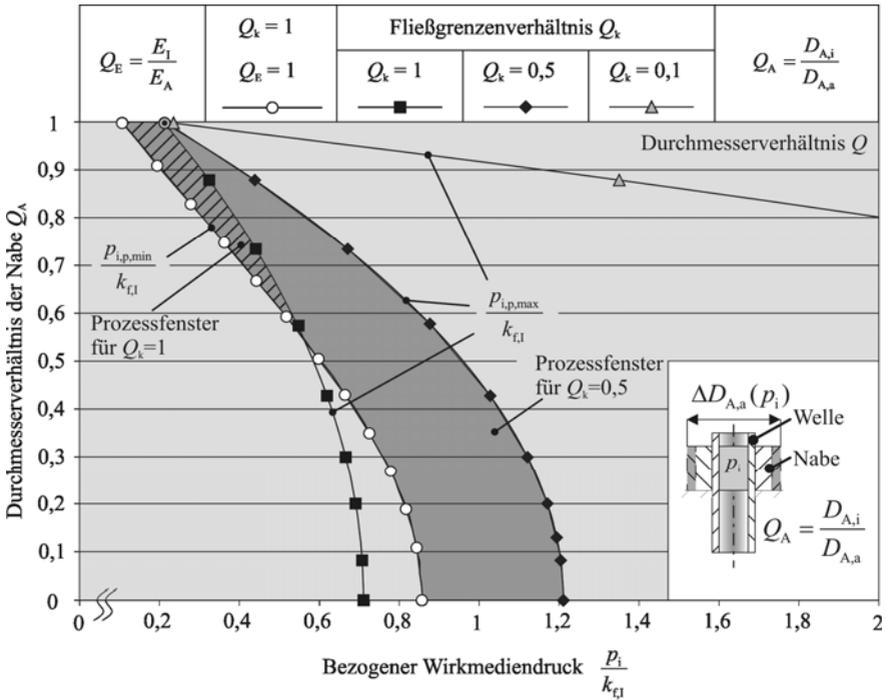
einem Überschreiten von  $p_{i,p,max}$  kommt es ferner zu einer Zunahme der plastischen Anteile im Querschnitt der Nabe. Da die Welle stets plastische Anteile enthalten muss, um einen Fügeverbund zu erzeugen, kann also lediglich für den Fall, dass  $p_{i,p,max}$  überschritten wird, von einem plastisch-elastisch-plastischen Fügeverbund gesprochen werden.

Die zunehmende plastische Umformung, verursacht durch die Vergrößerung des Innendurchmessers, ergibt eine wachsende Distanz zwischen Dichtung und Welle. Bei Überschreitung einer kritischen Aufweitung, verursacht durch einen entsprechend hohen Wirkmediendruck, kommt es zu einem Versagen des Dichtsystems. Das Versagen erfolgt schlagartig und führt zu dessen Zerstörung. In Bild 4.10 sind drei Verläufe für unterschiedliche Fließspannungsverhältnisse  $Q_k$  dargestellt. Die gewählten Fließspannungsverhältnisse von  $Q_k = 0,1$  bis  $Q_k = 1$  sind, wie bereits oben erläutert, als gewählte Grenzen sinnvoller Werkstoffkombinationen zu verstehen. Eine Verschiebung der hier dargestellten Verläufe ist lediglich in Richtung höherer Werte für den bezogenen Wirkmediendruck denkbar, wenn die Wandstärke der Welle erhöht wird. Trifft diese Bedingung zu, erfolgt eine parallele Verschiebung der entsprechenden Kurve, sodass der angedeutete Abszissendurchgang bei höheren Werten erfolgen würde. Durch die Darstellung in einem derart bezogenen Diagramm erfolgt eine Änderung der Steigung lediglich durch eine Änderung von  $Q_k$ . Der Einfluss geometrischer Parameter auf die dargestellten Verläufe wird durch den Bezug auf  $Q_A$  kompensiert. In Anlehnung an die im Stand der Technik beschriebene Empfehlung von GARZKE in [Gar00] kann für  $Q_k = 1$  von einer unteren Grenze, bezogen auf die Werkstoffkombinationen innenhochdruckgefügter Verbindungen, gesprochen werden. Wie Bild 4.10 zeigt, sind höhere Wirkmediendrucke während des Fügeprozesses erforderlich, um eine Verspannung von Welle und Nabe zu erzielen, wenn Fließgrenzenverhältnis  $Q_k$  und Durchmesser Verhältnis der Nabe  $Q_A$  abnehmen.

#### 4.5 Prozessfenster zum Fügen durch Innenhochdruck

In Kapitel 4.4.1 wurde die Berechnung eines minimalen Wirkmediendruckes  $p_{i,p,min}$  hergeleitet, um eine untere Grenze für die Verspannung der Fügepartner ermitteln zu können, deren grafische Darstellung ist in Bild 4.9 gezeigt. Gleichung (4.43) stellt eine untere Grenze dar, ab der ein Passfugendruck nach der Aufweitung der Bauteile ausgebildet werden kann. Eine sinnvoll gewählte obere Grenze für den Wirkmediendruck  $p_{i,p,max}$  kann durch die Herleitung von Gleichung (4.50), siehe 4.4.2, beschrieben werden (dargestellt in Bild 4.10).

Aus den Berechnungen für die Wirkmediendrucke  $p_{i,p,min}$  (4.43) und  $p_{i,p,max}$  (4.50) lässt sich nun ein Prozessfenster für die Erzeugung kraftschlüssiger Fügeverbindungen durch Innenhochdruckumformung ableiten. Die grafischen Darstellungen der Wirkmediendruckverläufe  $p_{i,p,min}$  in Bild 4.9 und  $p_{i,p,max}$  in Bild 4.10, lassen sich zu einem Prozessfenster kombinieren. Der Bereich zwischen den beiden Grenzlinien für  $p_{i,p,min}$  und  $p_{i,p,max}$  kennzeichnet dann ein Prozessfenster, für das technologisch sinnvolles Fügen durch Innenhochdruck möglich ist. Bei dem dargestellten Beispiel für  $Q_k = 1$  handelt es sich um einen Extremfall, bei dem das Fügen identischer Werkstoffkombinationen aufgezeigt wird. In Bild 4.11 ist dieser Bereich als schraffierte Fläche dargestellt.



**Bild 4.11 Prozessfenster zum Innenhochdruckfügen dünnwandiger Wellen mit dickwandigen Naben**

Die Ausbildung eines Passfugendruckes  $p$  erfolgt dann lediglich aus geometrischen Effekten aufgrund der unterschiedlichen Durchmesser der Fügepartner. Ferner zeigt die Darstellung einen Bereich, in dem sich die Grenzlinien für  $p_{i,p,min}$  und  $p_{i,p,max}$  kreuzen. In und unterhalb dieses Schnittpunktes ist ein Fügen durch Innenhochdruckumformung nicht mehr als elastisch-plastischer Verbund möglich.

Eine plastische Aufweitung der Welle und eine rein elastische Aufweitung der Nabe führen dann nicht mehr zu der Ausbildung eines Pressverbandes, da die elastischen Rückstellkräfte der Nabe so groß werden, dass die Welle in ihren Ausgangszustand zurückverformt wird, bzw. aufgrund der hohen Wandstärke der Nabe erfolgt bei dem gewählten Wirkmediendruck keine signifikante elastische Aufweitung. Dieser Effekt tritt bei geringen Werten für das Durchmesserverhältnis der Nabe  $Q_A$ , also bei großen Wandstärken der Nabe, auf. Um dennoch ein Fügen durch Innenhochdruckumformung durchführen zu können, das im Ergebnis einen elastisch-plastischen Pressverband erzeugt, können entsprechende Änderungen der geometrischen Verhältnisse oder des Fließgrenzenverhältnisses  $Q_k$  durchgeführt werden.

Eine denkbare Anpassung der geometrischen Verhältnisse kann sowohl an der Welle als auch an der Nabe erfolgen. Eine Erhöhung der Wellenwandstärke bewirkt zwar, dass diese den Rückstellkräften durch die elastische Rückfederung der Nabe einen höheren Widerstand entgegensetzen kann, führt aber zugleich zu einer Erhöhung von  $p_{i,p,\min}$ . Gleichzeitig bewirkt die Erhöhung der Wellenwandstärke eine Erhöhung von  $p_{i,p,\max}$ . Beide Erhöhungen erfolgen betragsmäßig in gleichem Umfang, sodass die Änderung der Wellenwandstärke keinen Einfluss auf eine Vergrößerung des Prozessfensters hat.

Im Gegensatz dazu kann eine Anpassung des Durchmesserverhältnisses der Nabe auf die Vergrößerung des Prozessfensters sinnvoll durchgeführt werden. Beide Gleichungen (4.43) und (4.50) entsprechen Gleichungen 2. Ordnung, die von  $Q_A^2$  abhängen, allerdings ist (4.43) eine inverse Funktion. Aus diesem Grund bildet sich mit steigendem  $Q_A$  zunächst ein größeres Prozessfenster aus. Eine effektivere Möglichkeit, das Prozessfenster zu vergrößern, ist eine Anpassung über eine Veränderung der Werkstoffkennwerte. Bei dem dargestellten Beispiel für  $Q_k = 0,5$  ergibt sich ein Prozessfenster derart, dass die Erzeugung eines Fügeverbundes für alle betrachteten Durchmesserverhältnisse, bei geeigneter Wahl des Wirkmediendruckes, grundsätzlich möglich ist. Hierbei ist die Erhöhung der Fließgrenze der Nabe einer Verringerung der Fließgrenze der Welle vorzuziehen. Obwohl beide Möglichkeiten vorstellbar sind, bietet eine Erhöhung der Fließgrenze der Nabe das Potenzial zu einem absolut höheren Passfugendruck bei angepasster Prozessführung zu gelangen. Das in Bild 4.11 dargestellte Prozessfenster gibt dementsprechend einen Bereich für den Wirkmediendruck an, der mindestens erforderlich und höchstens notwendig ist, um einen Verbund durch Innenhochdruck zu erzeugen. Dieses Prozessfenster lässt sich um diejenigen Wirkmediendrucke, die lediglich zu einer elastischen Aufweitung bzw. vollplastischen Umformung beider Fügepartner führen erweitern, sodass eine entsprechende untere und obere Leistungsgrenze von Hochdruckerzeugern abgeschätzt werden kann. Bild 4.12 zeigt den Prozessbereich und den erweiterten Prozessbereich für Verbindungen in Welle-Nabe-Anordnung auf.

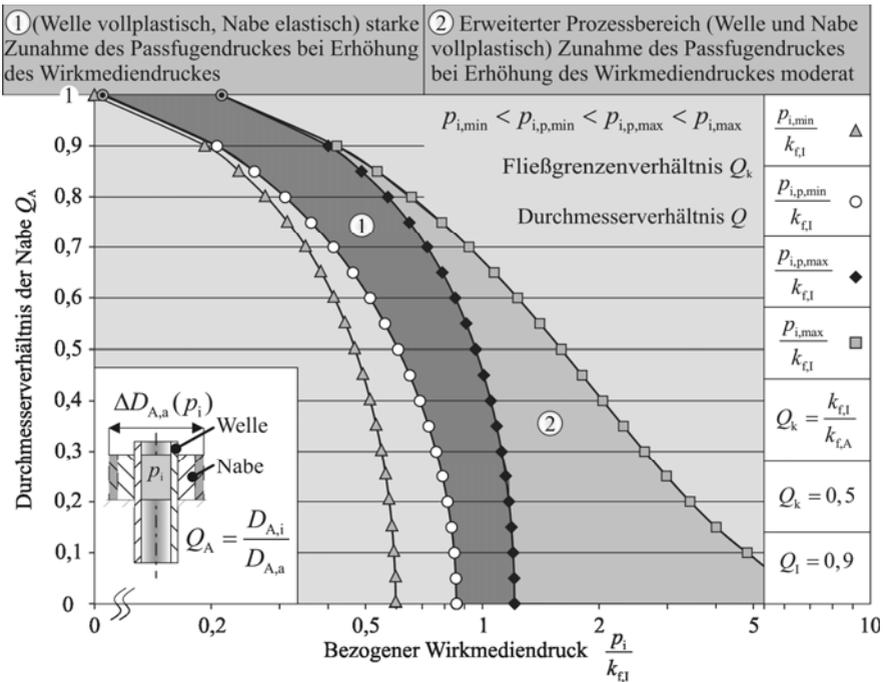
Es ist zu erwarten, dass über einem Grenzwert von  $p_{i,p,\max}$  eine Zunahme des Passfugendruckes möglich ist, sodass hier ein Potenzial besteht die Verbindungsfestigkeit zu erhöhen. Als ein Beispiel kann der Fall beschrieben werden, für den ein Fließgrenzenverhältnis von  $Q_k = 0,5$  existiert und die Wirkmediendrucke entsprechend den berechneten Werten von  $p_{i,\min}$  bis  $p_{i,\max}$  gefahren werden könnten. Durch die Darstellung des Prozessfensters in logarithmischer Form wird die Darstellung derart dargestellt, als ob der Prozessbereich 1 für kleinere Durchmesserverhältnisse der Nabe abnimmt. Aus physikalischer Sicht wächst dieser Bereich jedoch, da bei dickwandigen Bauteilen die absoluten Werte für die Tangentialspannungen zunehmen.

Der Wert für den Passfugendruck  $p$ , wenn der Fügeprozess mit einem Wirkmediendruck  $p_{i,p,\max}$  durchgeführt wird, kann durch Einsetzen von Gleichung (4.50) in Gleichung (4.31) bestimmt werden.

$$p_{\max} = \frac{k_{t,l} \cdot \ln \frac{1}{Q_1} + 0,5 \cdot k_{t,A} \cdot (1 - Q_A^2)}{E_A} \cdot \left( \frac{1 + Q_A^2}{1 - Q_A^2} + \nu_A \right) - \frac{k_{t,l}}{E_1} \quad (4.51)$$

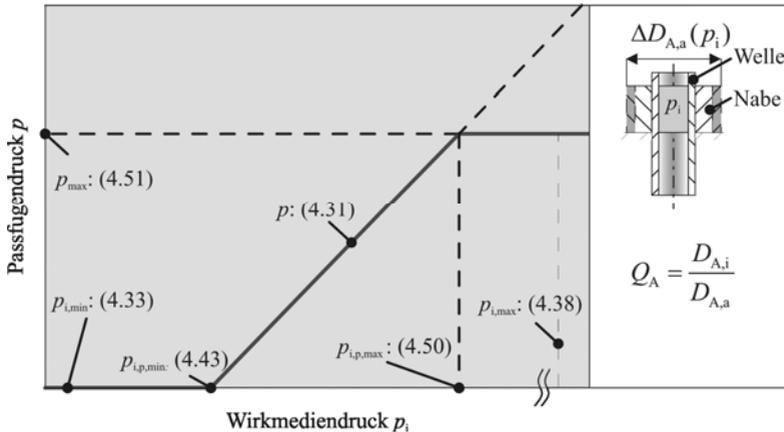
$$= \frac{1}{E_A} \left( \frac{1 + Q_A^2}{1 - Q_A^2} + \nu_A \right) + \frac{0,5}{E_1} \cdot \left( \frac{1 + Q_1}{1 - Q_1} - \nu_1 \right)$$

Die so entstandene Gleichung (4.51) für den maximalen Passfugendruck  $p_{\max}$  ist nunmehr unabhängig von dem Wirkmediendruck  $p_i$ , der im Fügeprozess aufgebracht worden ist. Gleichung (4.51) beschreibt somit einen konstanten Wert, der die maximale Verspannung der Fügepartner bei idealer Fügeprozessführung beschreibt.



**Bild 4.12**    **Erweitertes Prozessfestersystem zum Fügen durch Innenhochdruckumformung**

Bei der Aufstellung eines Prozessdiagramms (siehe auch Bild 4.5), bei dem auf der Abszisse der aufgebrauchte Wirkmediendruck eingetragen wird und auf der Ordinate der daraus resultierende Passfugendruck dargestellt ist, beschreibt Gleichung (4.51), eine Geradengleichung, wie das Prozessdiagramm in Bild 4.13 zeigt.

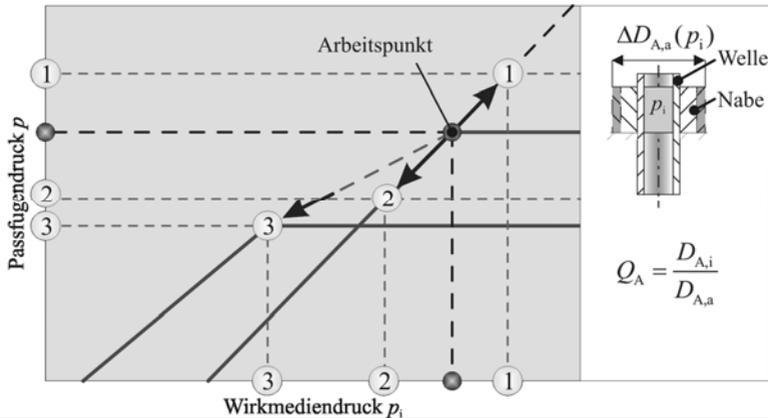


**Bild 4.13 Prozessdiagramm zum Fügen von Welle-Nabe-Verbindungen durch Innenhochdruckfügen**

Eine Beeinflussung dieses Arbeitspunktes hinsichtlich einer höheren Verspannung, also in Richtung größerer Werte für den Passfugendruck  $p$  kann durch Änderungen der Geometrie und der verwendeten Werkstoffe erreicht werden. Diese Gerade verläuft dann parallel zur Abszisse und schneidet die Ordinate im Punkt  $p_{\max}$ . Die Geradengleichung (4.31), die von der Höhe des Wirkmediendruckes abhängig ist, liefert das entsprechende Ergebnis für den Passfugendruck. Der Schnittpunkt dieser Geraden mit der Abszisse kann mithilfe von Gleichung (4.43) bestimmt werden. Die maximale Verspannung der Fügepartner ergibt sich im Schnittpunkt der Geradengleichungen von (4.31) und (4.51). Um gezielt diesen Punkt im Prozessdiagramm erreichen zu können, muss ein Wirkmediendruck eingestellt werden, der dazu führt, dass die Welle vollplastisch umgeformt wird und die Nabe lediglich elastisch aufgeweitet wird. Mithilfe von Gleichung (4.50), die im Prozessdiagramm eine Gerade parallel zur Ordinate darstellt, kann dieser Wirkmediendruck ermittelt werden. Der Schnittpunkt der Geraden bildet somit einen Arbeitspunkt, bei dem ein Fügen durch Innenhochdruckumformung, unter Berücksichtigung einer möglichst hohen erzielbaren Verspannung der Fügepartner und bei gleichzeitig geringer Belastung der Dichtungen durch einen möglichst geringen Wirkmediendruck, durchgeführt werden kann. Bild 4.14 zeigt die Auswirkungen dieser Anpassungen auf ein Verschieben des Arbeitspunktes.

Eine Verschiebung entlang einer Verlängerung der Geraden, die durch Gleichung (4.31) beschrieben wird, über einen Arbeitspunkt hinaus, der bereits zu einer maximalen Verspannung – beschrieben von Gleichung (4.50) – geführt hat, gelingt durch Erhöhung der Fließspannung der Nabe  $k_{f,A}$ . In Bild 4.14 ist diese Verschiebung gekennzeichnet durch den Punkt 1. Eine entgegengesetzt verlaufende Verschiebung dieses Arbeitspunktes tritt bei einer Verringerung der Fließspannung der Nabe auf (Punkt 2). Eine Verringerung der Wandstärke der Nabe bewirkt,

dass eine Verschiebung der Geraden (4.31) in Richtung geringer Wirkmediendrücke erfolgt. Gleichzeitig verschieben sich die Geraden für den maximal notwendigen Wirkmediendruck  $p_{i,p,max}$ , beschrieben durch (4.50) und für den maximal erzielbaren Passfugendruck  $p_{max}$  (4.51), in Richtung geringer Werte.



- ① Fließspannung der Nabe  $k_{t,A}$  wird erhöht, alle geometrischen und sonstigen werkstoffbezogenen Parameter bleiben konstant
- ② Fließspannung der Nabe  $k_{t,A}$  wird verringert, alle geometrischen und sonstigen werkstoffbezogenen Parameter bleiben konstant
- ③ Fließspannung der Nabe  $k_{t,A}$  sonstigen werkstoffbezogenen Parameter bleiben konstant, das Durchmesser Verhältnis der Nabe  $Q_A$  wird verringert

**Bild 4.14** Veränderung des Arbeitspunktes durch Variation von Werkstoff und Geometrie der Nabe

Der Einfluss des Nabendurchmessers auf die Ausbildung des Arbeitspunktes ist dominant gegenüber den übrigen Einflussgrößen. Gerade unter den Aspekt des Leichtbaus erhält die Wahl einer geeigneten Wandstärke der Nabe eine übergeordnete Bedeutung. Bei der Wahl einer geeigneten Wandstärke der Nabe kann sowohl auf das Gewicht als auch auf die übertragbare Last der Fügestelle Einfluss genommen werden.

#### 4.6 Zusammenfassung

Im vorangegangenen Kapitel wurde die Herleitung von analytischen Berechnungsvorschlägen für die Berechnung eines Passfugendruckes und für die Ermittlung eines Prozessfensters durchgeführt. Tabelle 4-1 fasst die berechneten Parameter zusammen.

**Tabelle 4-1 Prozesskenngrößen**

Parameter	Beschreibung	Verweis
$p$	Berechnung des Passfugendruckes	(4.31)
$p_{\max}$	Maximaler Passfugendruck	(4.51)
$p_{i,\min}$	Wirkmediendruck, der höchstens zu einer elastischen Aufweitung von Welle und Nabe führt.	(4.33)
$p_{i,p,\min}$	Wirkmediendruck, bei dessen Überschreitung die Ausbildung eines Passfugendruckes beginnt.	(4.43)
$p_{i,p,\max}$	Wirkmediendruck, nach dessen Überschreitung eine geringere Zunahme des Passfugendruckes erfolgt.	(4.50)
$p_{i,\max}$	Wirkmediendruck, der zu einer plastischen Aufweitung von Welle und Nabe führt (maximaler Wirkmediendruck, der bei einer gegebenen Kombination aus Geometrie und Werkstoffen der Fügepartner höchstens für die Hochdruckstufe des Druckaggregates benötigt wird).	(4.38)
$p_{i,\min} < p_{i,p,\min} < p_{i,p,\max} < p_{i,\max}$		

Zunächst wurde unter Berücksichtigung der linearen Elastizitätstheorie, des ebenen Verspannungszustandes und unter der Annahme, dass sich ein Passfugendruck aus der Differenz der Tangentialspannungen berechnen lässt, ein Berechnungsvorschlag für die Bestimmung des Passfugendruckes zwischen einer dünnwandigen Welle und einer dickwandigen Nabe entwickelt. Für die Berechnungen des Passfugendruckes  $p$  werden dabei sowohl die Geometrien der Fügepartner als auch charakteristische Werkstoffkennwerte benötigt. Eine obere Grenze, für die der Passfugendruck  $p$  keine signifikante Steigerung erfährt, kann Gleichung (4.31) nicht liefern. Für die Auslegung des Fügeprozesses ist hierbei die Kenntnis von drei charakteristischen Wirkmediendrüken erforderlich. Für die Beschaffung von Betriebsmitteln ist die Berechnung von Ober- und Untergrenzen der erforderlichen Druckerzeuger notwendig. Um Fertigungszeit einzusparen, können entsprechende Aggregate zur Druckerzeugung zweistufig aufgebaut sein. Für das Füllen des Bauteils mit einem Wirkmedium kann eine Niederdruckpumpe eingesetzt werden. Für diese Niederdruckpumpe kann die Beschränkung gelten, dass diese nicht für die Erzeugung einer Fügeverbindung eingesetzt werden darf, damit bei eventuell auftretenden Prozessstörungen die Fügepartner noch nicht untrennbar verbunden sind. Für die Bestimmung dieses charakteristischen Wirkmediendruckes  $p_{i,\min}$  kann Gleichung (4.33) herangezogen werden. Um zu ermitteln, bei welchem Wirkmediendruck eine Fügeverbindung erzeugt wird, muss der Zähler von Gleichung (4.31) für den Passfugendruck größer null werden, wie Gleichung (4.43) für den charakteristischen Wirkmediendruck  $p_{i,p,\min}$  zeigt. Der maximal benötigte Wirkmediendruck  $p_{i,\max}$  kann mit

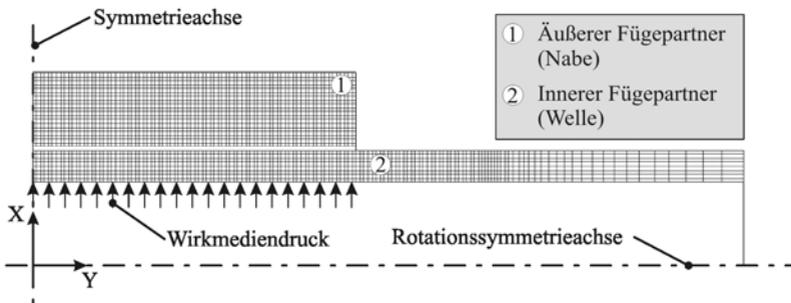
hilfe von Gleichung (4.38) bestimmt werden, für den Fall, dass beide Fügepartner vollplastisch aufgeweitet worden sind. Für eine wirtschaftliche Gestaltung des Innenhochdruckfügeprozesses ist ferner derjenige Wirkmediendruck  $p_{i,p,max}$  von Bedeutung, bei dem keine signifikante Steigerung des Passfugendruckes  $p$  mehr erfolgt, wie Gleichung (4.50) zeigt.

## 5 Berechnung des Passfugendruckes kraftschlüssiger IH-Fügeverbindungen mithilfe der FEM

Eine Verifikation der durchgeführten analytischen Berechnungen ist im Rahmen dieser Arbeit durch numerische und experimentelle Untersuchungen durchgeführt worden. An dieser Stelle sollen zunächst die numerischen Untersuchungen beschrieben werden.

### 5.1 Aufbau und Durchführung der FE-Berechnungen

Bei den nachfolgend beschriebenen FE-Simulationen sind die Berechnungen anhand eines zweidimensionalen rotationssymmetrischen Modells unter Ausnutzung von Achsen- und Rotations-symmetrie durchgeführt worden[Mül02]. Als Elementtyp für die nachfolgende globale Vernetzung der Struktur wurde das Element PLANE182 ausgewählt. In dem FE-Programm ANSYS 11.0 kann dieser Elementtyp u.a. für die Modellierung von Strukturen im Falle zweidimensionaler, axialsymmetrischer Berechnung eingesetzt werden, wie sie hier vorliegt. Bild 5.1 zeigt das hier verwendete FE-Modell zur Berechnung des Passfugendruckes innenhochdruckgefügter Welle-Nabe-Verbindungen.



**Bild 5.1** FE-Modell zur Berechnung des Passfugendruckes

Ferner ist es möglich, dieses Element bei nichtlinearen FE-Berechnungen einzusetzen. Für den Fall der Berechnung innenhochdruckgefügter Verbindungen kommen Nichtlinearitäten in zwei Ausprägungen vor. Einerseits existieren Nichtlinearitäten, die das Werkstoffverhalten betreffen, andererseits kommen Strukturnichtlinearitäten vor, die sich durch den Kontakt zwischen den Fügepartnern ergeben. Bei dem Werkstoffverhalten wird eine Fließkurve implementiert, die durch experimentelle Ermittlung (siehe Kapitel 6.1) gewonnen wurde. Tabelle 5-1 fasst wichtige numerische Parameter zusammen.

**Tabelle 5-1 Numerische Parameter**

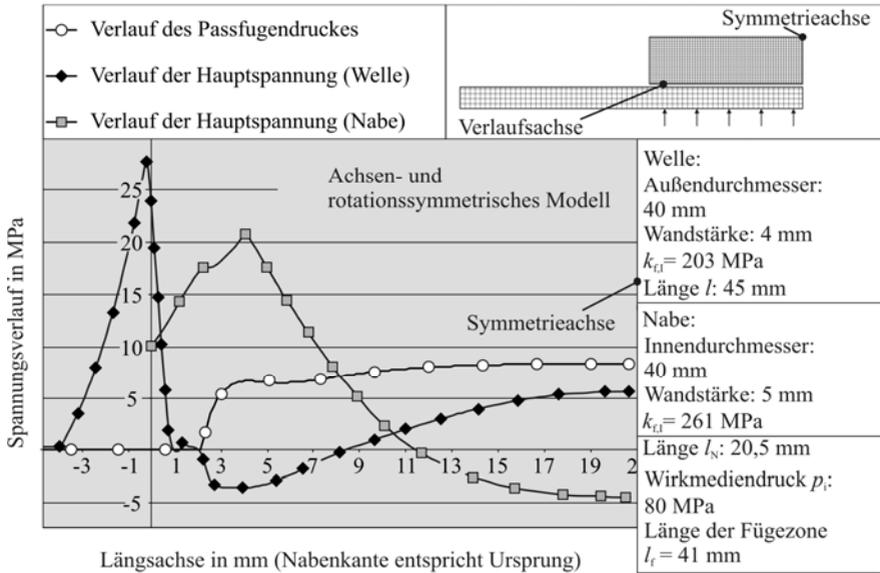
Numerische Parameter	Ausprägung
Verwendete Elementtypen	Plane182, Conta171, Targe169
Verfestigung	kinematisch
Reibbeiwert zwischen den Fügepartnern	0,29
Lastaufbringung	Iterative Druckapplikation in zwei Schritten (Belastung, Entlastung)

In der FE-Simulation ist realplastisches Werkstoffverhalten mit kinematischer Verfestigung und unter Berücksichtigung des BAUSCHINGER-Effektes angenommen worden. Ein nichtlineares Strukturproblem stellt der Abstand zwischen den beiden Fügepartnern zu Beginn des Fügeprozesses dar. Dieser Spalt wird mit steigendem Wirkmediendruck – und somit mit wachsender Umformung durch die Aufweitung der Welle – geschlossen. Als Kontaktelemente werden auf der Seite der Welle CONTA171 und auf der Seite der Nabe TARGE169 gewählt. Mithilfe des Kontaktalgorithmus „Augmented Lagrange Method“ kann die tolerierbare Durchdringung und die Kontaktsteifigkeit eingestellt werden. Die Berechnung des Fügeprozesses erfolgt iterativ, sodass ein spezifisches Konvergenzkriterium erfüllt werden muss, um zu einer verwertbaren Lösung zu gelangen.

## 5.2 Analyse der durchgeführten FE-Berechnungen

Die Tangentialspannung am Außendurchmesser der Welle und am Innendurchmesser der Nabe sind die größten auftretenden Spannungen im Fügeverbund. Die Tangentialspannungen in der Welle sind nach dem Aufweiten lediglich unterhalb der Nabe und im Wirkungsbereich der Nabenkante ungleich null. Bild 5.2 zeigt den Verlauf der Hauptspannungen von Welle und Nabe in der Passfuge sowie den Passfugendruck.

GARZKE erläutert den Einfluss der Nabenkante auf die Spannungsverteilung in Welle sowie Nabe und bezeichnet die nicht gleichmäßige Aufweitung als „Biegen über die Nabenkante“ [Gar01], sodass sich aus diesem Grund Spannungsspitzen in den Hauptspannungen dort ergeben. Ein weiterer Effekt ist, dass sich kein Passfugendruck im Bereich der Nabenkante ausbildet und somit die Fügezone verkleinert wird. Eine Vergrößerung der Drucküberstandslänge minimiert diesen Effekt, jedoch führt diese zu kritischen Dichtungsproblemen, die den Einsatz einer Füge-sonde mit nicht anwendungsspezifischen Dichtungssystemen für diesen Fall fraglich werden lassen. Bild 5.2 zeigt den Einfluss des Kantendrückens, auf die Ausbildung der Hauptspannungen. Ferner zeigt sich, dass der axiale Verlauf der Hauptspannungen überwiegend parabolisch ausgebildet wird, welches sich wiederum durch den Einfluss der hohen Steifigkeit der Nabenkante und der ungleichmäßigen Durchmesser-aufweitung durch den „Tonneneffekt“ erklären lässt.



**Bild 5.2 Axialer Verlauf des Passfugendruckes und der Hauptspannungen am Innendurchmesser der Nabe und Außendurchmesser der Welle**

Im Rahmen von Voruntersuchungen wurde u.a. die Zulässigkeit der Ausnutzung der Achsensymmetrie zusätzlich zum Einsatz der Rotationssymmetrie untersucht. Hierzu wurden FE-Simulationen mit und ohne Berücksichtigung der Achsensymmetrie durchgeführt. Die derart erzielten Ergebnisse wurden verglichen und bestätigten, dadurch dass keine Abweichung zwischen den Berechnungen detektiert wurden, die Zuässigkeit der Ausnutzung der Achsensymmetrie. Die berechneten Ergebnisse für wichtige Kennwerte entlang der Fügezone wurden anschließend gegenübergestellt. Als wichtige Kennwerte wurden hierbei die Vergleichsspannungen an Welle und Nabe, die plastische Dehnung und der Passfugendruck herangezogen. Zwischen den ermittelten Werten, die mit den jeweiligen Modellen erzielt worden sind, konnte kein signifikanter Unterschied festgestellt werden [Bar08].

**5.3 Berechnung des Passfugendruckes und von Prozesskennwerten des Innenhochdruck-Fügeprozesses mithilfe der FEM**

Als innerer Fügepartner wurde ein Aluminiumrohr mit einem Außendurchmesser von 40 mm und einer Wandstärke von 2 mm modelliert. Die Wandstärke der Nabe wurde derart gewählt, dass sich für das Durchmesser Verhältnis  $Q_A$  folgende Werte, dargestellt in Tabelle 5-2, ergaben. Die FE-Berechnungen wurden mit unterschiedlichen Wirkmediendrücken durchgeführt, sodass neben der Möglichkeit der absoluten Bestimmung des Passfugendruckes eine Ermittlung eine

minimalen ( $p_{i,p,\min}$ ) und maximalen ( $p_{i,p,\max}$ ) Wirkmediendruckes, in Abhängigkeit vom Durchmesser Verhältnis der Nabe  $Q_A$  und dem Fließgrenzenverhältnis der Fügepartner  $Q_k$ , erfolgen konnte.

$Q_1$	$Q_A$	Startdruck	Enddruck	Step	Werkstoffkennwerte (aus Bild 6.3)	
0,9	0,91	30 MPa	70 MPa	2 MPa	Welle	Nabe
	0,80	48 MPa	110 MPa		$k_{f,I}$ : 201 MPa	$k_{f,A}$ : 256 MPa
	0,72	56 MPa	130 MPa		E-Modul: 64 GPa	E-Modul: 64 GPa
	0,68	64 MPa	140 MPa		$\nu_I = 0,33$	$\nu_A = 0,33$

**Tabelle 5-2 Untersuchungsumfang**

Die Drucküberstandslänge  $l_0$  betrug bei den durchgeführten Rechnungen gleich null, sodass der Wirkmediendruck im Bereich der gesamten Nabenlänge appliziert wird<sup>6</sup>. Der Startdruck wurde mithilfe von Gleichung (4.43), welche zur Berechnung eines Wirkmediendruckes  $p_{i,p,\min}$  – dieser muss mindestens überschritten sein, um eine Verspannung der Bauteile zu erzielen – ermittelt.

$$p_{i,p,\min} \geq k_{f,I} \cdot \left[ \frac{E_A}{E_I} \cdot \left( \frac{1+Q_A^2}{1-Q_A^2} + \nu_A \right)^{-1} + 2 \cdot \ln \frac{1}{Q_1} \right] \quad (4.43)$$

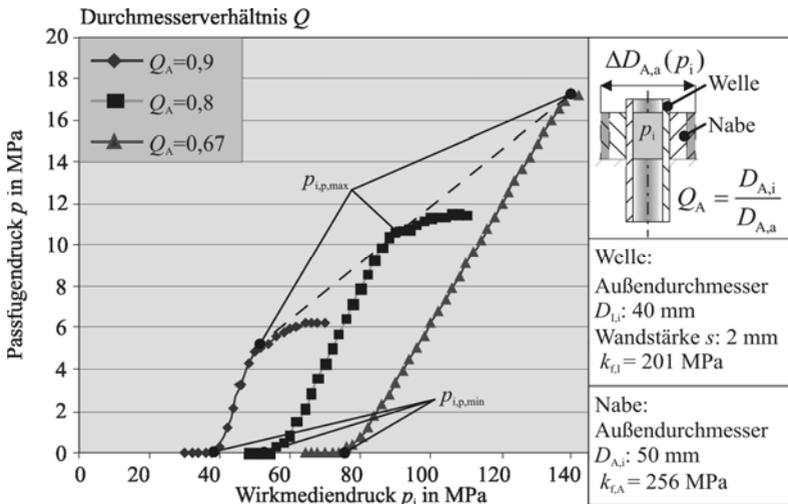
Der so ermittelte Wert wurde in einem zweiten Schritt abgerundet und in die Batch-Datei des FE-Programms implementiert. Der Enddruck wurde mithilfe von Gleichung (4.50) berechnet, sodass ein Wirkmediendruck bestimmt werden konnte, der zu einer vollplastischen Umformung des Rohres und zu einer gerade beginnenden plastischen Umformung der Nabe führt.

$$p_{i,p,\max} = 2 \cdot k_{f,I} \cdot \ln \frac{1}{Q_1} + 0,5 \cdot k_{f,A} \cdot (1 - Q_A^2). \quad (4.50)$$

Der berechnete Wert für  $p_{i,p,\max}$  stellt keine physikalische Obergrenze dar, sondern gibt vielmehr einen Grenzwert an, bei dem der Gradient der Steigerung des Passfugendruckes in Abhängigkeit des Wirkmediendruckes stark verringert wird. Um die Verringerung der Steigung deutlich darstellen zu können, wurden FE-Berechnungen durchgeführt, deren Wirkmediendrucke deutlich

<sup>6</sup> Die Berechnung des Passfugendruckes und der Prozesskennwerte mithilfe von ANSYS 11 erfolgte am Beispiel der Versuchsproben, deren Werkstoffigenschaften und Geometrien in Kapitel 6.1 (Versuchsproben und Werkstoffe) beschrieben werden.

die nach Gleichung (4.50) ermittelten Werte übersteigen. Beginnend mit dem Startdruck, wurden die Berechnungen durchgeführt und das Ergebnis für den Passfugendruck in der Mitte der Fügezone ermittelt. Die darauffolgende FE-Berechnung wurde mit einem um 2 MPa erhöhten Wirkmediendruck durchgeführt. Diese Vorgehensweise wurde bis zum Erreichen des numerischen Enddruckes ausgeführt. Als Ergebnis ist hier eine Darstellung gewählt, die jedem Wirkmediendruck  $p_i$ , mit dem eine Berechnung durchgeführt worden ist, einem Passfugendruck  $p$  gegenüberstellt. Ferner sind die Verläufe des Passfugendruckes  $p$  in Abhängigkeit des Wirkmediendruckes  $p_i$  für die Durchmesserhältnisse der Nabe  $Q_A = 0,67; 0,8$  und  $0,9$  dargestellt. Es lässt sich deutlich zeigen, dass mit steigender Wandstärke der Nabe ein höherer Wirkmediendruck erforderlich ist, um prinzipiell einen Passfugendruck  $p$  auszubilden. Dieser Wirkmediendruck  $p_{i,p,min}$  kann als erreicht gekennzeichnet werden, wenn der Passfugendruck  $p$  ungleich null wird. Physikalisch kann genau dann eine Fügeverbindung erzeugt werden, wenn die elastische Rückfederung der Nabe durch den vergrößerten Durchmesser der Welle behindert wird. Die Wirkmediendrucke  $p_{i,p,max}$  für die gewählten Durchmesserhältnisse der Nabe  $Q_A$ , bei denen die Steigung des Passfugendruckverlaufes eine erkennbare Verringerung erfährt, sind dementsprechend in Bild 5.3 dargestellt.



**Bild 5.3 Passfugendruck  $p$  in Abhängigkeit der Nabengeometrie und des Wirkmediendruckes während des Fügeprozesses**

Die Steigung des Passfugendruckverlaufes ändert sich, sobald der Wirkmediendruck  $p_{i,p,max}$  erreicht ist, signifikant. Nach Überschreiten der Fließgrenze im Aufweitprozess ist die Zunahme der elastischen Anteile an der Umformung geringer ausgeprägt als bei einer rein elastischen Aufweitung. Die Steigung im plastischen Bereich des Passfugendruckverlaufes resultiert somit aus der Steigung der Fließkurve im plastischen Bereich, analog zum Verfestigungsverhalten des

Werkstoffes<sup>7</sup>. Es lässt sich somit zeigen, dass eine Steigerung des Passfugendruckes erfolgen kann, obwohl bereits eine plastische Deformation der Nabe durch den Aufweitprozess herbeigeführt worden ist. Da bei der FE-Berechnung real-plastisches Werkstoffverhalten durch Verwendung der quasistatischen Fließkurve (Ermittlung der realen Fließkurve erfolgte mittels Rohrzugversuch; Kapitel 6.1), vorliegt, ist eine weitere Zunahme des Passfugendruckes  $p$  evident. Ferner lässt sich zeigen, dass der absolute Betrag von  $p_{i,p,max}$  höher ist, je größer die Wandstärke der Nabe ist.

#### 5.4 Vergleich von analytischer und numerischer Berechnung

Um eine Aussage über die Güte der analytischen Gleichungen zu erhalten, sollen diese mit den berechneten Werten aus der FEM verglichen werden. Die analytische Gleichung zur Berechnung des Passfugendruckes  $p$  in Abhängigkeit der Geometrie und Werkstoffe der Fügepartner sowie des Wirkmediendruckes  $p_i$  ist in (4.31) dargestellt.

$$p = \frac{p_i - k_{f,i} \cdot \ln \frac{1}{Q_1} \cdot \left( \frac{1 + Q_A^2}{1 - Q_A^2} + v_A \right) - \frac{k_{f,i}}{E_1}}{\frac{1}{E_A} \cdot \left( \frac{1 + Q_A^2}{1 - Q_A^2} + v_A \right) + \frac{0,5}{E_1} \cdot \left( \frac{1 + Q_1}{1 - Q_1} - v_1 \right)}. \quad (4.31)$$

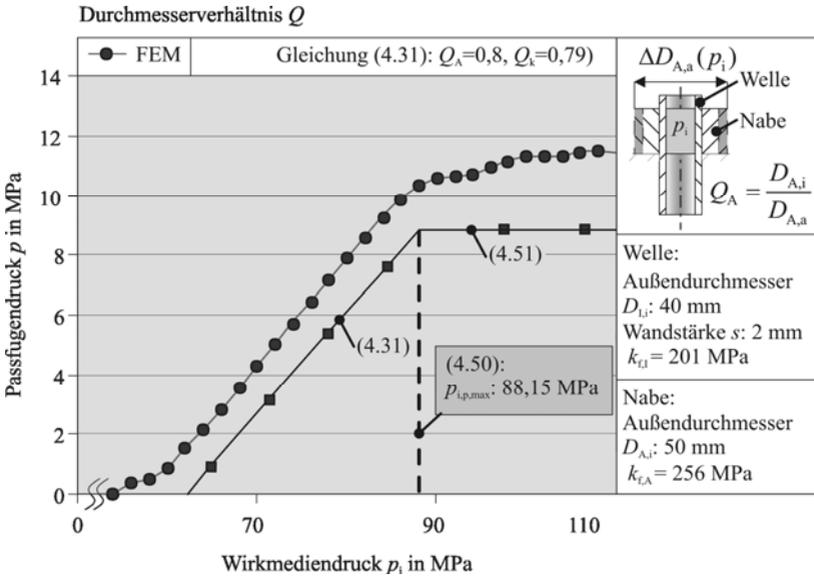
Der Passfugendruck  $p$  wurde mithilfe von Gleichung (4.31) unter Verwendung der Geometrie- und Werkstoffdaten, wie diese bei der FE-Berechnung eingesetzt wurden, durchgeführt. Ferner wurde analog zur Berechnung von  $p$  der maximale Wirkmediendruck  $p_{i,p,max}$  mithilfe von Gleichung (4.50) berechnet.

$$p_{i,p,max} = 2 \cdot k_{f,i} \cdot \ln \frac{1}{Q_1} + 0,5 \cdot k_{f,A} \cdot \left( 1 - Q_A^2 \right). \quad (4.50)$$

Die berechneten Ergebnisse für  $Q_A = 0,8$  sind in Bild 5.4 dargestellt. Bild 5.4 zeigt deutlich, dass die analytische Gleichung den Verlauf des Passfugendruckes  $p$  unterschätzt. Die analytischen Gleichungen basieren auf der Annahme, dass sich ein Passfugendruck erst ausbildet, wenn die Welle vollplastisch verformt wird. Allerdings ist aus physikalischer Sicht die Ausbildung eines Passfugendruckes auch möglich, wenn die Welle lediglich teilplastisch verformt worden ist. Ein Passfugendruck bildet sich nicht aus, wenn keine bleibende plastische Deformation erzielt wer-

<sup>7</sup> Bei der Durchführung von Zugversuchen an Blechstreifen kann dieses Werkstoffverhalten nach Erreichen der Fließgrenze  $k_f$  ebenfalls beobachtet werden und ist beispielsweise in [Kop99] beschrieben.

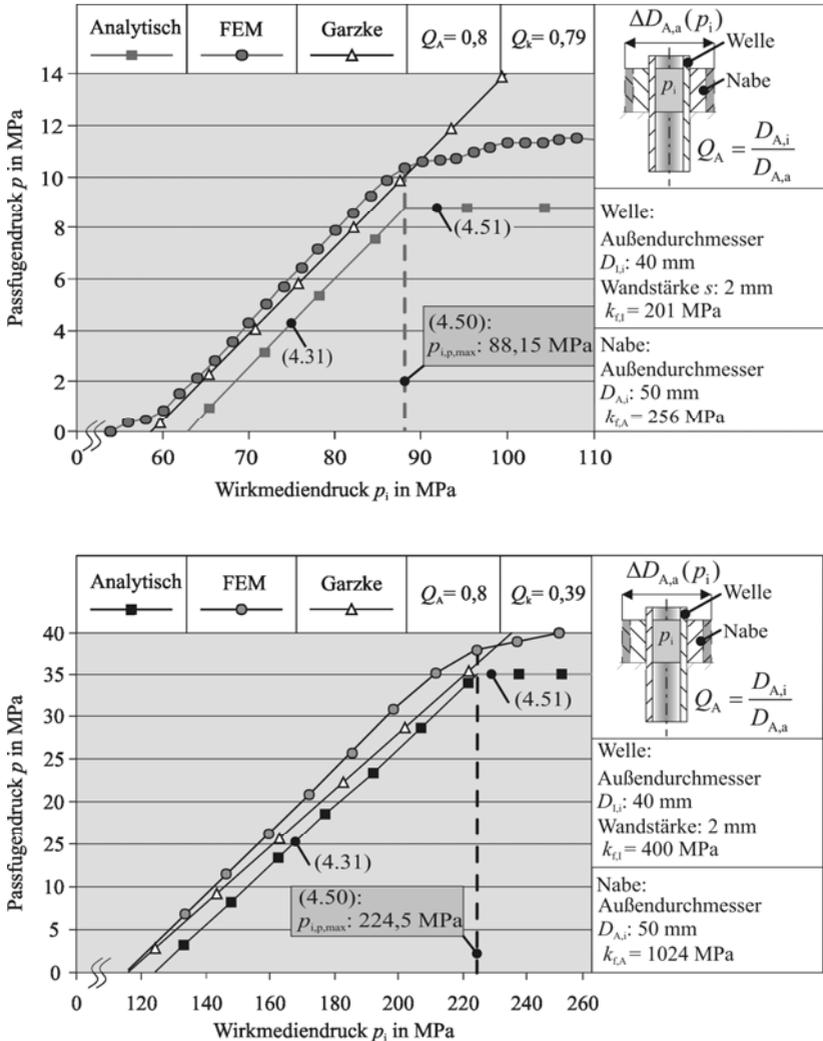
den konnte. Eine teilplastische Aufweitung der Fügepartner wird durch Gleichung (4.31) nicht berücksichtigt. Eine weitere Idealisierung von Gleichung (4.31) betrifft die Haftreibung zwischen den Fügepartnern während der Aufweitung. In der Passfuge herrscht durch die unterschiedlich schnell verlaufende Aufweitung eine tangentielle Relativbewegung zwischen Welle und Nabe unter hohem Druck. Lediglich die FE-Berechnung berücksichtigt die Haftreibung zwischen den Fügepartnern mit einem Wert für  $\mu$  von 0,29.



**Bild 5.4 Passfugendruck  $p$  und maximaler Wirkmediendruck  $p_{i,p,max}$  in Abhängigkeit des Wirkmediendruckes; Vergleich FEM- und analytische Berechnung**

Eine gute Übereinstimmung bei dieser Parameterkombination konnte beim Vergleich der FE-Ergebnisse mit den analytischen Gleichungen für  $p_{i,p,max}$  gefunden werden. Die in Bild 5.4 dargestellten Verläufe berücksichtigen die im Zugversuch ermittelten Werkstoffkennwerte, sodass sich das Fließgrenzenverhältnis von Nabe zu Welle zu einem Wert von  $Q_k = 0,79$  ergibt. In Kapitel 4.5 konnte gezeigt werden, dass ein deutlich größeres Prozessfenster realisiert werden kann, wenn das Fließgrenzenverhältnis  $Q_k = 0,39$  entspricht. Um ferner eine Gültigkeit für die analytischen Gleichungen für  $p$  (4.31) und  $p_{i,p,max}$  (4.50) bei einer Änderung des Fließgrenzenverhältnisses nachzuweisen, sind zusätzliche Berechnungen mit deutlich höheren Fließgrenzen durchgeführt worden. Bild 5.5 zeigt einen Vergleich der Ergebnisse, die mithilfe der Gleichungen (4.31) und (4.50) sowie der FE-Berechnungen ermittelt worden sind. Der Verlauf der Fließkurve für die Welle  $k_{t1}$  wurde für die folgende Berechnung derart modifiziert, dass ein doppelt so hohes abso-

lutes Spannungsniveau bei gleichbleibender Dehnung berücksichtigt worden ist, sodass eine Fließgrenze für die Welle von 402 MPa definiert wird, wie Bild 5.5 zeigt.

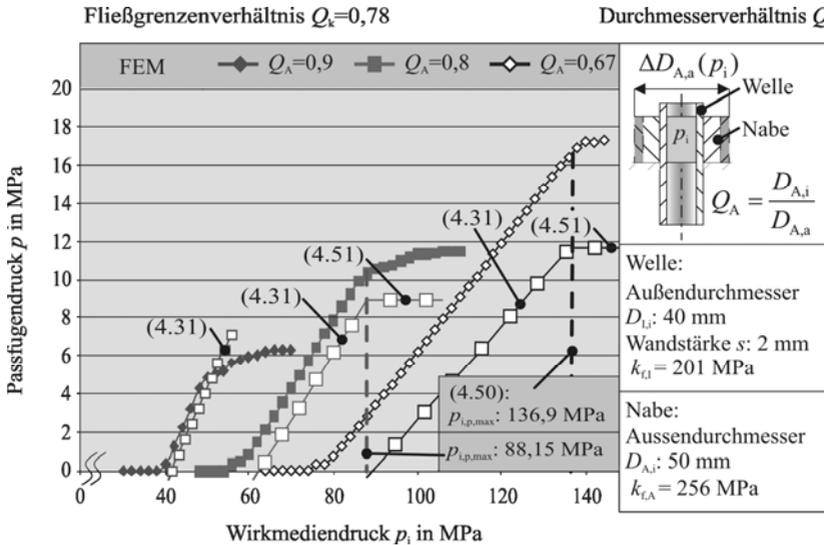


**Bild 5.5** Maximaler Wirkmediendruck  $p_{i,p,max}$  in Abhängigkeit des Wirkmediendruckes Vergleich FEM und analytische Berechnung für kleinere Werte von  $Q_k$

Um ein Fließgrenzenverhältnis von  $Q_k = 0,39$  zu erhalten, wurden die Spannungskomponenten im Verlauf der Fließkurve für die Nabe  $k_{t,A}$  um den Faktor vier erhöht. Auf diese Weise entsteht

ein Material, dessen Fließgrenze bei 1024 MPa liegt. Der Verlauf des Passfugendruckes  $p$  in Abhängigkeit des Wirkmediendruckes  $p_i$  für einen Wert von  $Q_k = 0,39$  zeigt eine vergleichbare Charakteristik, wie diese für  $Q_k = 0,79$  ermittelt werden konnte. Lediglich der Schnittpunkt zwischen dem analytisch ermittelten Verlauf und der FE-Berechnung tritt deutlich vor dem maximalen Wirkmediendruck  $p_{i,p,max}$  auf. Dies lässt sich durch den größeren Fließgrenzenunterschied zwischen den Werkstoffen erklären. Bis der maximale Wirkmediendruck  $p_{i,p,max}$  erreicht wurde, konnte eine maximale Abweichung zwischen den analytisch berechneten und den FE-Ergebnissen für den Passfugendruck  $p$  von 15% festgestellt werden. Zusammenfassend lässt sich eine gute Übereinstimmung der analytischen Gleichungen mit den FE-Berechnungen festhalten.

In weiteren Untersuchungen wurde der Einfluss des Durchmesserverhältnisses auf die Ausbildung des Passfugendruckes  $p$  mithilfe der analytischen Gleichungen und der FE-Berechnungen durchgeführt. Ein Vergleich der Ergebnisse, die mithilfe der beiden Berechnungsarten erzielt worden sind, ist in Bild 5.6 dargestellt.

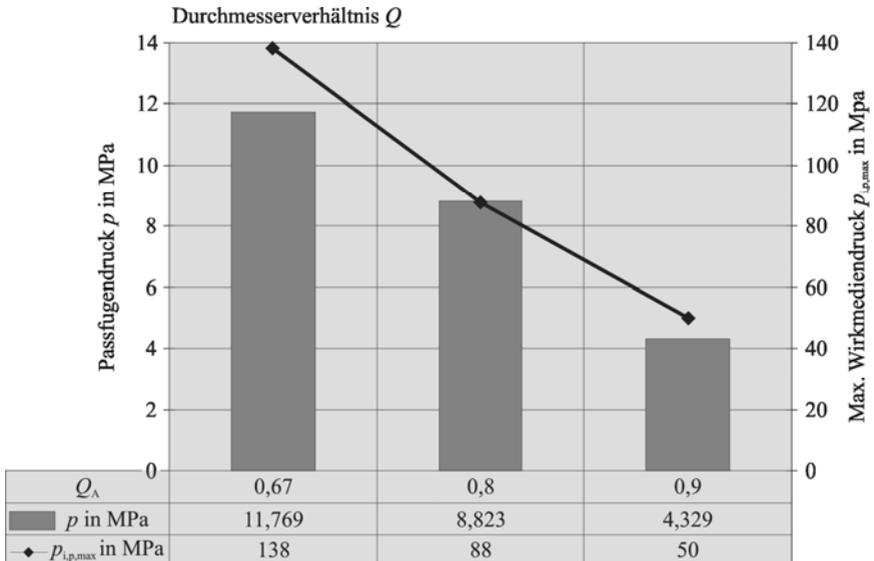


**Bild 5.6** Maximaler Wirkmediendruck  $p_{i,p,max}$  in Abhängigkeit des Wirkmediendruckes-Vergleich von Ergebnissen der FE-Berechnung mit der analytischen Herleitung aus (4.31) und (4.50)

Für die Berechnungen, die unter Berücksichtigung der Durchmesserverhältnisse der Nabe  $Q_A$  für die Werte 0,67; 0,8 und 0,9 erfolgten, konnte eine gute Übereinstimmung zwischen den analytischen Ergebnissen und den Ergebnissen der FE-Berechnung festgestellt werden. Zunächst liegen die analytisch berechneten Werte unter den Ergebnissen der FE-Berechnung, kreuzen diese in einem Punkt und führen schließlich zu höheren Werten für den Passfugendruck als die entspre-

chenden Ergebnisse aus der FE-Berechnung. Eine Begründung für diese Charakteristik lässt sich analog zu den Erläuterungen führen, die zu Bild 5.4 beschrieben sind.

Für die Fügeprozessführung bedeutet dies, dass ein effizientes Fügen mit dem Wirkmediendruck  $p_{i,p,max}$  durchgeführt werden sollte. Bild 5.7 zeigt, welcher Passfugendruck bei  $p_{i,p,max}$  in Abhängigkeit des Nabendurchmesserverhältnisses  $Q_A$  erzielt werden kann.



**Bild 5.7** Passfugendruck  $p$  bei maximalem Wirkmediendruck  $p_{i,p,max}$  für unterschiedliche Durchmesserverhältnisse der Nabe  $Q_A$

## 5.5 Zusammenfassung

Mithilfe der FE-Berechnungen konnte der Passfugendruck  $p$  nach Beendigung des Fügeprozesses ermittelt werden. Es konnte gezeigt werden, dass für Wirkmediendrücke unterhalb eines bestimmten Niveaus von  $p_{i,p,min}$  kein Passfugendruck  $p$  erzeugt werden konnte. Des Weiteren konnte gezeigt werden, dass eine obere Grenze für den Wirkmediendruck existiert, bei deren Überschreitung keine signifikante Zunahme des Passfugendruckes  $p$  mehr erfolgen konnte. Zusätzlich wurde überprüft, inwieweit der Verlauf von Wirkmediendruck  $p_i$  zu Passfugendruck  $p$  zwischen analytischer Berechnung, deren Herleitung in Kapitel 4 durchgeführt wurde, und den FE-Berechnungen divergiert. Hierbei wurden Ergebnisse von Variationsrechnungen gegenübergestellt, bei denen werkstoffspezifische, geometrische und prozessspezifische Parameter verändert wurden. Im Ergebnis konnte eine gute Übereinstimmung zwischen analytischer und FE-Berechnung festgestellt werden.

## 6 Versuchseinrichtungen und -durchführung

Beim Fügen durch Weiten ist der Fügeprozess selbst ein Prozessschritt innerhalb einer Prozesskette, die vorgelagerte Prozesse zur Vorbereitung der Fügestellen und nachgelagerte Prozesse zur Qualitätskontrolle oder zur Weiterverarbeitung beinhalten können. Die Gestaltung der Prozesskette zum umformtechnischen Fügen sowie die Durchführung der einzelnen Fertigungsprozesse können somit beispielsweise die Festigkeitseigenschaften einer erzeugten Fügeverbindung beeinflussen. Für die experimentellen Untersuchungen zum Innenhochdruckfügen ist die in Bild 6.1 aufgezeigte Prozesskette, die in Form eines erweiterten Flussdiagramms dargestellt ist, berücksichtigt worden und wird im Folgenden zusammenfassend beschrieben. Die hier dargestellte Prozesskette ist ein Beispiel für die Durchführung von prototypischen oder labormäßigen Fügeoperationen innerhalb einer kleinserientauglichen Prozesskette, die sich wie folgt darstellt:

### **Fertigung der Fügepartner – Strangpressen und spanende Bearbeitung:**

Die ersten Prozesse, die innerhalb der Prozesskette zum Fügen betrachtet werden, sind die Fertigungsprozesse, die der Herstellung der Fügepartner dienen, Bild 6.1 [A]. Das Halbzeug für die Fertigung der Fügepartner ist stangen- oder rohrförmig und wird mithilfe des Fertigungsverfahrens Strangpressen (Bild 6.1 [1]) hergestellt. Die eigenschaftsbeschreibenden Parameter, die einen Einfluss auf die Qualität der Fügeverbindung haben, sind bei der Fertigung der Halbzeuge im Wesentlichen die Werkstoffkennwerte, wie beispielsweise das E-Modul und die Fließgrenze  $k_f$ . Aus den stangen- oder rohrförmigen Halbzeugen wurden durch spanende Bearbeitung (Bild 6.1 [2]) die Fügepartner mit der gewünschten Geometrie und Oberflächenbeschaffenheit hergestellt. Bei den dünnwandigen, stranggepressten Rohren wurde auf eine spanende Bearbeitung verzichtet, da Toleranzen und Oberflächenbeschaffenheit als zufriedenstellend bewertet wurden.

### **Vorbereitung der Fügestelle - Bauteilreinigung**

Als folgender Schritt in der Prozesskette ist die Durchführung einer geeigneten Bauteilreinigung, welcher der lokalen Fügestellenvorbereitung (Bild 6.1 [B]) der Fügepartner dient, vorgesehen (Bild 6.1 [3]). Die Methodik bei der Auswahl eines geeigneten Reinigungsprozesses und die durchgeführten Untersuchungen zum Reinigen sind in Kapitel 6.2.1 beschrieben.

### **Vorbereitung der Fügestelle - Klebstoffapplikation**

Wenn Fügepartner mit einem geringen Unterschied im Fließgrenzenverhältnis  $Q_k$  miteinander mittels Innenhochdruckfügen verbunden werden sollen, ist möglicherweise der Einsatz eines Strukturklebstoffes erforderlich. Die Applikation eines Klebstoffes (Bild 6.1 [4]) erfolgte in eine Nut der Tiefe  $t_{\text{Nut}} = 0,1 \text{ mm}$  und der Breite  $b_{\text{Nut}} = 15 \text{ mm}$ , die zuvor in die Welle eingebracht worden ist. Überschüssiger Klebstoff wurde mithilfe eines Abstreichers entfernt. Dazu wurde die Welle mithilfe einer Drehbank in Rotation versetzt und der Abstreicher radial zugestellt. Die Durchführung der Klebstoffapplikation ist in Kapitel 6.2.2 beschrieben. Die Ergebnisse zu den experimentellen Untersuchungen zum Fügen durch Weiten sind in Kapitel 7.2 dargestellt.

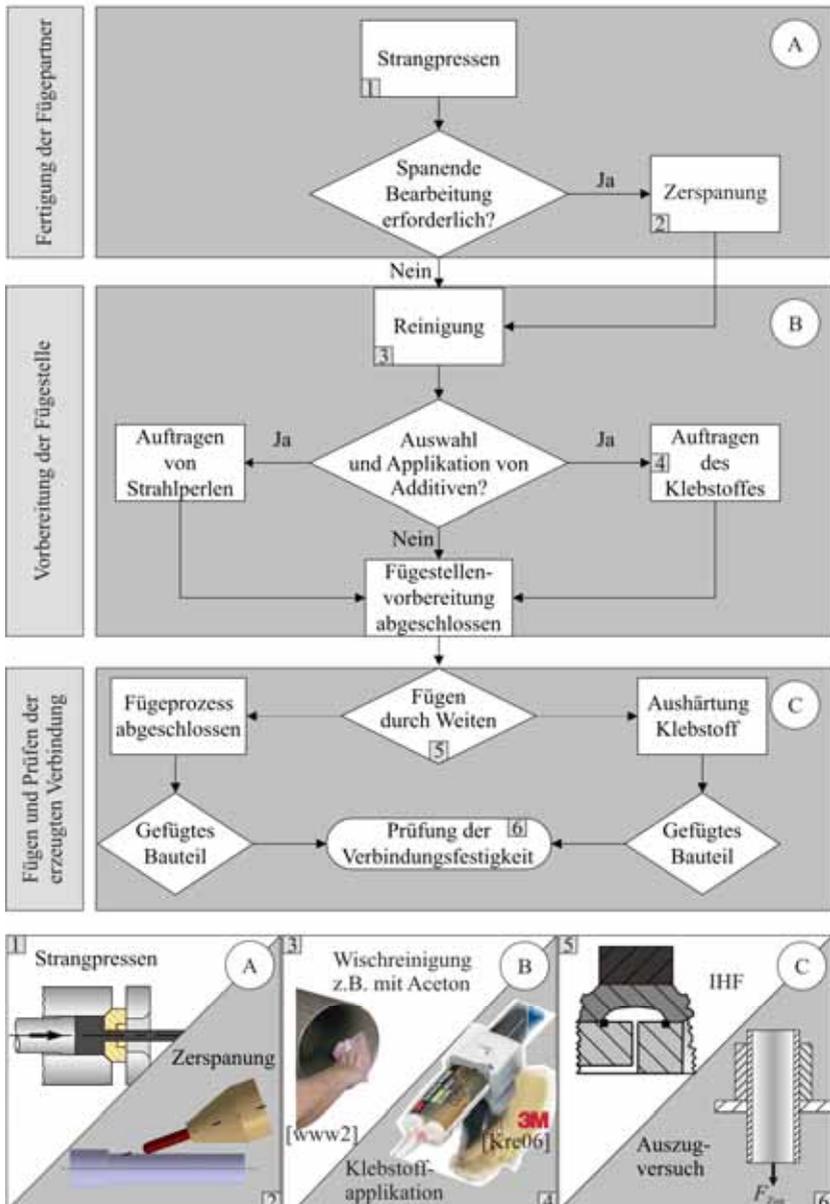


Bild 6.1 Prozesskette der experimentellen Untersuchungen (IHF)

### **Vorbereitung der Fügestelle - Einsatz von Strahlperlen**

Der Einsatz von Strahlperlen kann zur Erhöhung der „Reibung“ zwischen den Fügepartnern eingesetzt werden. Durch das Einbringen von Strahlperlen in die Passfuge wird das Abgleiten der Oberflächen der Fügepartner beeinflusst. Die Methodik zum Einbringen von Strahlperlen in die Passfuge ist in Kapitel 6.2.3 erläutert. Die Ergebnisse zu den experimentellen Untersuchungen zum Fügen durch Weiten unter Verwendung von Strahlperlen in der Passfuge sind in Kapitel 7.3 dargestellt.

### **Fügen und Prüfen der erzeugten Verbindung - Fügen durch Weiten**

Beim Fügen durch Weiten (Bild 6.1 [5]) werden die Fügepartner mit einem Fügespiel  $a_0$  zueinander positioniert (Phase 1), wie in Bild 2.10 dargestellt. Anschließend wird ein radialer Druck auf das Hohlprofil aufgebracht, sodass dieses sich zunächst an den Fügepartner anlegt und anschließend beide Partner gemeinsam bis zu einer maximalen Radienänderung deformiert werden (Phase 2). Das Rohr wird elastisch-plastisch umgeformt, während der jeweilige Fügepartner möglichst nur elastische Deformationen erfährt. Nachdem der aufgebrachte Druck abgebaut ist, federn beide Fügepartner gemeinsam elastisch zurück. Wird das Rückfedern des inneren Fügepartners bei der Kompression bzw. des äußeren Fügepartners bei der Expansion durch den jeweils anderen Fügepartner verhindert, so kommt es zu einer verbleibenden Restspannung  $\sigma_{\text{Rst}}$  (in Nabe bzw. Anschlussstück), die schließlich zur Verspannung bzw. zur Ausbildung eines Pressverbundes (Phase 3) führt. Die Ergebnisse zu den experimentellen Untersuchungen zum Fügen durch Weiten sind in Kapitel 7.1 beschrieben.

### **Prüfung der Verbindungsfestigkeit**

Die Prüfung der Verbindungsfestigkeit erzeugter Fügeverbindungen erfolgte mithilfe von Auszugsversuchen auf einer universellen Zugprüfmaschine der Fa. Zwick. Hierbei wurde die Trennkraft ermittelt, die zu einem Verrutschen der beiden gefügten Bauteile führte. Die Versuchseinrichtung und die Durchführung der Versuche sind in Kapitel 6.3.3 beschrieben.

## **6.1 Versuchsproben und Werkstoffe**

Für die experimentellen Untersuchungen wurden Proben aus dem Leichtbauwerkstoff Aluminium verwendet, die aus der Legierung EN-AW6060 (AlMgSi0,5) gefertigt worden sind. Da die Werkstoffkennwerte von Aluminium stark von dem Wärme- und Nachbehandlungszustand abhängen, sind hier Aluminiumwerkstoffe aus EN-AW6060 mit zwei unterschiedlichen Zuständen betrachtet worden. Einerseits wurde der Werkstoff EN-AW6060 im Zustand F22, andererseits im Zustand F25 verwendet. Die Bezeichnung „F“ für Werkstoffzustände von Aluminiumlegierungen indiziert, dass der Werkstoff keiner gezielten Wärmebehandlung, Kaltverfestigung oder Alterung unterzogen worden ist. Die angehängte Nummer ist ein Indikator für die Zugfestigkeit des Werkstoffs, wobei beispielsweise der Zusatz F22 bedeutet, dass mindestens 220 MPa erreicht werden müssen.

Unter Berücksichtigung der Gleichungen aus Kapitel 2.2 zur Berechnung der Spannungen in einem Rohr ergibt sich, dass neben den geometrischen Parametern folgende Werkstoffkennwerte für die Beschreibung des Spannungszustandes in einem Rohr notwendig sind: Fließspannung, E-Modul und Querkontraktionszahl (Poisson-Zahl). Auf Basis der oben genannten Gleichungen lässt sich der Einfluss der Querkontraktionszahl auf die Beschreibung des Spannungszustandes als gering einstufen, sodass eine experimentelle Ermittlung nicht notwendigerweise erforderlich ist. Tabelle 6-1 gibt eine Auswahl von typischen Querkontraktionszahlen für einige Werkstoffe an.

**Tabelle 6-1 Querkontraktionszahl für ausgewählte Werkstoffe [Ber05], [Hol06]**

Werkstoff	Querkontraktionszahl $\nu$
Aluminium	0,31...0,34
Blei	0,45
Kupfer	0,33...0,35
Magnesium	0,28
Nichtrostende Stähle (CrNi)	0,3
Federstahl	0,29

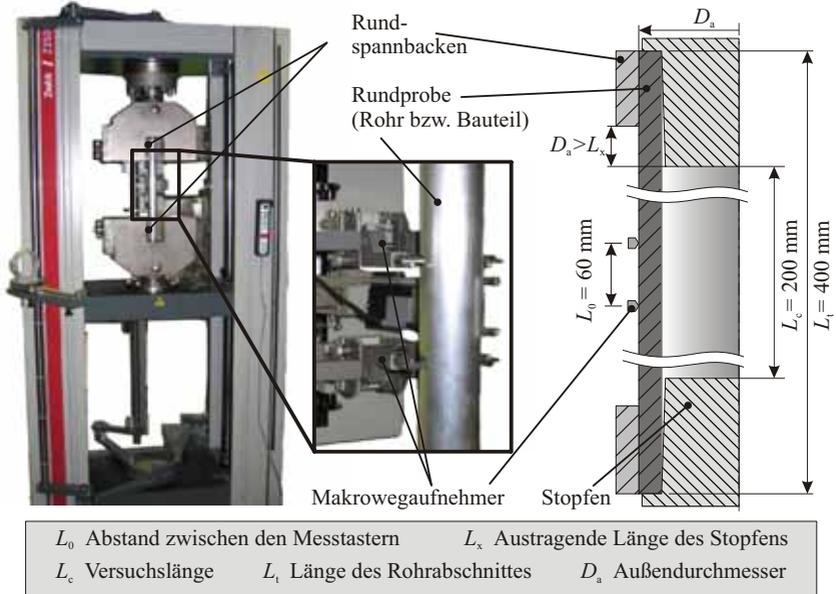
Durch einen einachsigen Rohrzugversuch wurden die Werkstoffkennwerte Fließspannung und E-Modul ermittelt. Für die Auslegung und Gestaltung der Zugproben sowie des Prüfablaufes kann generell auf die Normen DIN 50125 [DIN04] und DIN 10002-1 [DIN01b] zurückgegriffen werden. Allerdings wird in der allgemeinen Norm für die Charakteristik der Zugproben [DIN04] keine Beschreibung für die Gestaltung von Zugproben aus rohrförmigen Werkstoffen geliefert. Vielmehr werden hier Zugproben erwähnt, die aus drahtförmigen, flächigen oder stangenförmigen Halbzeugen hergestellt werden können<sup>8</sup>.

Da im Rahmen dieser Arbeit die in der Norm DIN 50125 genannten Bedingungen nicht zutreffen, muss die Norm DIN 10002-1 zur Gestaltung der Proben und für die Vorgehensweise bei der Durchführung des Zugversuches herangezogen werden. Als Probenform wurden Rohrabchnitte gewählt, welche aus handelsüblichem Stangenmaterial herausgetrennt worden sind. Bild 6.2 zeigt den Versuchsaufbau zum Rohrzugversuch in einer Universalzugprüfmaschine der Fa.

---

<sup>8</sup> Allerdings könnten Proben aus Rohren mit sehr großem Durchmesser herausgearbeitet werden und somit in Analogie zu Flachproben für die Ermittlung von Werkstoffkennwerten im Zugversuch eingesetzt werden. Da die hier verwendeten Proben einen mittleren Außendurchmesser von 40 mm besaßen, stand diese Option nicht zur Verfügung.

Zwick Typ Z250. Ferner zeigt Bild 6.2 wichtige Messlängen für die Auswertung des Rohrzugversuches. Die Länge des Rohrabschnittes  $L_t$  wurde so gewählt, dass die Rohrenden beidseitig mit einem Stopfen in der Einspannstelle versehen werden konnten. Bei der Wahl geeigneter Stopfen, die das Rohr im Bereich der Einspannung stützten, wurde berücksichtigt, dass die austragende Länge des Stopfens  $L_x$  weniger als um den Betrag für  $D_a$  über die Einspannstelle hinausragten.

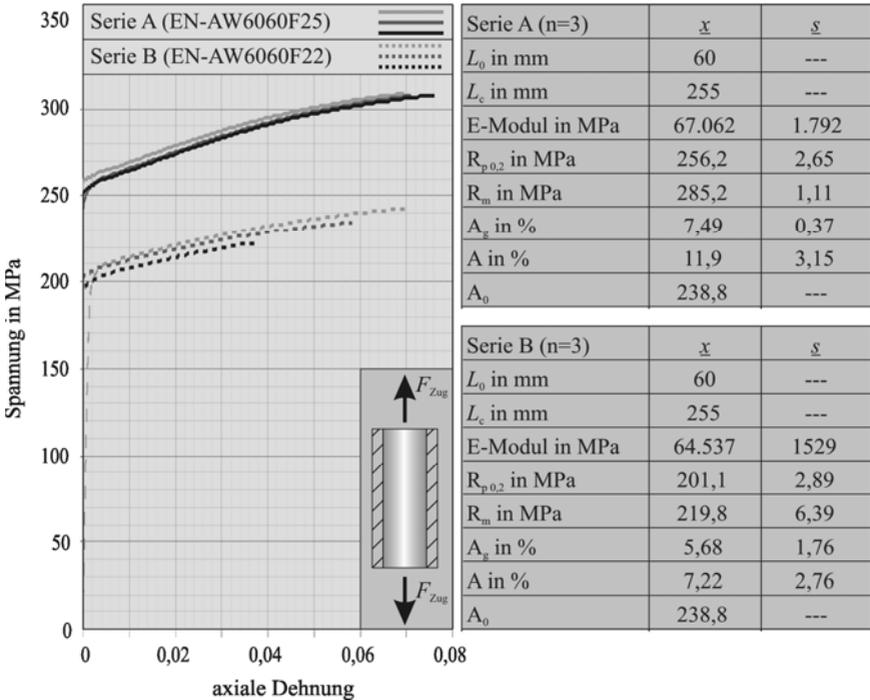


**Bild 6.2 Aufbau der Rohrzugprüfung (Zwick Z250)**

Die konisch zulaufende Form am Stopfeneende unterstützt hierbei die Forderung, dass die Stopfen keinen signifikanten Einfluss, z.B. durch innere Stützwirkung innerhalb des Messbereiches, auf die Messung haben. Die Gesamtlänge  $L_t$  der Proben betrug 400 mm. Der geringste Abstand, der zwischen den Makrowegaufnehmern  $L_0$  als zulässig angesehen wird, ist  $0,25 \cdot D_a$ . Für den hier dargestellten Versuchsaufbau wurde eine Messlänge  $L_0$  (Messlänge zwischen den Makrowegaufnehmern Bild 6.2) von 60 mm gewählt. Die Makrowegaufnehmer nehmen als Messwert die Verschiebung des Rohres als Längenänderung von  $L_0$  auf. Die Versuchslänge  $L_c$  ergab sich aus den Einspannbedingungen zu 200 mm. Die Prüfgeschwindigkeit betrug  $v_p = 0,2$  mm/s bei einer Vorkraft von  $F_v = 10$  N.

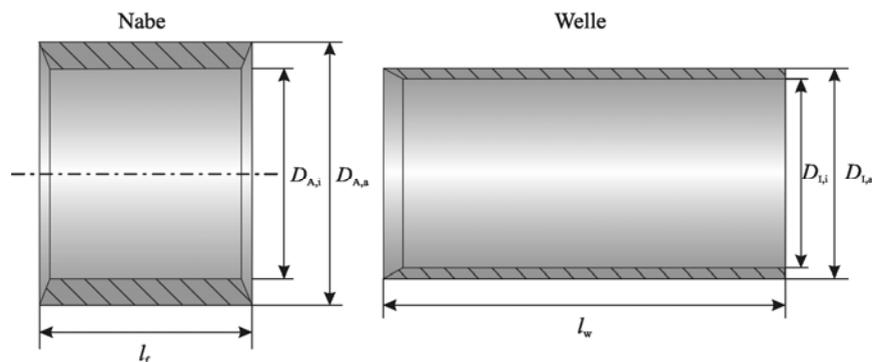
Bild 6.3 zeigt die Ergebnisse der Rohrzugversuche mit dem Mittelwert  $\bar{x}$  und der Standardabweichung  $\underline{s}$  (das Symbol  $\underline{s}$  für die Standardabweichung und  $\bar{x}$  für den Mittelwert soll hier verwendet werden, obwohl es in der Statistik nicht gebräuchlich ist, da eine Verwechslung mit mechani-

schen Größen vermieden werden soll) am Beispiel der Werkstoffe EN-AW6060 F22 und EN-AW6060 F25.



**Bild 6.3 Spannungs-Dehnungsdiagramm, ermittelt mithilfe eines axialen Rohrzugversuches**

Das Werkstoffverhalten im Rohrzugversuch soll an dieser Stelle als isotrop angenommen werden, sodass davon ausgegangen wird, dass keine signifikanten Vorzugsrichtungen im Werkstoff vorliegen und so Fließ- und Verfestigungsverhalten in axialer und tangentialer Richtung identisch sind. Bild 6.4 zeigt schematisch die Versuchsproben und deren Maße, die für Erzeugung und Prüfung der Verbindungsfestigkeit bei innenhochdruckgefühten Verbindungen verwendet worden sind. Die spanende Bearbeitung der Fügepartner Welle und Nabe erfolgte derart auf einer Drehmaschine, dass gleiche Oberflächenzustände im Vergleich der Werkstücke untereinander erzeugt wurden. Eine Beschreibung der Fertigungsprozesse Strangpressen und der spanenden Bearbeitung soll an dieser Stelle nicht erfolgen, da eine ausführliche Beschreibung dieser Fertigungsprozesse, beispielsweise in [Klei07], dargestellt ist. Vielmehr wird das jeweilige Resultat der einzelnen Fertigungsschritte bei der Analyse der Fügeverbindungen in Betracht gezogen.



Fügepartner	Maß	Wert	Einheit
Nabe	Außendurchmesser $D_{A,a}$	44,2; 50,2; 56,2 ;59,2	mm
Nabe	Innendurchmesser $D_{A,i}$	$40 \pm 0,2$	mm
Nabe	Länge der Fügezone $l_f$	40 (angepasst auf $D_{I,a}$ )	mm
Welle	Außendurchmesser $D_{I,a}$	$40 \pm 0,2$	mm
Welle	Innendurchmesser $D_{I,i}$	36	mm
Welle	Länge der Welle $l_w$	160	mm

**Bild 6.4** Abmessungen der Versuchsproben aus EN-AW6060 F25 (Nabe) und EN-AW6060 F22 (Welle)

## 6.2 Abmessung der Fügepartner Vorbereitung der Fügestelle

Die Halbzeuge, die mit einem undefinierten Reinheitsgrad angeliefert wurden, weil beispielsweise bei der spanenden Bearbeitung der Fügepartner Kühlschmierstoffe eingesetzt wurden, machen es erforderlich, die Fügestellen vor dem Fügeprozess einem Reinigungsprozess zu unterziehen. Dieser Reinigungsprozess dient der Gewährleistung gleicher Versuchsbedingungen in Bezug auf die Qualität und Homogenität der Oberflächenbeschaffenheit. Die Homogenität der Oberflächenbeschaffenheit beinhaltet einerseits die Existenz und Verteilung hydrophober Verschmutzungen, Staubpartikel und Metallspäne und andererseits einen gleichmäßigen partiellen Klebstoffauftrag, sofern dieser vor der Durchführung der Fügeversuche erfolgte. Sowohl als Vorbereitung für die Klebstoffapplikation als auch zur Gewährleistung eines homogenen Reinheitsgrades wurden alle Bauteile einem Reinigungsprozess zugeführt, sodass dadurch ein definierter Reinheitsgrad der Oberflächen in der Fügezone erzeugt werden konnte. Obwohl zurzeit keine Normung existiert, die eine definierte Reinheit oder einen empfohlenen Reinigungsprozess nennt [Klo03], schafft ein Reinigungsprozess dennoch gleiche Versuchsbedingungen, um bei-

spielsweise einerseits eine Wiederholbarkeit der Versuche zu gewährleisten und andererseits den experimentellen Aufwand zu minimieren.

### 6.2.1 Auswahl eines geeigneten Reinigungsprozesses

Nach DIN 8592:2003-09 wird der Begriff *Reinigen* definiert als das „Entfernen unerwünschter Stoffe (Verunreinigungen) von der Oberfläche von Werkstücken bis zu einem erforderlichen, vereinbarten oder möglichen Grad“ [DIN03b]. Für die Auswahl eines geeigneten Reinigungsverfahrens, das sowohl Werkstoffeigenschaften als auch Verschmutzungsgrad des zu reinigenden Bauteils sowie das Reinigungsergebnis berücksichtigt, stehen heute webbasierte Fachinformationssysteme zur Verfügung, deren Grundlagenentwicklung von KLOKE [Klo03] und deren Weiterentwicklung von WULLSTEIN [Wul04] durchgeführt worden sind. In der industriellen Fertigung existieren unterschiedliche Messverfahren und Schnelltests, die zur Beurteilung eines Reinheitsgrades eingesetzt werden. Neben der Sichtprüfung existieren üblicherweise Schnelltests, von denen eine Auswahl zur Prüfung der Verschmutzung (Fette und Öle) in Tabelle 6-2 dargestellt ist.

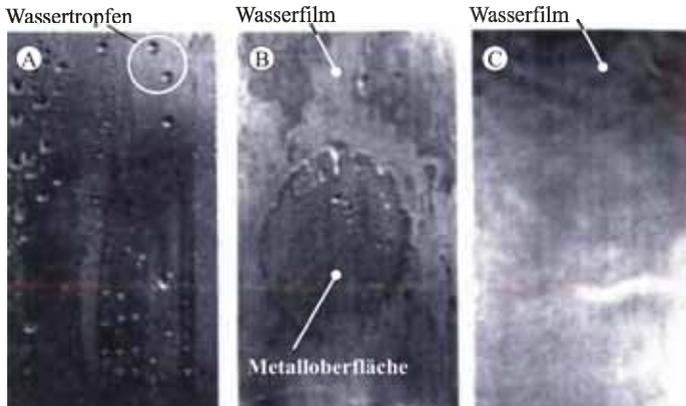
**Tabelle 6-2 Verfahren (Schnelltests) zur Beurteilung der Oberflächenreinheit für [Bau08]**

Verfahren	Art der Information	Aufwand	Dauer	Kosten
Wasserablaufprobe	Vorhandensein hydrophober Verschmutzungen (Öl/Fett)	+	+	+
Sprühnebeltest	Vorhandensein hydrophober Verschmutzungen (Öl/Fett)	+	+	+
Fettrotprüfung	Vorhandensein hydrophober Verschmutzungen (Öl/Fett)	0	+	+
Testtinten	Oberflächenspannung	0	0	+
Kontaktwinkel-Mess.	Grenzflächenspannung	0	0	0
UV-Test	fluoreszierende Rückstände	+	+	+

Für die Auswahl eines geeigneten Reinigungsverfahrens sowie eines geeigneten Reinigers wurde im Rahmen dieser Arbeit neben den verwendeten Werkstoffarten und Grad der Verschmutzung auch der gewünschte Grad der Reinheit festgelegt. Der gewünschte Grad an Reinheit ist definiert als Abwesenheit hydrophober Verschmutzungen, Staubpartikeln und Metallspäne in der Fügezone. Da ein geforderter Reinheitsgrad nur in Ausnahmefällen genormt ist, z.B. für Oberflächenbehandlungen [Klo03], ist diese Definition frei gewählt und sollte bei der industriellen Umsetzung des Innenhochdruckfügens auf den entsprechenden Anwendungsfall angepasst werden.

Für die Beurteilung mithilfe eines Schnelltests zum Reinheitsgrad der Bauteile wurde das Verfahren der Wasserablaufprobe ausgewählt. Bei der Wasserablaufprobe wird ein zuvor gereinigtes

Bauteil in Wasser getaucht und die Benetzung des Bauteils anschließend beurteilt. Wenn der Wasserfilm über eine vorab festgelegte Zeitdauer, beispielsweise eine Minute, nicht aufreißt, dann liegt eine Oberfläche vor, die frei von hydrophober Verschmutzung wie Ölen und Fetten ist [Wull04]. Bild 6.5 zeigt beispielhaft Ergebnisse einer Wasserablaufprobe in Abhängigkeit des erzielten Reinigungsgrades.

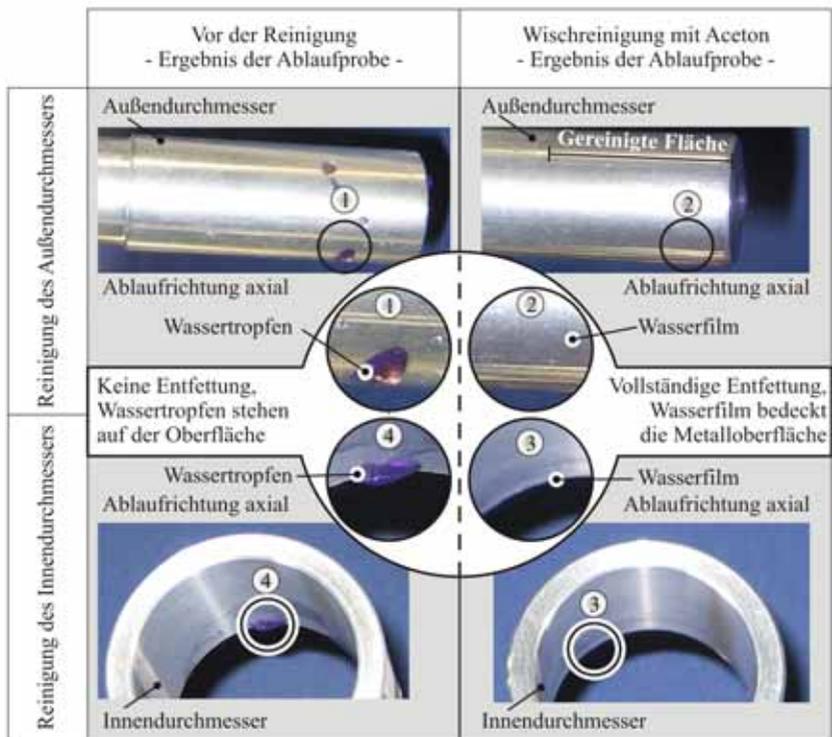


- (A) verschmutzte Metalloberfläche mit hydrophoben Verschmutzungen und Ablagerungen von Staubpartikeln
- (B) partielle Entfettung einer Metalloberfläche mit Wasserkranzbildung an Grenzschichten zwischen gereinigter und verschmutzter Oberfläche
- (C) gereinigte Metalloberfläche mit homogener Wasserschichtbildung

### Bild 6.5 Ergebnisse einer Wasserablaufprobe [Bau08]

Bild 6.5 A stellt eine nicht entfettete Metalloberfläche dar, da auf dieser Wassertropfen stehen und diese partiell bedecken. Bild 6.5 B zeigt das Ergebnis einer unvollständigen Entfettung nach der Wasserablaufprobe, da der Wasserfilm an einigen Stellen aufreißt. Bild 6.5 C weist das Ergebnis einer vollständigen Entfettung nach, weil ein geschlossener Wasserfilm die Metalloberfläche gleichmäßig bedeckt. Das Festlegen eines gewünschten und nachprüfbaren Grades der Reinigung oder der Bauteilreinheit bereitet Schwierigkeiten, da dieses Qualitätskriterium zurzeit nicht objektiv und quantitativ zu bewerten ist. Eine Normung des Grades der Reinheit existiert lediglich in Ausnahmefällen, wie beispielsweise für die Vorbehandlung von Stahlbauten vor der Durchführung einer Beschichtung [DIN07]. Laut dieser Norm wird vorgeschlagen, mithilfe von Vergleichsmustern den Grad der Reinheit zu bestimmen. Unter Berücksichtigung der prototypischen Fertigung im Laborbetrieb wurde für die experimentellen Untersuchungen als Reinigungsverfahren die Wischreinigung ausgewählt. Das Ergebnis einer Bauteilreinigung, die mittels Wischreinigung durchgeführt worden ist, wird sowohl durch das Lösevermögen des Reinigers

als auch durch die mechanische Wirkung des Reinigungstuches beeinflusst. Für die angestrebte rückstandsfreie und gleichmäßige Reinigung der Fügepartner wurde als Flüssigreiniger das Keton Aceton eingesetzt, da dieses gute Lösungs- und Trocknungseigenschaften besitzt. Da bei den Bauteilen lediglich Verunreinigungen wie wasserlösliche Kühlschmierstoffe, Schweiß und Fingerabdrücke auftraten, konnten als Wischtücher Baumwolllappen eingesetzt werden, die das verunreinigte Reinigungsmittel durch Kapillarwirkung ins Innere des Wischtuches transportieren. Das Ergebnis einer Wasserablaufprobe bei ungereinigten und mithilfe der Wischreinigung bearbeiteten Bauteile ist in Bild 6.6 dargestellt.



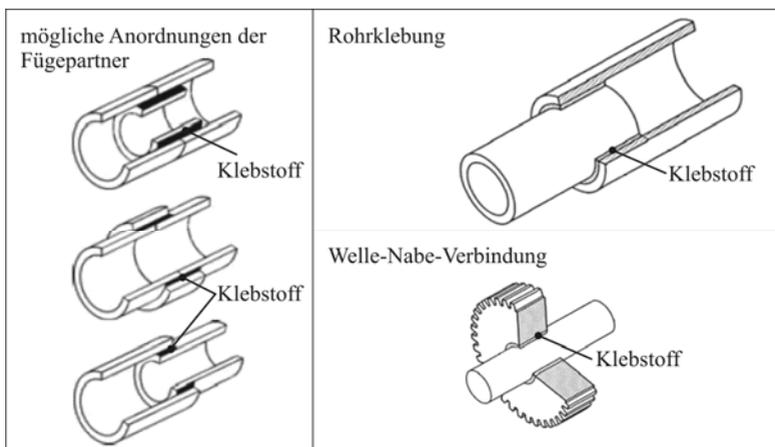
**Bild 6.6** Ablaufprobe an Innen- und Außendurchmesser jeweils vor und nach der Reinigung

Bei den ungereinigten Proben ist eine deutliche Konzentration des Wasserfilms im Übergangsbereich zu Stellen an denen eine hydrophobe Verschmutzung vorliegt zu beobachten, sodass sich dadurch eine Wassertropfenbildung auf nicht hydrophob verunreinigten Bereichen ergibt. Eine deutliche Wasserfilmbildung konnte bei Proben beobachtet werden, die mithilfe der Wischreinigung gereinigt worden sind. Das Ziel bei der Wahl eines geeigneten Reinigungssystems zur Füge-

gestellenvorbereitung ist die Bereitstellung einer gleichmäßig gereinigten Oberfläche. Die gleichmäßige Reinigung bezieht sich hierbei sowohl auf die lokale, flächenmäßig gleiche Reinigung als auch auf die Reinigung von unterschiedlichen Bauteilen. Obwohl die Wasserablaufprobe fehlerbehaftet ist, (z.B. hat die Dicke des Wasserfilms, welche nicht definiert eingestellt werden kann, einen entscheidenden Einfluss auf das Ablaufverhalten des Wassers) ist sie dennoch geeignet, um die Gleichmäßigkeit einer Reinigung sichtbar zu machen [Bau08]. Die Reinigung der Bauteile mit dem Reinigungsmittel Aceton konnte daher zufriedenstellend durchgeführt werden, da im Falle hydrophober Verschmutzungen eine Oberflächenreinigung erzielt werden kann, die einen gleichmäßigen Reinheitsgrad der Oberfläche erzeugt.

### 6.2.2 Klebstoffapplikation

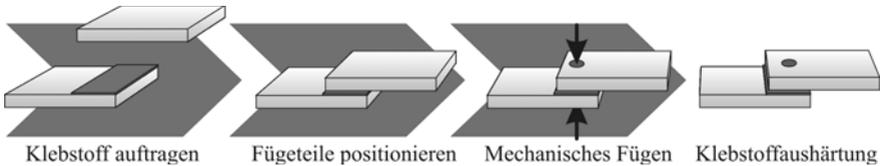
Als kombiniertes Fügen durch Innenhochdruckumformung und Kleben (KIK) soll der sequenzielle Einsatz des Rundklebens und des Innenhochdruckfügens verstanden werden. Da in der Literatur das Hybridfügen nicht eindeutig definiert ist – gemeint sein kann das Fügen unterschiedlicher Werkstoffe [Klei03, Kim05] als auch die Kombination mehrerer Fügeverfahren [NN05] –, soll hier der Begriff „Kombiniertes Fügen durch Innenhochdruckumformung und Kleben (KIK)“ verwendet werden. Einige Beispiele für das Rundkleben, dargestellt in Bild 6.7, sind mit dem KIK vergleichbar.



**Bild 6.7 Gestaltung von Rund- und Rohrklebungen [Hab06]**

Bei der Kombination eines mechanischen Fügeverfahrens mit dem Kleben wird in der Literatur häufig der Begriff Hybridfügen, im Sinne der Definition nach [NN05], verwendet. Im Zusammenhang mit dem mechanischen Fügeverfahren wird dabei die gegenseitige Kompensation der Nachteile der Fügeverfahren gefordert [www5]. Bei der Fixiermethode wird der Klebstoff zunächst auf die Fügepartner aufgetragen. Anschließend werden die Fügepartner positioniert und

ein mechanisches Fügen kann durchgeführt werden. Danach härtet der Klebstoff aus, wie in Bild 6.8 am Beispiel einer Blech-Blech-Verbindung dargestellt ist [NN05].

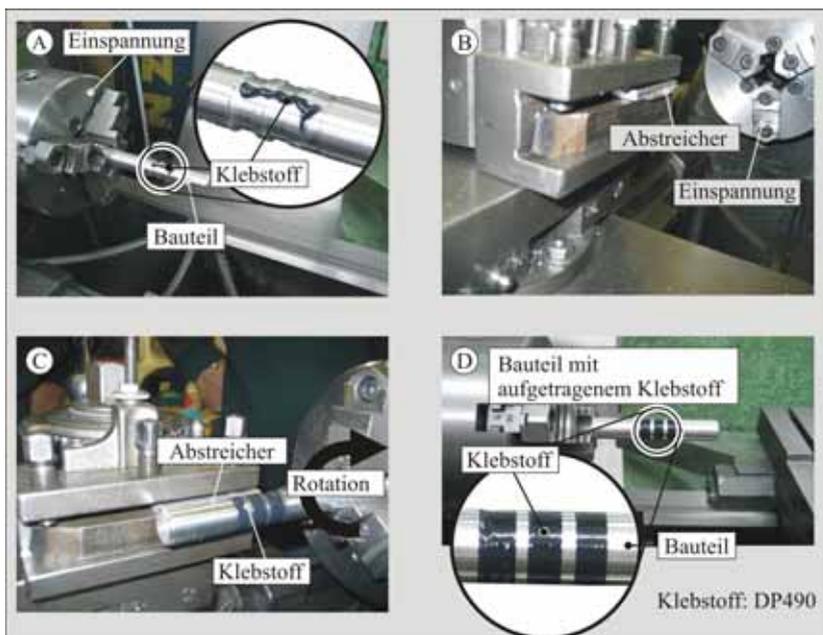


**Bild 6.8 Prozessablauf beim kombinierten mechanischen Fügen mit dem Kleben [Mes04]**

Bei der Einspritzmethode werden die Teile zunächst mechanisch gefügt. In die Passfuge zwischen den Bauteilen wird der Klebstoff eingebracht und härtet aus. Bei der Sequentialmethode werden beide Fügeverfahren aufeinander abfolgend und vollständig ausgeführt. Zunächst wird eine Klebung durchgeführt. Wenn die Aushärtung des Klebstoffes abgeschlossen ist, folgt ein mechanisches Fügen. Die Fixier- und Einspritzmethode wird bei den meisten industriellen Anwendungen durchgeführt [www5].

Im Rahmen dieser Arbeit ist auf die Fixiermethode zurückgegriffen worden. Hierzu wurde zunächst auf der Welle Klebstoff appliziert, die Fügepartner positioniert und schließlich das Innenhochdruckfügen durchgeführt. Die Fixiermethode wurde ausgewählt, weil Injektionsmethode und Sequenzmethode für die Anwendung bei Rohren zu komplex bzw. zeitaufwendig erscheinen. Die Auswahl einer geeigneten Methode bedingt eine klebstoff- und verfahrensgerechte Fügegestaltgestaltung. Bei der verwendeten Fixiermethode ergeben sich daher zunächst Herausforderungen bzgl. der Klebstoffapplikation sowie der End- bzw. Vorpositionierung der beiden zu fügenden Bauteile zueinander. Eine wesentliche Herausforderung war es, einen gleichmäßigen Klebstoffauftrag mit einer definierten Klebschichtdicke zu erreichen und zu gewährleisten, dass die Klebstoffschicht durch die Positionierung der Fügepartner vor dem Innenhochdruckfügen nicht beeinflusst wurde. Aus diesem Grund wurde in die Welle eine Klebstofftasche in Form einer umlaufenden Nut mit einer Tiefe von  $t_N = 0,1$  mm eingebracht, in die der Klebstoff hineingegeben wurde, wie in Bild 6.9 A dargestellt. Die Verteilung des Klebstoffes erfolgte mit einem Abstreicher (Bild 6.9 B) durch Rotation der Welle und Verteilung des Klebstoffes (Bild 6.9 C). Bild 6.9 D zeigt das Ergebnis der Klebstoffapplikation am Beispiel eines Werkstückes mit drei umlaufenden Nuten.

Nach dem anschließenden Innenhochdruckfügen, bei dem bereits Handlingfestigkeiten erzielt werden konnten, härtete der Klebstoff DP490 bei Raumtemperatur 72 Stunden aus [NN00]. Der Klebstoff besitzt eine Viskosität von 380 mPa-s bei Raumtemperatur. Die Verarbeitungszeit des Klebstoffes beträgt zwischen 1,5 und 6 Stunden. Aufgrund der sehr hohen Viskosität beeinflusst eine geringe Rotationsgeschwindigkeit des Bauteils die Applikation und die Anhaftung des Klebstoffes nicht wesentlich.

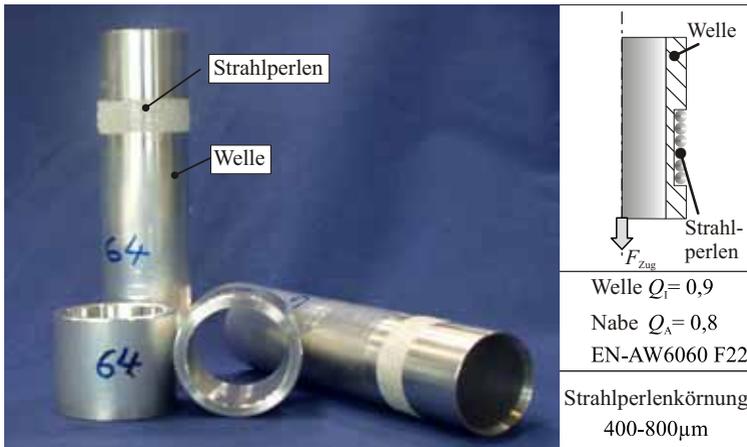


**Bild 6.9 Vorbereitung der Fugestelle**

Die lange Verarbeitungszeit des Klebstoffes erlaubt es, keine zwangsläufig erforderliche Integration der Klebstoffapplikation in die IH-Fügestation vorzunehmen.

### 6.2.3 Einsatz von Strahlperlen

Eine innovative Möglichkeit, die statische Belastbarkeit zu erhöhen, bietet der Einsatz von Hartstoffpartikeln an, die in die Passfuge eingebracht werden können. HAASE untersuchte den Einfluss von Hartstoffpartikeln aus einem  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Pulver hinsichtlich einer festigkeitssteigernden Wirkung beim Einwalzen von Rohren [Haa98]. Bei der Verwendung dieser Hartstoffpartikel, mit einer mittleren Körnung von  $50\ \mu\text{m}$ , konnte die Haftkraft, also die Kraft, die vor der ersten Relativbewegung der Fügepartner gemessen wird, um 45% gesteigert werden. Im Falle des Innenhochdruckfügens von Aluminiumverbindungen ergibt sich ein durchhaus größeres Potenzial, da HAASE für seine Versuche Stahlrohre einsetzte, die im Vergleich zum Aluminium eine höhere Festigkeit besitzen. Die geringere Festigkeit der Aluminiumrohre begünstigt eine Penetration der Oberfläche durch die Partikel und somit eine bessere Verklammerung der Fügepartner. Eine Schwierigkeit bei der Prozessführung besteht in der Applikation der Partikel, da diese in der Passfuge verbleiben sollen und nicht durch das Positionieren vor dem Fügen der Bauteile entfernt werden. Bild 6.10 zeigt präparierte Aluminiumrohre vor dem Fügen.



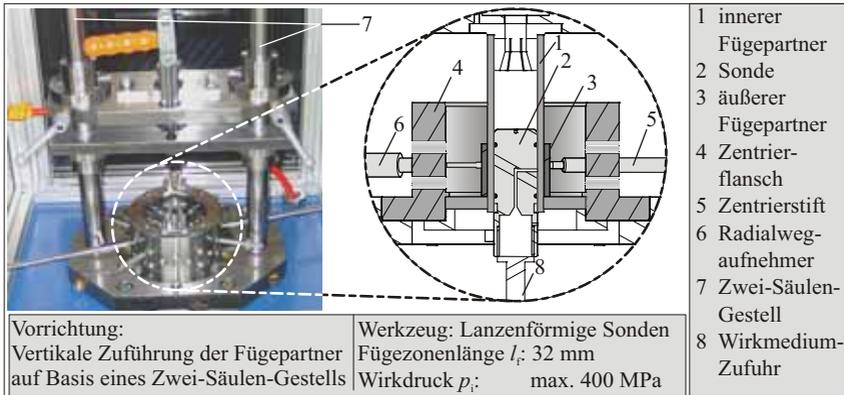
**Bild 6.10 Aluminiumrohre mit Streifen aus Hartstoffpartikeln**

In die Welle wurde eine Nut mit einer geringen Tiefe eingebracht, in der die Hartstoffpartikel platziert werden konnten. Die Tiefe der Nut muss derart gewählt werden, dass die Partikel mit dem größten Durchmesser die Nut nicht mehr als den Anfangsspalt  $a_0$  überschreiten. Die Proben wurden mit Feinstrahlmitteln der Fa. SWARCO mit einer mittleren Körnung der Strahlperlen von 400 bis 800  $\mu\text{m}$  und mit Korundpartikeln FEPA: F-180 (53 – 90  $\mu\text{m}$ ) vorbereitet. Die Breite der Nut wurde auf 15 mm bzw. 30 mm festgelegt.

### 6.3 Fügen mit Innenhochdruck

#### 6.3.1 Versuchseinrichtungen zum Fügen mit Innenhochdruck

Für die Durchführung der experimentellen Untersuchungen zum Fügen mit Innenhochdruck wurde im Rahmen dieser Arbeit ein Versuchsstand entwickelt und in Betrieb genommen. Der Versuchsstand wurde für das labormäßige Fügen von Welle-Naben-Verbindungen aufgebaut. Aus diesem Grund wurden Zuführung, Druckaufbau und -entlastung sowie die Messwerterfassung für einen manuellen Betrieb konzipiert [Dra05]. Der Versuchsstand besteht aus einem Hochdruckaggregat, einem Zwei-Säulen-Gestell zur Zuführung der Fügepartner und einer Messeinrichtung zur Messung der radialen Aufweitung sowie des Wirkdruckes. Die Zuführung der Fügepartner und des Werkzeuges (Sonde) erfolgt mithilfe des Zwei-Säulen-Gestells. In diesem sind fünf Traversen zueinander ausgerichtet, von denen sich die jeweils äußeren Traversen nicht verschieben lassen. Die zentralen Vorrichtungskomponenten zur Zuführung, Positionierung und zur Messung der radialen Aufweitung sind in Bild 6.11 dargestellt. Auf der mittleren Traverse befindet sich ein Zentrierflansch zur Aufnahme der Fügepartner und der Radialwegaufnahme, wie in Bild 6.11 (4) dargestellt.



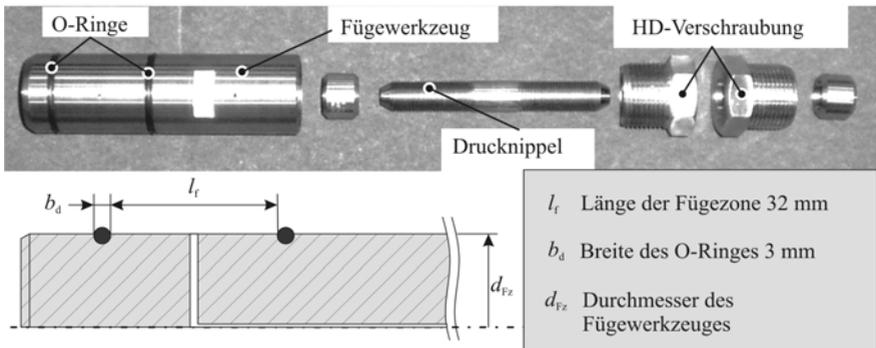
**Bild 6.11 Versuchsstand zum Innenhochdruckfügen**

Auf der darüber angeordneten Traverse ist ein Spanndorn montiert, der den inneren Fügepartner, hier ein Rohr (1), aufnehmen kann. Das Fügewerkzeug, kurz als Sonde (2) bezeichnet, ist auf der unteren Traverse befestigt und wird vor dem Fügen zu- und nach Beendigung des Fügeprozesses abgeführt. Zwei gegenüberliegende lineare Radialwegaufnehmer (6), die in den Zentrierflansch (4) integriert sind, nehmen die durchmesserbezogene Aufweitung des äußeren Fügepartners (3) auf. Die Zuführung des Druckmediums erfolgt mithilfe eines Hochdruckschlauches und entsprechender Verrohrung. Das eingesetzte Hochdruckaggregat ist für einen mobilen Betrieb ausgelegt und besitzt zwei unabhängig arbeitende Pumpen, die innerhalb des Druckkreislaufes parallel betrieben werden können. Beide Pumpen, eine Niederdruckpumpe ND-M72 (bis 86 MPa Wirkdruck) und eine Hochdruckpumpe HD-M189-3L (bis 400 MPa Wirkdruck) arbeiten nach dem Prinzip eines Druckübersetzers. Nach diesem Prinzip wird die große Fläche eines Kolbens mit einem Druck beaufschlagt, und die flächenmäßig kleinere Druckseite erzeugt durch ein Übersetzungsverhältnis den Wirkdruck. Das Übersetzungsverhältnis, also das Verhältnis zwischen den beiden Kolbenflächen, beträgt bei der ND-Pumpe 1:86 und bei der HD-Pumpe 1:660 [Dra05].

### 6.3.2 Fügewerkzeug

Der Fügeprozess des Fügens durch Weiten wurde mithilfe eines zylindrischen Fügewerkzeuges durchgeführt, welches sich in Aufbau und Funktionsweise an den im Stand der Technik beschriebenen Sondenwerkzeugen orientiert. Allerdings werden die dort beschriebenen Fügewerkzeuge im Rahmen einer Großserienproduktion eingesetzt, sodass diese einsatzspezifischen Anforderungen an das Fügewerkzeug dem Einsatz in der Massenfertigung unterliegen. Eine dieser Forderungen betrifft eine hohe Standzeit der eingesetzten Dichtungen. Aufgrund dieser Forderung und unter Berücksichtigung der üblicherweise hohen Wirkmediendrucke bis 300 MPa werden aufwendige und kostenintensive Dichtungssysteme eingesetzt [www4]. Der Aufbau dieser Dichtsysteme kann beispielsweise lamellar ausgeführt sein, sodass Elemente mit reinen Dich-

tungsaufgaben von entsprechenden Stützringen verstärkt werden können. Solche Dichtungssysteme werden für den Einsatz in der Großserienproduktion derart konstruiert, dass eine hohe Anzahl gleicher Fügestellen gefertigt werden kann, bevor ein Versagen der Dichtwirkung eintritt und ein Austausch des Dichtsystems erforderlich wird [NN01]. Da die Standzeit dieses anwendungsspezifischen Dichtsystems ein wesentlicher Faktor für die wirtschaftliche Fertigung entsprechender Fügestellen ist, werden Aufbau und Eigenschaften dieser Dichtsysteme von der Industrie vertraulich gehandhabt. Aus der Optimierung dieser Dichtsysteme hinsichtlich einer hohen Standzeit bei hohen Wirkmediendrücken muss jedoch die Forderung nach einer engen Bauteiltolerierung der Fügepartner generiert werden. Dies bedingt eine aufwendige Fertigung der Halbzeuge mit geringen Werkstücktoleranzen, die eine allseitige spanende Bearbeitung der Fügepartner erforderlich macht. Für den Einsatz derartiger Fügwerkzeuge in der flexiblen Kleinserienproduktion müssen jedoch andere Randbedingungen berücksichtigt werden. Einerseits gilt es Aufwand und Kosten entsprechender Fügwerkzeuge zu minimieren, um deren Einsatz innerhalb einer flexiblen Prozesskette sinnvoll und kostengünstig gestalten zu können. Bild 6.12 zeigt die Darstellung des verwendeten kleinserientauglichen Fügwerkzeuges.



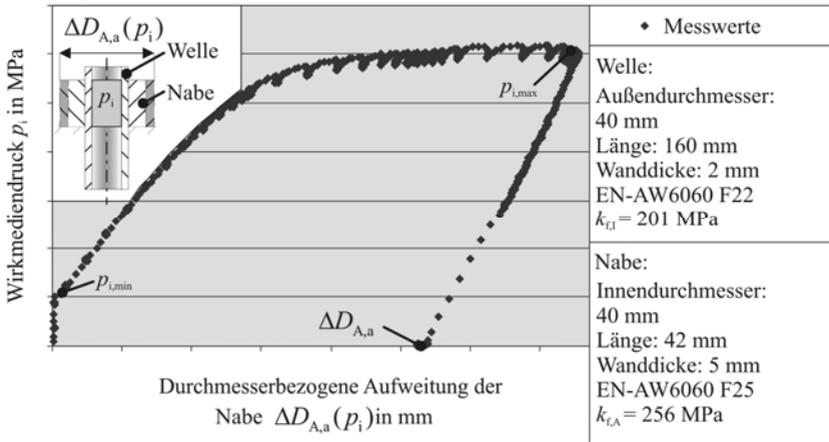
**Bild 6.12 Foto eines Fügwerkzeuges mit Hochdruck-Anschlusselementen**

Ferner gilt es, um der Forderung nach einem flexiblen Fügwerkzeug gerecht zu werden, auf ein aufwendiges Dichtsystem zu verzichten, sodass eine einfache Fertigung des Fügwerkzeuges erzielt werden kann. Dieses Ziel konnte dadurch erreicht werden, dass für die Abdichtung des Druckraumes in axialer Richtung unterhalb der Fügezone Standard O-Ringe mit einer Härte von 90 NBR Shore A eingesetzt wurden. Eine bauteilbezogene Flexibilität einer kleinserientauglichen Prozesskette beeinflusst den Innenhochdruck-Fügeprozess in erster Linie durch die Wahl eines geeigneten Außendurchmessers des Fügwerkzeuges und damit auch die Wahl geeigneter Dichtungen. Dieser Außendurchmesser wird in Abhängigkeit vom Innendurchmessers des inneren Fügepartners  $D_{I,i}$  gewählt.

Bei der hier untersuchten Prozesskette Strangpressen – Fügestellenvorbereitung – Innenhochdruckfügen fallen Kosten an, falls sich der Querschnitt des inneren Fügepartners, zum Beispiel aufgrund einer Anpassung des Produktes, ändern soll. Strangpresswerkzeuge sind in der Regel mehrteilig aufgebaut und müssen hohen thermischen und mechanischen Belastungen standhalten. Für die Fertigung von Strangpresswerkzeugen sind daher hochvergütete und gehärtete Stähle erforderlich. Aufgrund des anspruchsvollen Einsatzes von Strangpresswerkzeugen dominieren die Werkzeugkosten aufgrund einer Änderung oder Anpassung der Werkstückgeometrien für die Werkzeugmodifikation des Strangpresswerkzeuges. Die Gestaltung des Fügewerkzeuges ist vergleichsweise einfach ausgeprägt. Für die Fertigung dieses Fügewerkzeuges ist ein einfacher Stahlzylinder mit einer Möglichkeit zur Zuführung des Wirkmediums und einer einfachen Abdichtung über handelsübliche O-Ringe ausreichend.

**6.3.3 Versuchsdurchführung des Innenhochdruckfügens**

Ein typischer Versuchablauf zum Innenhochdruckfügen gliedert sich in folgende Prozessschritte: Reinigung der Fügepartner, Einlegen der Fügepartner, Zuführen der Fügepartner, Zuführen der Wegmesstaster, Druckaufbau bis zum gewünschten Druckniveau oder bis zur gewünschten Aufweitung und Druckentlastung. Bild 6.13 zeigt den typischen Verlauf der durchmesserbezogenen Aufweitung  $\Delta D_{A,a}(p_i)$  in Abhängigkeit vom Wirkmediendruck.



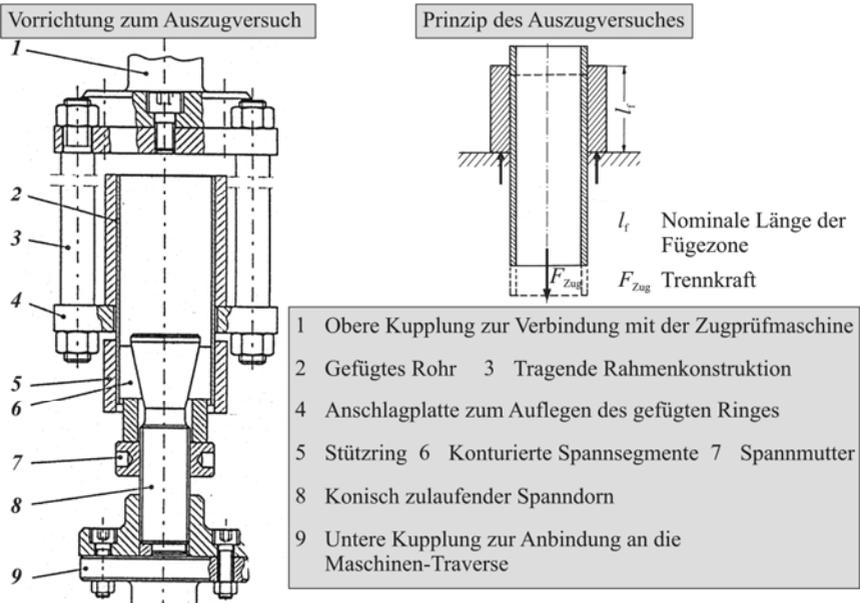
**Bild 6.13 Prozessablauf zum Fügen mit Innenhochdruck**

Die genannten Prozessschritte zur Handhabung der Bauteile erfolgen anschließend in umgekehrter Reihenfolge, sodass eine Entnahme der gefügten Bauteile erfolgen kann. Während des Fügeprozesses werden die durchmesserbezogene Aufweitung und der Wirkmediendruck, dessen Messung am Hochdruckausgang des oben beschriebenen Hochdruckaggregats erfolgt, aufgezeichnet. Eine Prozesssteuerung und -überwachung während des Fügens mit Innenhochdruck

erfolgt einerseits über die Messung des Wirkmediendruckes und andererseits durch die Messung der Durchmesseraufweitung. Für die Messung der Durchmesseraufweitung wurden zwei Wegmesstaster eingesetzt, die gegenüberliegend angeordnet installiert worden sind und die Durchmesseränderung der Nabe  $\Delta D_{A,a}$  während des Fügeprozesses messen. Die Summe der so gemessenen Radialaufweitung der Nabe ergibt somit die durchmesserbezogene Aufweitung des Ringes während des Fügeprozesses. Der Wert  $p_{i,min}$  kennzeichnet die Größe des Innendruckes, die erforderlich ist, um den Spalt zwischen den Fügepartnern durch Aufweitung der Welle zu überwinden.

**6.4 Versuchseinrichtung zum Prüfen der Fügeverbindungen**

Für die Auszugsversuche zur Bestimmung der Verbindungsfestigkeit innenhochdruckgefügter Bauteile wurden Untersuchungen mithilfe einer Universal Zugprüfmaschine 1475 der Fa. Zwick durchgeführt. Um die erzeugten Fügeverbindungen prüfen zu können, ist im Prüfraum der Maschine eine Auszugsvorrichtung installiert worden. Bild 6.14 zeigt eine schematische Darstellung der verwendeten Prüfvorrichtung und das Prinzip des Auszugversuches.

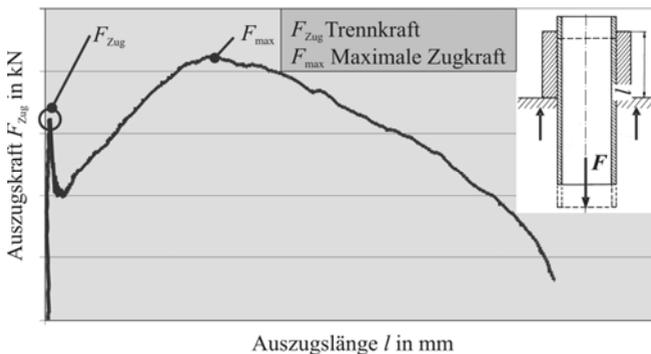


**Bild 6.14 Vorrichtung zum Prüfen innenhochdruckgefügter Verbindungen**

Um eine einheitliche Bewertung der Verbindungsfestigkeit vornehmen zu können, wurde ein Versagenskriterium mit folgenden Eigenschaften definiert:

- Ein Versagen der Fügeverbindung ist erreicht, wenn nach einem konstanten Anstieg der Auszugskraft ein abruptes und signifikant ermittelbares Absinken der Auszugskraft festgestellt werden kann, welches auf eine Relativbewegung zwischen den gefügten Komponenten zurückgeführt werden kann.
- Das Absinken der Kraft muss erfolgt sein, wenn durch die Kombination aus Auszugskraft und bis dahin gefahrener Auszugslänge die Fügepartner und Fügeverbindung lediglich elastisch deformiert wurden.

Bild 6.15 zeigt einen typischen Verlauf einer Auszugskurve, die dem vorgestellten Kriterium genügt. Der Wert der Auszugskraft, der für die Beurteilung des Versagens der Verbindung der Auswertung zugeführt wird, ist mit  $F_{Zug}$  gekennzeichnet, da aufgrund des axialen Abziehens des Rohres eine kontinuierliche Abnahme der Kontaktfläche auftritt, was eine konstante Abnahme der Auszugskraft nach Erreichen von  $F_{Zug}$  erwarten lässt. Bei den experimentellen Untersuchungen zeigte sich jedoch, dass die Auszugskraft nach Erreichen von  $F_{Zug}$  weiter anstieg, wie Bild 6.15 zeigt.



**Bild 6.15** Typischer Verlauf der Auszugskraft bei der Prüfung innenhochdruckgefügter Verbindungen aus Aluminium

Dies lässt sich dadurch erklären, dass während des Auszugsversuches kleine Partikel von der Oberfläche der Aluminiumproben gelöst wurden. Diese ausgelösten Partikel werden durch die axiale Relativbewegung in die Oberfläche zurückgedrückt. Dieses sogenannte „Fressen“ bewirkt eine Steigerung der Auszugskraft, die jedoch nicht wiederholbar ausgeführt werden kann, da ein Auslösen von Partikeln aus der Oberfläche zufällig erfolgte.



## 7 Experimentelle Untersuchungen zum Innenhochdruckfügen

Die in den folgenden Abschnitten diskutierten Ergebnisse zur experimentellen Ermittlung einer resultierenden Auszugskraft bzw. eines Passfugendruckes orientieren sich an der Vorgehensweise zum Fügen durch Weiten, die in Kapitel 2 vorgestellt worden ist. Ferner wurden die beschriebene Versuchsvorrichtung (Kapitel 6.3) und Probengeometrien (Bild 6.4) für die experimentellen Untersuchungen verwendet. Der Fügeprozess wurde auf dem Versuchsstand, dargestellt in Bild 6.11, durchgeführt. Die Prüfung der Verbindungsfestigkeit erfolgte anhand von Auszugsversuchen mithilfe von Vorrichtung und Prüfmaschine, wie in Kapitel 6.3.3 beschrieben. Beim Auszugversuch betrug die Prüfgeschwindigkeit  $v_p = 10 \text{ mm/min}$ . Die Auszugskraft  $F_{Zug}$  wurde zu dem Zeitpunkt bestimmt, bei dem eine erste Relativbewegung zwischen den beiden Fügepartnern einsetzte, siehe auch Bild 6.15.

### 7.1 Ergebnisse zum kraftschlüssigen Fügen durch Innenhochdruck

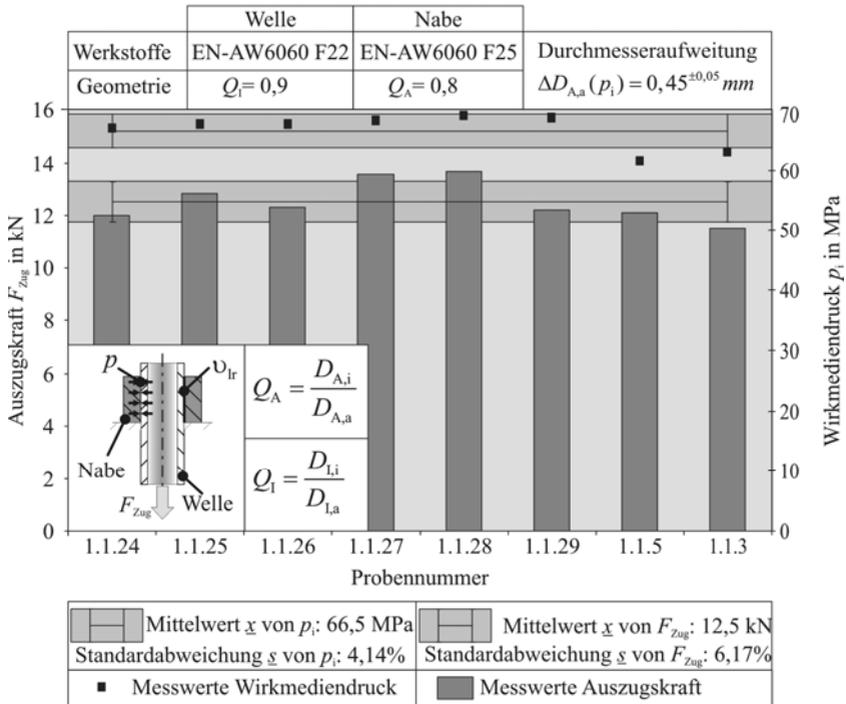
Fügestation und Prüfvorrichtung sind eigens für die hier vorgestellten Untersuchungen konstruiert worden, sodass eine Bestimmung von Mittelwert und Standardabweichung für die Beurteilung der Qualität des Fügeergebnisses sinnvoll erscheint. Im Rahmen von durchgeführten Vorversuchen an Proben mit einem Durchmesser der Passfuge  $d_f = 40 \text{ mm}$  konnte ermittelt werden, dass eine maximale Verspannung dieser Fügepartner bei einem Wirkmediendruck von 61 MPa erreicht werden konnte [Prz07]. Die Berechnung des Mittelwertes  $\underline{x}$  erfolgte dabei durch Ermittlung des arithmetischen Mittels nach

$$\underline{x} = \frac{x_1 + x_2 \dots + x_n}{n} \quad (7.1)$$

Die Standardabweichung  $\underline{s}$  wurde mithilfe folgender Gleichung ermittelt

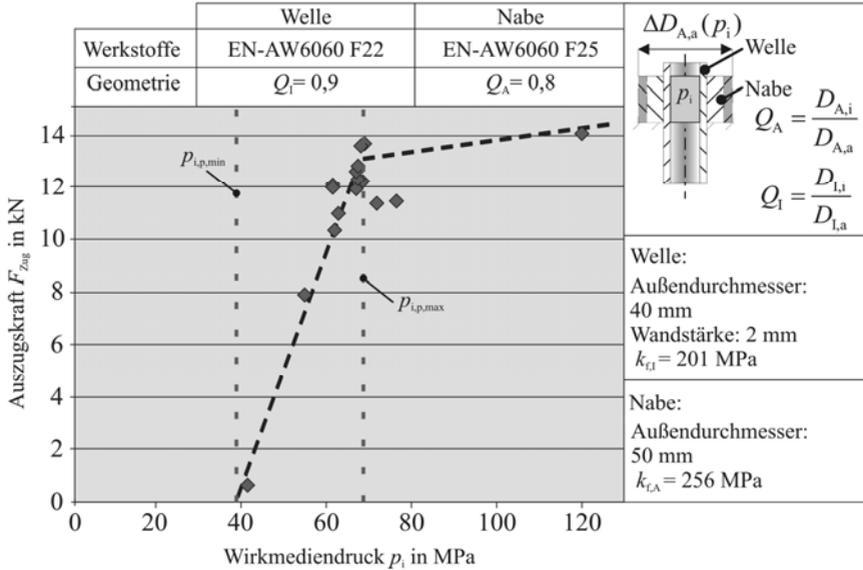
$$\underline{s} = \sqrt{\frac{1}{n} \left[ (x_1 - \underline{x})^2 + (x_2 - \underline{x})^2 + \dots + (x_n - \underline{x})^2 \right]}. \quad (7.2)$$

Für die experimentelle Bestimmung eines Mittelwertes  $\underline{x}$  und der Standardabweichung  $\underline{s}$  wurden identisch gefertigte Wellen und Naben gefügt. Zum Fügen der Proben wurde ein mittlerer Wirkmediendruck von 66,5 MPa verwendet, dessen Standardabweichung 2,7 MPa bzw. 4,1% betrug. Die geometrischen Abweichungen lagen, bezogen auf den Passfugendurchmesser, im Promillebereich, sodass dieser Einfluss hier vernachlässigbar erscheint. Da es sich bei der Fügevorrichtung um ein Gerät zur labormäßigen Durchführung von Fügeprozessen handelt, erfolgte die Druckregelung während des Fügens manuell, sodass dies zu Schwankungen bei dem Aufbau des maximalen Wirkmediendruckes führte. Nach dem Fügen wurde die Auszugsfestigkeit der derart erzeugten Proben geprüft. Der Mittelwert  $\underline{x}$  für die axiale Auszugsfestigkeit konnte mit einem Wert von 12,5 kN, bei einer Standardabweichung  $\underline{s}$  von 0,77 kN bzw. 6,17%, bestimmt werden. Bild 7.1 zeigt die Ergebnisse der Auszugsversuche an den derart gefügten Proben.



**Bild 7.1 Ermittlung von Mittelwert und Standardabweichung bei den ermittelten Werten für die Auszugskraft  $F_{Zug}$**

Wenn hier von einer Normalverteilung der Werte für die Auszugsfestigkeit ausgegangen werden kann, ergibt sich, dass 68,3% aller Werte für die Auszugsfestigkeit zwischen 11,75 kN und 13,3 kN bzw. 95,5% der ermittelten Werte zwischen 10,9 kN und 14,1 kN liegen [Kle06]. Betrachtet man an dieser Stelle, dass die Standardabweichung der Auszugsfestigkeit alle möglichen auftretenden Fehler, Abweichungen und Schwankungen bspw. durch die manuelle Prozesssteuerung, Fehlpositionierungen, Werkstoffschwankungen, Geometrieabweichungen, Messfehler etc. vereint, so kann hier von einer ausreichenden Genauigkeit bei der Ermittlung der Auszugskraft durch Umsetzung der oben beschriebenen Prozesskette mithilfe der konstruierten Versuchseinrichtungen (Bild 6.1) gesprochen werden. Um den Einfluss des Wirkmediendruckes  $p_i$  auf die Ausbildung des Passfugendruckes  $p$  zu untersuchen, wurden o.g. Wellen auf Naben ( $d_f = 40 \text{ mm}$ ,  $Q_A = 0,8$ ) aus EN-AW6060 F25 gefügt. Bild 7.2 zeigt die ermittelte Auszugsfestigkeit  $F_{Zug}$  in Abhängigkeit vom Wirkmediendruck  $p_i$ .

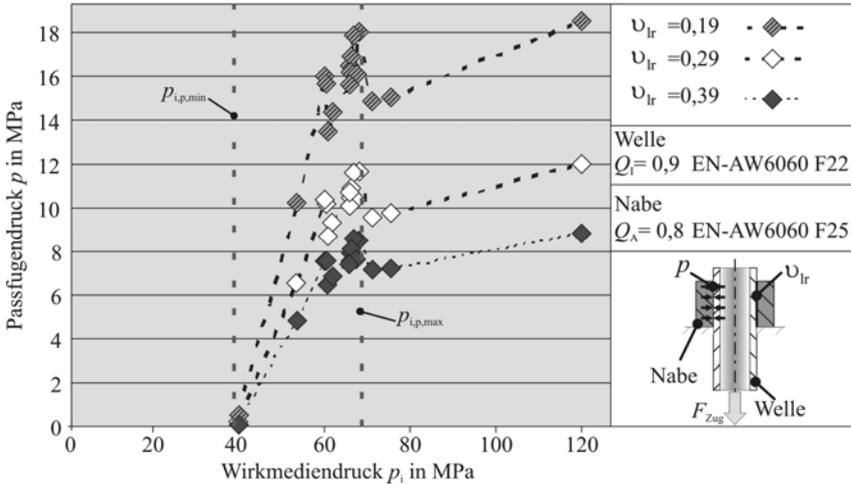


**Bild 7.2 Einfluss des Wirkmediendruckes auf die Auszugskraft  $F_{Zug}$**

Die Fügeversuche wurden mit Wirkmediendrüken im Bereich von 40 bis 120 MPa durchgeführt. Anschließend wurde die Auszugsfestigkeit je erzeugter Fügeverbindung, wie oben beschrieben, mithilfe der Auszugsvorrichtung getestet. Die Erzeugung einer Fügestelle erfolgt ab einem Wirkmediendruck  $p_{i,p,min}$  größer 40 MPa. Bis zu einem maximalen Wirkmediendruck  $p_{i,p,max} = 61 \text{ MPa}$  besitzt der Verlauf eine große Steigung. Nach Überschreiten dieses Wirkmediendruckes erfolgt der weitere Verlauf des skizzierten Zusammenhangs mit einer geringeren Steigung. Eine signifikante Steigerung der Auszugsfestigkeit durch eine weitere Erhöhung des Wirkmediendruckes konnte nicht nachgewiesen werden. Für einen Vergleich der experimentell ermittelten Werte für die Auszugsfestigkeit mit den berechneten Werten für den Passfugendruck muss Gleichung (2.10) als Umrechnungsfunktion herangezogen werden und diese derart modifiziert werden, dass dem Vorschlag aus DIN 7190 folgend, anstelle der Reibzahl  $\mu$  einen Haftbeiwert  $\nu_{lr}$  (nach [DIN01a] bzw. eine effektive Reibzahl  $\mu_e$  (nach [All02]) eingeführt wird. Zwischen den Fügepartnern ist die nominale Kontaktfläche  $A_{Fr} = 4021 \text{ mm}^2$ , bezogen auf den Durchmesser der Passfuge. Nach Umstellen von (2.10) ergibt sich folgende Gleichung für den Passfugendruck  $p$

$$p = \frac{F_{Zug}}{\pi \cdot d_f \cdot l_f \cdot \nu_{lr}} = \frac{F_{Zug}}{A_{Fr} \cdot \nu_{lr}} \tag{7.3}$$

Für die Bestimmung von  $\nu_r$  kann dem pragmatischen Ansatz aus der DIN 7190 gefolgt werden, bei dem für Gleichung (7.3) aus Tabelle 2-3 ein Startwert für einen Haftbeiwert ausgewählt wird. Bild 7.3 verdeutlicht den Einfluss des Haftbeiwertes  $\nu_r$  auf die Auszugskraft nach (7.3).

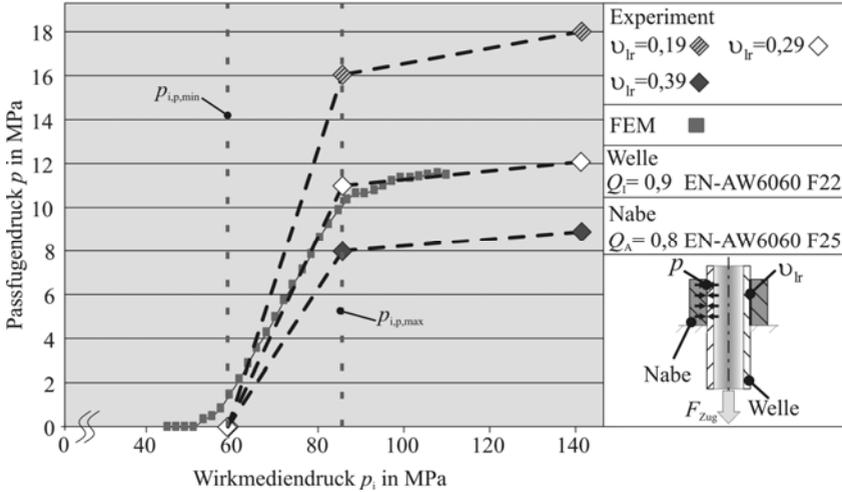


**Bild 7.3 Einfluss des Haftbeiwertes  $\nu_r$  auf die Ermittlung des Passfugendruckes  $p$**

Für die Ermittlung eines geeigneten Haftbeiwertes können die experimentell ermittelten Verläufe aus Bild 7.3 zu einem bilinearen Zusammenhang idealisiert werden. Bild 7.4 stellt die derart idealisierten Verläufe des experimentell ermittelten Passfugendruckes in Abhängigkeit vom Haftbeiwert  $\nu_r$ , den berechneten Werten gegenüber, die mithilfe der FE-Berechnungen ermittelt worden sind. Vergleicht man die derart aufgetragenen Werte für den Passfugendruck mit den berechneten Werten aus der FE-Analyse, so kann eine gute Übereinstimmung für einen Wert von  $\nu_r = 0,29$  festgestellt werden. Die berechneten Werte für den Wirkmediendruck weichen allerdings um 33% von den experimentell ermittelten Werten ab. Der Grund hierfür ist in erster Linie im Design des Werkzeuges und der Druckbeaufschlagung zu sehen, da die Drucküberstandslänge kleiner null gewählt werden musste.

Die Untersuchungen wurden vor dem Hintergrund einer kleinserientauglichen Fertigung durchgeführt. Dies hatte zur Folge, dass keine speziellen, auf einen bestimmten Durchmesser angepassten Dichtsysteme, wie sie in der Massenfertigung Verwendung finden, eingesetzt werden konnten. Vielmehr sollte hier das Potenzial bestehen, eine flexible Fügestellenerzeugung durchführen zu können. Ferner sollte auf eine spanende Bearbeitung der Welle verzichtet werden, was zu einer mittleren radialen Spaltweite zwischen den Fügepartnern von 0,1 mm und einer Durchmessertoleranz der Fläche des abzudichtenden Durchmessers von  $\varnothing 36 \pm 0,2$  mm führte. Diese beiden Randbedingungen hatten zur Konsequenz, dass die Position der O-Ringe nicht unterhalb

der Nabenkante erfolgen konnte, sondern dass diese vielmehr (um 10% bezogen auf die Füge-  
länge) nach innen versetzt angeordnet werden mussten.

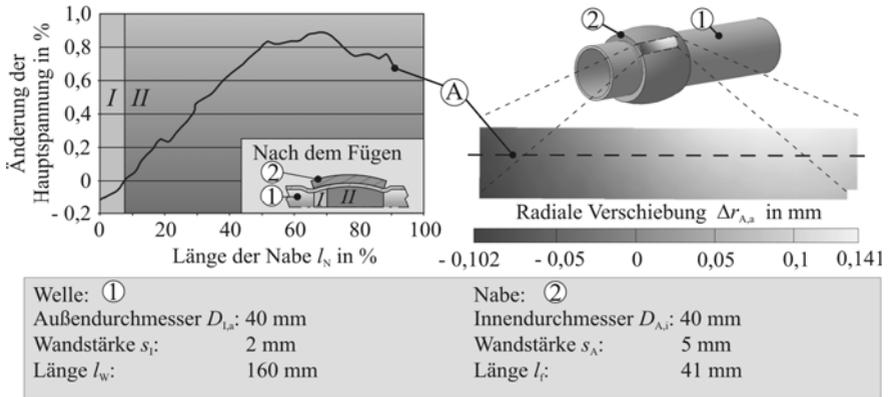


**Bild 7.4 Vergleich zwischen berechneter und experimentell ermittelter Auszugskraft in Abhängigkeit des Haftbeiwertes  $\nu_r$**

Diese Anordnung begünstigt den „Tonneneffekt“ (Bezeichnung nach HÖLZL [Höl98]), sodass eine zusätzliche Biegespannung in der Nabe überlagert wird. Diese zusätzliche Biegespannungsüberlagerung reduziert den Wirkmediendruck, der für eine Aufweitung des Verbundes erforderlich ist. Ferner führt der „Tonneneffekt“ zu einen unerwünschten Kantendrücken der Nabenkante auf die Welle. Dies kann zu einer verringerten Übertragbarkeit von Biegebelastungen des Fügeverbundes führen. Ein positiver Einfluss auf den Fügeprozess hat der „Tonneneffekt“ jedoch derart, dass durch das Biegen über die Nabenkante ein Andrücken der Welle an das Dichtsystem des Fügewerkzeuges erfolgt. Dies setzt die Neigung zur Extrusion der Dichtung in den Spalt zwischen Fügewerkzeug und Bauteil herab und erlaubt ein Abdichten bei Drücken oberhalb des angegebenen Grenzwertes von 30 MPa.

In dem hier skizzierten Fall sind, unter Berücksichtigung des „Tonneneffektes“, die Grenzen zwischen reinem Kraft- und Formschluss schwer voneinander abzugrenzen. Ein geringer Einfluss des Formschlusses auf die Auszugsfestigkeit kann jedoch in erster Näherung angenommen werden. Dies lässt sich insofern begründen, als dass eine Erhöhung des Wirkmediendruckes deutlich über  $p_{i,p,max}$  hinaus zu einer stärkeren Ausprägung des Formschlusses geführt hätte, diese aber anhand der Versuchsergebnisse nicht nachweisbar war. Um die Ausbildung des „Tonneneffektes“ messtechnisch während des IH-Fügeprozesses zu erfassen, wurde eine 3D-Verformungsmessung mithilfe des optischen Messsystems ARAMIS der Fa. Gom durchgeführt.

Sowohl der „Tonneneffekt“ als auch das beschriebene „Kantendrücken“ konnten messtechnisch über den gesamten Prozessablauf erfasst werden. Bild 7.5 zeigt die derart ermittelten Auswirkungen des „Tonneneffektes“ auf die Form der Außenkontur der Nabe.

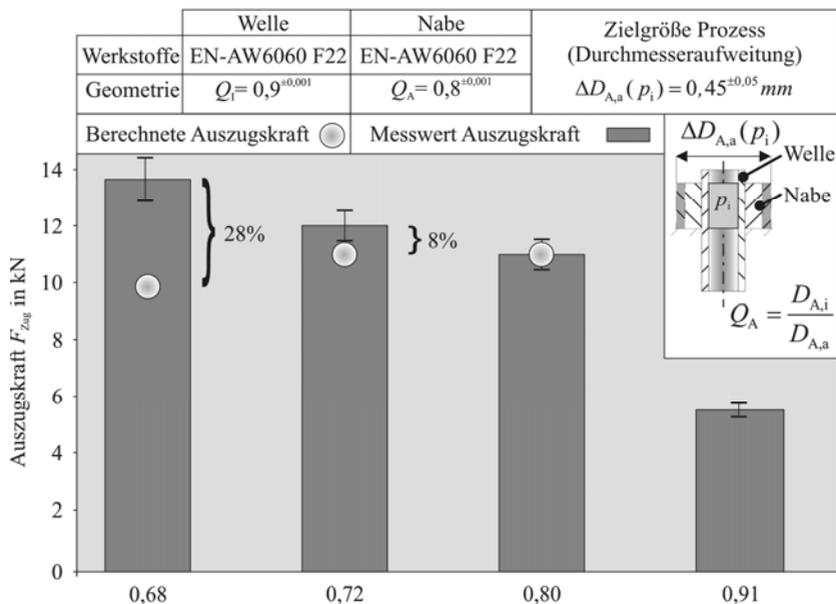


**Bild 7.5 Tonneneffekt beim Innenhochdruckfügen**

Die resultierende radiale Verschiebungsdifferenz zwischen Ausgangszustand und Extremwerten liegt bei  $\Delta r_{A,a} = 0,2$  mm. Diese unterschiedliche Aufweitung über die Länge der Nabe beeinflusst das Ergebnis des Auszugsversuches derart, dass neben den kraftschlüssigen Anteilen der Verbindung auch formschlüssige Anteile in das Ergebnis für die Auszugskraft  $F_{Zug}$  eingehen. Im Vergleich zwischen berechneter und experimentell ermittelter Festigkeit gehen die formschlüssigen Anteile in den effektiven Reibwert bzw. Haftbeiwert (in Anlehnung an die DIN 7190) ein.

Des Weiteren wurde der Einfluss des Durchmesserverhältnisses der Nabe  $Q_A$  auf die Auszugsfestigkeit getestet, indem Welle und Nabe aus o.g. Werkstoffen und mit einem Passfugendurchmesser von  $d_f = 40$  mm gefügt wurden. Die Höhe des Wirkmediendruckes war aufgrund des „Tonneneffektes“ schwer abzuschätzen, sodass auf Gleichung (4.50) für die Berechnung von  $p_{i,p,max}$  nur bedingt zurückgegriffen werden konnte. Die Ausprägung des „Tonneneffektes“ trat bei dünnwandigen Naben ( $Q_A \sim 1$ ) aufgrund der geringeren Steifigkeit stärker auf als bei dickwandigen Naben. Die Fügeversuche zum Verbinden dickwandiger Naben ( $Q_A = 0,68$ ) wurden mit einem Wirkmediendruck von  $p_i = 110$  MPa durchgeführt. Dies entspricht dem Wirkmediendruck  $p_{i,p,max}$ , der nach Gleichung (4.50) berechnet werden kann. Vergleicht man die experimentell ermittelten Auszugskräfte mit den berechneten Auszugskräften, so zeigt sich, dass die Abhängigkeiten zwischen Durchmesserverhältnis der Nabe und resultierender Auszugskraft qualitativ übereinstimmen. Die größte Abweichung tritt somit bei der dünnwandigen Nabe  $Q_A = 0,91$  auf. Zusätzlich muss an dieser Stelle darauf hingewiesen werden, dass die Ermittlung der Auszugskraft bei dieser Nabe stark fehlerbehaftet ist. Da die Wandstärke der Nabe lediglich 2,4 mm

betrug, wurde bei den Auszugsversuchen die Nabenwand teilweise am Ziehring der Vorrichtung abgesichert. Bild 7.6 zeigt den Einfluss der Auszugskraft bei angepasster Fügeprozessführung.



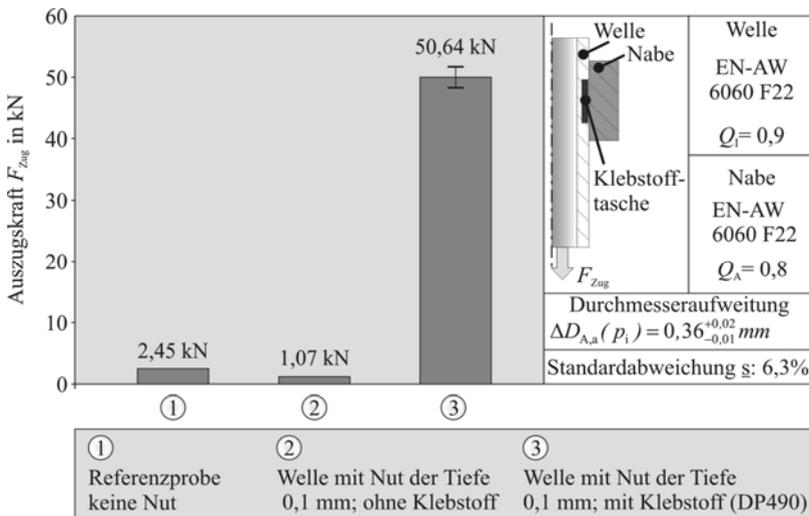
**Bild 7.6 Einfluss des Durchmesserverhältnisses auf die Auszugskraft**

Die dargestellten experimentellen Ergebnisse zeigen, dass mit steigender Wandstärke der Nabe höhere Auszugsfestigkeiten realisiert werden können, wenn der Wirkmediendruck  $p_1$  entsprechend der Steifigkeitszunahme der Nabe erhöht wird. Ferner kann gezeigt werden, dass kleinere Durchmesserverhältnisse der Nabe  $Q_A$  zu einer höheren Auszugsfestigkeit führen können. Die Abweichung der experimentell ermittelten Ergebnisse zu den berechneten Werten liegt zwischen 8% und 28%, was durch die Wahl der Abdichtungsstrategie und dem daraus resultierenden Einfluss des „Tonneneffektes“ zu erklären ist. Für die Berechnung und Auslegung von Welle-Nabe-Verbindungen wird die Einführung eines Sicherheitsfaktors  $S$  empfohlen [Pal98]. Der Sicherheitsfaktor  $S$  wird für quasistatische Belastungen üblicherweise zwischen 1,5 und 2,5 ausgeführt. Die zulässige Lastübertragung einer solchen Fügeverbindung wird entsprechend dem Quotienten aus berechneter Festigkeit und Sicherheitsfaktor gebildet. Bei dieser Vorgehensweise liegen die oben genannten Abweichungen von bis zu 28% auf der sicheren Seite.

## 7.2 Ergebnisse zum Innenhochdruckfügen und Kleben

Um den festigkeitssteigernden Effekt des KIK zu identifizieren, wurden zunächst Referenzversuche mit zylindrischen, nicht präparierten Proben durchgeführt, die aus identischen Werkstoffen

hergestellt worden sind. Wie zu erwarten war, ergab sich eine geringe Auszugsfestigkeit von lediglich 2,4 kN für den derart erzeugten Fügeverbund aus EN-AW6060 F22. Weiterhin wurde der Einfluss der 0,1 mm tiefen Nut auf die Fügeverbindung untersucht. Bei der geringen Nuttiefe konnte kein festigkeitssteigernder Einfluss auf die Fügeverbindung nachgewiesen werden. Vielmehr konnte durch den geringen Wirkmediendruck von 70 MPa während des Fügens die Nut nicht vollständig ausgefüllt werden. Durch das Einbringen der Nut ergab sich eine Verringerung der Lastübertragung. Ein Überschreiten dieses Druckes würde zu einer plastischen Deformation der Nabe führen. Dies kann erklärt werden durch eine Verringerung von Kontaktfläche und Nabdurchmesser. Die Schubfestigkeit  $\tau_B$  von DP 490 liegt zum Zeitpunkt der Prüfung nominell bei 26 MPa. In Bild 7.7 sind die Ergebnisse zu den hybridgefügten Verbindungen anhand von Auszugsversuchen dargestellt.



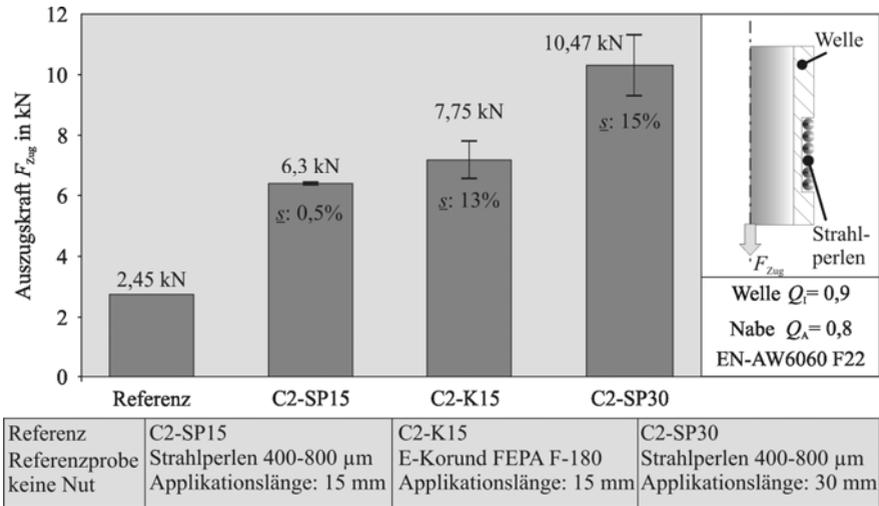
**Bild 7.7 Auszugsfestigkeit von Rohren mit zusätzlicher Klebung**

Eine überschlägige Berechnung der erwarteten Verbindungsfestigkeit kann mithilfe der Schubspannung durchgeführt werden, obwohl dies streng genommen keine Festigkeitsberechnung im wissenschaftlichen Sinn ermöglicht [Hab06]. Begründet ist dies in dem physikalischen Effekt, dass bei einschnittigen überlappenden Klebverbindungen nicht die Bruchzugscherspannung  $\tau_B$ , sondern der örtliche Spannungszustand maßgebend ist. Bei Überlappverbindungen müssen somit unter Umständen zusätzlich auftretende Spannungen berücksichtigt werden [Hah75]. Im günstigsten Fall liegt reine Schubspannung vor, und Abminderungsfaktoren aufgrund der Größe der Klebfläche, Klebschichtdicke, Rautiefe u.a. müssen nicht berücksichtigt werden. Durch den Ein-

stanz von KIK zeigte sich, dass hierbei die höchsten Auszugsfestigkeiten bei den gegebenen (Bild 7.7) Fließgrenzen- und Querschnittsverhältnissen erzielt werden konnten.

### 7.3 Ergebnisse zum Einsatz von Hartstoffpartikeln in der Passfuge

Um einerseits einen festigkeitssteigernden Effekt zu verdeutlichen und andererseits eine Durchdringung der Oberfläche beider Fügepartner zu ermöglichen, wurden beide Fügepartner aus EN-AW6060 F22 gefertigt. Die höchste Auszugsfestigkeit konnte bei der Verwendung der Strahlperlen und einer Nutbreite von 30 mm (C2-SP30) festgestellt werden. Bei einem Vergleich der Strahlperlen (C2-SP15) mit den Korundpartikeln (C2-K15) und einer Nutbreite von 15 mm wurden höhere Auszugskräfte bei den Korundpartikeln ermittelt, wie Bild 7.8 zeigt.

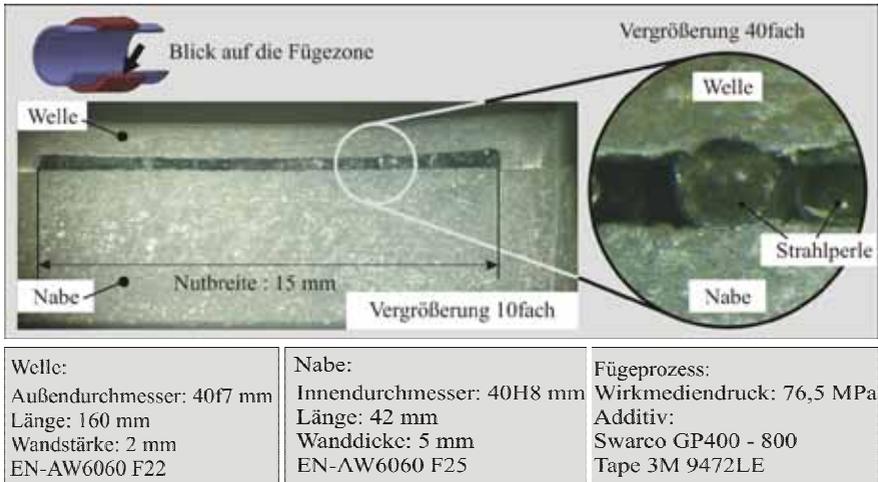


**Bild 7.8 Einfluss der Partikelart und Anordnung auf die Auszugsfestigkeit**

Der Unterschied bei der Ermittlung der Auszugsfestigkeit zwischen den beiden Partikelarten liegt einerseits in der deutlich höheren Härte der Korundartikel sowie in deren geometrischer Form. Die Strahlperlen sind kugelförmig und penetrieren infolgedessen gleichmäßig die Oberfläche, wie Bild 7.9 zeigt. Die Korundpartikel sind scharfkantig und können so stellenweise tiefer in die Oberflächen eindringen.

Durch die Verwendung der Strahlmittel kann nicht von der Erhöhung der Reibung im eigentlichen Sinne der Haftreibung gesprochen werden. Vielmehr wird hier die Möglichkeit geschaffen, durch den Fügeprozess einen Mikroformschluss, wie Bild 7.9 (rechts) zeigt, mithilfe von Additiven zu begünstigen. Dies führt zu einer Vergrößerung der Kontaktfläche einerseits und zu einem erhöhten „Verhaken“ der Oberflächen. Nachteilig muss bei einem derartigen Einsatz von Strahlperlen der erhöhte Aufwand an Fügestellenvorbereitung und somit eine verlängerte und störan-

fälliger Prozesskette genannt werden. Ferner besteht die Möglichkeit, dass in den Zwischenräumen der Partikel Korrosionsnester ausgebildet werden können.



**Bild 7.9 Partikelverstärkte Fügezone**

#### 7.4 Zusammenfassung

Bei den hier beschriebenen Versuchen zum Fügen durch Innenhochdruckumformung konnte gezeigt werden, dass die vorgeschlagene Prozesskette, bestehend aus der Fügstellenvorbereitung, dem Innenhochdruckfügen und der Prüfung auf axiale Lastübertragung, im Ergebnis geringe Streuungen verursacht. Eine qualitative Übereinstimmung der experimentellen Untersuchungen mit den berechneten Werten konnte am Beispiel von Welle-Nabe-Verbindungen aus dem Werkstoff EN-AW6060 nachgewiesen werden. Weiterhin konnte festgestellt werden, dass der „Tonneneffekt“ den benötigten Wirkmediendruck minimiert, aber keinen signifikanten Einfluss auf die Auszugsfestigkeit besitzt. Die Lastübertragung der Fügestelle kann durch die Zugabe von Additiven in die Passfuge gesteigert werden. Dazu wurden sowohl ein Strukturklebstoff als auch Hartstoffpartikel aus Korund sowie Strahlperlen verwendet. Die höchsten Auszugsfestigkeiten bei quasistatischer Lastaufbringung konnten bei den Fügeverbindungen nachgewiesen werden, die zusätzlich mit einem Strukturklebstoff gefertigt worden sind.

## 8 Zusammenfassung und Ausblick

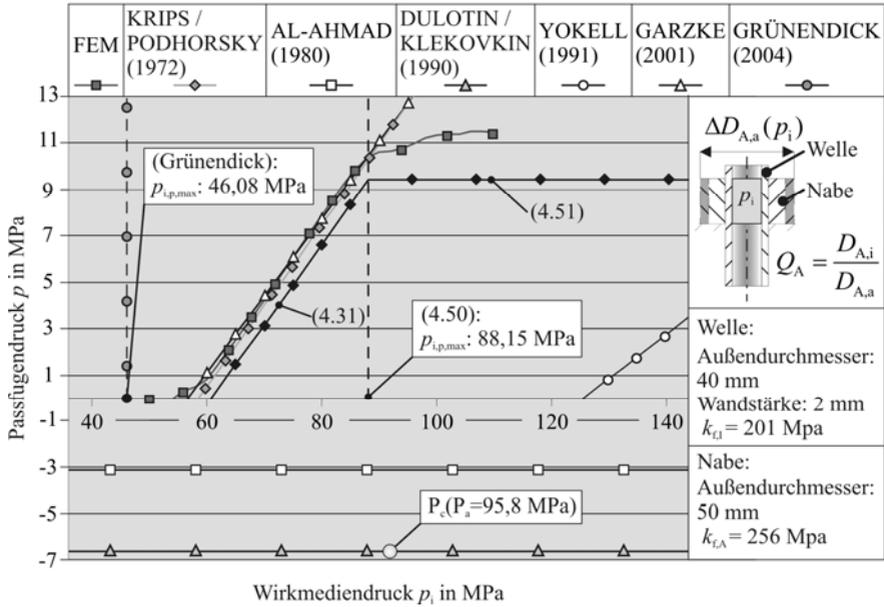
Für die Erzeugung von Fügstellen aus dem Leichtbauwerkstoff Aluminium konnten Berechnungsvorschläge abgeleitet werden, die es erlauben, die Verspannung der Bauteile zu berechnen. Das Maß dieser Verspannung ist der Passfugendruck  $p$ , der mithilfe analytischer Gleichungen und mithilfe der FEM berechnet worden ist. Die Berechnung des Passfugendruckes  $p$  erfolgt dabei auf Basis der linearen Elastizitätstheorie und berücksichtigt werkstoffliche und geometrische Charakteristiken der Fügepartner. Zusätzlich hängt der Passfugendruck von der Fügeprozessgröße, dem Wirkmediendruck  $p_i$ , ab.

Für die Fügeprozessauslegung wurden charakteristische Wirkmediendrucke berechnet, die es erlauben, bei der Beschaffung geeigneter Betriebsmittel das Leistungsspektrum für die notwendige Druckerzeugung zu bestimmen. Ein minimaler Wirkmediendruck  $p_{i,\min}$  wurde bestimmt, um bei zweistufigen Druckerzeugern die Druckobergrenze der Niederdruckstufe, die beispielsweise zur Vorfüllung von Bauteilen vor dem Fügen eingesetzt werden kann, zu bestimmen. Wird dieser Wirkmediendruck über einen bestimmten Wert hinaus gesteigert – im Rahmen dieser Arbeit erfolgt die Herleitung dieses Wertes  $p_{i,p,\min}$  – so beginnt die Ausbildung einer Verspannung zwischen den Bauteilen. Eine signifikante Steigerung des Passfugendruckes über einen Wirkmediendruck  $p_{i,p,\max}$  hinaus, der zu einer beginnenden plastischen Umformung der Nabe führt, konnte nicht festgestellt werden. Eine Obergrenze bei der Beschaffung entsprechender Betriebsmittel stellt der Wert  $p_{i,\max}$  dar. Wird dieser Wirkmediendruck erreicht, so ergibt sich eine vollplastische Umformung beider Fügepartner. Die Fügstellenerzeugung mit einem Wirkmediendruck  $p_{i,\max}$  erscheint hier nur für den extremen Leichtbau sinnvoll, bei dem dünnwandige Bauteile gefügt werden, die Forderungen nach maximaler Werkstoffausnutzung besteht und deshalb spezielle Dichtsysteme eingesetzt werden können.

Um die Güte der analytischen Berechnungen zu bestimmen, wurden FE-Berechnungen durchgeführt. Diese basierten auf einem axialsymmetrischen Modell unter Berücksichtigung des realen Werkstoffverhaltens, welches durch entsprechende Werkstoffprüfung ermittelt worden ist. Im Ergebnis konnten gute Übereinstimmungen zwischen der analytischen und der FE-Berechnung festgehalten werden.

Unter der Berücksichtigung einer geringen Losgröße, die Stückzahl sollte im Bereich zwischen 1 und 100 liegen, wurde auf ein einfaches Design der Fügwerkzeuge zurückgegriffen. Der Vorteil liegt hierbei in den geringen Kosten für die Abdichtung des Druckraumes unterhalb der Nabe, der zur Aufweitung der Fügepartner führt. Nachteilig ist jedoch, dass die eingesetzten Dichtungen einerseits eine stark begrenzte Lebensdauer haben und andererseits unterhalb der Nabenkante positioniert werden müssen. Die Forderung nach einem Verzicht der spanenden Bearbeitung der Welle verstärkt zusätzlich die Problematik einer verminderten Dichtwirkung. Als Kompensationsstrategie musste bei der Anordnung der Fügepartner auf eine negative Drucküberstandslänge zurückgegriffen werden. Dies hatte zur Folge, dass der „Tonneneffekt“ stärker hervortrat, jedoch konnte bei den durchgeführten Untersuchungen kein starker Einfluss auf die Auszugsfes-

tigkeit ermittelt werden. Bild 8.1 zeigt einen Vergleich zwischen unterschiedlichen Berechnungsmethoden zur Prozessführung beim Innenhochdruckfügen mit dem Ergebnis der FE-Berechnung, die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführt worden ist.



**Bild 8.1 Vergleich der erzielten Berechnungsergebnisse mit anderen Autoren**

Eine interessante Möglichkeit, um die quasistatische Belastbarkeit der Fügestelle zu erhöhen, bietet die Zugabe von Additiven in die Passfuge. Insbesondere die Applikation von Klebstoffen bei quasistatischer Belastung erlaubt eine starke Erhöhung der übertragbaren Lasten.

Zukünftige Arbeiten können auf der Dichtstrategie sowie der Klebstoffapplikation aufbauen. Für die Umsetzung einer geeigneten Dichtstrategie muss eine Weiterentwicklung entsprechender Dichtungen erfolgen, die den Einsatz von hohen Wirkmediendrücken zulassen. Durch die bisherige Anordnung von Dichtungen und Fügepartnern kommt es zu einem unerwünschten „Tonnen effekt“, der ein starkes Kantendrücken verursacht. Hierbei drücken die Nabenkanten auf die Welle und generieren so eine Vorbelastung in diesem Bereich. Insbesondere bei Biegebelastungen und bei zyklischer Beanspruchung kann sich dies negativ auf die Qualität des Fügeverbundes auswirken. Für einen quasistatischen Lastfall kann der zusätzliche Einsatz von Strukturklebstoffen eine interessante Alternative darstellen. Direkt nach dem Innenhochdruckfügen kann bereits Handhabungsfestigkeit des derart erzeugten Verbundes erzielt werden. Im Falle des hier

verwendeten Strukturklebstoffes konnten nach abgeschlossener Aushärtung hohe Lastübertragungen ermittelt werden.

Ein hohes Potenzial für das gesenkefreie Innenhochdruckfügen kann in der Umsetzung des Werkstoffleichtbaus für die Fertigung von Tragwerken gesehen werden. Zur Strategie des Werkstoffleichtbaus zählt neben der Verwendung von metallischen Legierungen geringer Dichte auch der Einsatz höherfester Werkstoffe bei gleichzeitig minimiertem Bauteilvolumen, sodass die Festigkeitseigenschaften des Bauteils durch eine Erhöhung der spezifischen Festigkeit bei gleichzeitiger Verringerung der Bauteilmasse erzielt werden [Scho07a]. Ein innovativer Fertigungsprozess für die Herstellung von Halbzeugen, die für den Bau von leichten Tragwerkstrukturen eingesetzt werden können, ist beispielsweise das Verbundstrangpressen von Profilen [Wag79]. Neue Verfahrens- und Prozessentwicklungen ermöglichen es, mithilfe dieses Fertigungsverfahrens in situ endlose metallische oder keramische Verstärkungen während des Strangpressprozesses in die Schweißkammer des Presswerkzeuges einzuführen [Klei04]. Dadurch entsteht ein Verbundwerkstoff aus hochfesten Verstärkungselementen, die von einer Aluminiummatrix umgeben werden, sodass die spezifische Festigkeit des gefertigten Bauteils gesteigert werden kann [Scho07b]. Das Fügen solcher Halbzeuge durch thermische Verfahren bereitet aufgrund hoher Gradienten in der Schmelztemperatur zwischen den Werkstoffen starke Schwierigkeiten. Ferner ist der Einsatz mechanischer Fügeverfahren, wie beispielsweise das Nieten, problematisch, da die Lage der Verstärkungselemente stets bekannt sein muss, um eine gezielte Fügeprozessführung zu ermöglichen, die nicht eine Zerstörung des Verbundes aus Matrix und Verstärkungselement herbeiführt. Da derartige Halbzeuge zurzeit lediglich eine zulässige tangentialer Dehnung von 1% besitzen [Mar07b], hat das Innenhochdruckfügen das Potenzial entsprechende Fügestellen zu erzeugen. Für das Fügen von verstärkten und konventionellen Profilen bietet die Strukturierung der Fügezone weiteres Potenzial, die Verbindungsfestigkeit zu erhöhen. Diese Strukturierungen können durch einen vorgelagerten spanenden Fertigungsprozess erzeugt werden, der die Oberfläche in der Passfuge der Bauteile derart bearbeitet, dass hohe Rauheit und Tragflächenanteile entstehen.



## 9 Verzeichnisse

### 9.1 Literaturverzeichnis

- Ano08 *N.N.*: Reduzierung der CO<sub>2</sub>-Emissionen von PKWs – auf dem Weg zu einem integrierten Ansatz, ACEA CO<sub>2</sub> Leaflet, URL [http://www.acea.be/images/uploads/pub/CO2\\_Leaflet\\_GER.pdf](http://www.acea.be/images/uploads/pub/CO2_Leaflet_GER.pdf), Stand Juli 2007
- AIA80 *Al-Ahmad, N.*: Das Fügen rotationssymmetrischer Formelemente durch Umformen mit Impulsmagnetfeldern. Dissertation, Ingenieurhochschule Zwickau, 1980
- All98 *Allam, M.; Bazergui, A.; Chaaban, A.*: The effect of tube strain hardening level on the residual contact pressure and residual stresses of hydraulically expanded tube-to-tubesheet joint. Proceedings of the ASME Pressure Vessel and Piping Conference, Band 375, S. 447-455, 1998
- All02 *Allam, M.; Bazergui, A.*: Axial Strength of Tube-to-Tubesheet Joints: Finite Element and Experimental Evaluations. Journal of Pressure Vessel Technology, Band 124, Heft 1, S. 22-31, 2001
- Ash98 *Ashikhmin, V. N.; Gitman, M. B. ; Trusov, P. V. :* Optimal design of hydraulic cylinders subjected to autofrettage. Journal of Strength of Materials, Band 30, Heft 6, S. 600-605, 2002
- Ava06 *Avallone, E.; Baumeister, T.; Sadegh, A.; Mark, L. S.*: Marks' Standard Handbook for Mechanical Engineers. McGraw-Hill Professional, 2006
- Bar00a *Barnes, T.A.; Pashby, I. R.*: Joining techniques for aluminium spaceframes used in automobiles Part I - solid and liquid phase welding. Journal of Materials Processing Technology, Band 99, Heft 1-3, S. 62-71, 2000
- Bar00b *Barnes, T.A.; Pashby, I R.*: Joining techniques for aluminium spaceframes used in automobiles Part II – adhesive bonding and mechanical fasteners. Journal of Materials Processing Technology, Band 99, Heft 1-3, S. 62-71, 2000
- Bar08 *Baron, C.*: Prozesssimulation des Innenhochdruckfügens für die Gestaltung von Fügeverbindungen für den Strukturleichtbau. Diplomarbeit, Institut für Umformtechnik und Leichtbau in Kooperation mit der FH Dortmund, 2008.
- Bau06 *N.N.*: Fachgebiet Maschinenelemente, Universität Dortmund, URL <http://www.bauteilreinigung.de>, Stand August 2006

- Bau67 *Bauer, D.*: Ein neuartiges Meßverfahren zur Bestimmung der Kräfte, Arbeiten, Formänderungen, Formänderungsgeschwindigkeiten und Formänderungsfestigkeiten beim Aufweiten zylindrischer Werkstücke durch schnellveränderliche magnetische Felder. Dr.-Ing. Dissertation, Universität Hannover, 1967
- Bau73 *Bauer, D.*: Werkzeuge für das elektromagnetische Umformen. Kurzberichte der Hochschulgruppe Fertigungstechnik der Technischen Hochschulen und Universitäten der Bundesrepublik Deutschland, 1973
- Bee00 *Beerwald, C.; Brosius, A.; Kleiner, M.*: Determination of flow stress at very high strain rates by a combination of magnetic forming and FEM calculation. International Workshop on Friction and Flow Stress in Cutting and Forming, Paris, Frankreich, S. 175-182, 2000
- Bee99 *Beerwald, C.; Brosius, A.; Kleiner, M.*: Fügen durch impuls-magnetische Umformung. Tagungsband der 6. SFU - Sächsische Fachtagung Umformtechnik, Dresden, S. 411-423, 1999
- Bee04 *Beerwald, C.*: Grundlagen der Prozessauslegung und -gestaltung bei der elektromagnetischen Umformung, Dr.-Ing. Dissertation, Universität Dortmund, 2004
- Bei97 *Beitz, W.; Grote, K.-H.*: Dubbel Taschenbuch für den Maschinenbau. 19. Auflage, Springer Verlag, Berlin, ISBN 3-540-62467-8, 1997
- Ber01 *Bertucco, A.; Vetter, G.*: High Pressure Process Technology: Fundamentals and Applications. Elsevier, 2001, ISBN 0444504982
- Ber86 *Bernard, M.*: The paradox of pressure vessel wall thickness calculation. Physica B+C, Band 139-140, Seite 773-775, 1986
- Ber05 *Berber, J.; Kacher, H.; Langer, R.*: Physik in Formeln und Tabellen. Teubner Verlag, Wiesbaden, ISBN 3-519-33200-0, 2005
- Ber08 *Berns, H.; Theisen, W.*: Eisenwerkstoffe- Stahl und Gusseisen. Springer, 2008
- Bet93 *Betten, J.*: Kontinuumsmechanik: Elastisches und inelastisches Verhalten isotroper und anisotroper Stoffe, Springer, 1993
- Bha07 *Bhandari, V. B.*: Design of Machine Elements. Tata McGraw-Hill, 2007, ISBN 0070611416
- Bir08 *Birkert, A.*: Skript zur Vorlesung urformende und umformende Fertigungsverfahren. Hochschule Heilbronn, Stand 10.03.2008

- Bran89 *Brandes, K.*: Kraftschlüssige Welle-Nabe-Verbindungen mit hoher Tragfähigkeit durch Innenhochdruckumformen. VDI Berichte, Band 1384, VDI Verlag, Düsseldorf, 1989
- Bri08 *Brinksmeier, E.; Garbrecht, M.; Meyer, D.; Dong, J.*: Surface Hardening by strain induced martensitic transformation. Production Engineering, Band 2, Heft 2, Springer Berlin, 2008
- Bri90 *Brinksmeier E, Roth P.*: Hochdruck-Wasserstrahlen—ein neues Verfahren zur mechanischen Randzonenverfestigung. HTM 45. S.300–306, 1990
- Brü03 *Brüdgam, S.; Meschut, G.*: Mechanisches Fügen und Kleben - Schlüsseltechnologie für die Mischbauweise. Tagungsband zum 10. Paderborner Symposium Füge-technik, Paderborn, S. 1-9, ISBN 3-9805447-9-6, 2003
- Bro05 *Brosius, A.*: Verfahren zur Ermittlung dehnratenabhängiger Fließkurven mittels elektromagnetischer Rohrumformung und iterativer Finite-Element-Analysen. Dr.-Ing. Dissertation, Universität Dortmund, Shaker Verlag, ISBN 3-8322-4835-8 2005
- Bye07 *Bye, C.*: Intelligenter Leichtbau wird erst durch den Einsatz der richtigen Füge-technik möglich – Vorstellung ausgewählter Füge-techniken. Internationales EMO-Symposium „Intelligenter Leichtbau – Herausforderung für zukunftsorientierte Produktionslösungen“, EMO Hannover, 2007
- Cha06 *Chatti, S.*: Production of Profiles for Lightweight Structures. Habilitation thesis, University of Franche-Comté, Books on Demand GmbH, ISBN 3-8334-4929-2, 2006
- Dav62 *Davidson, T. E.; Barton, C. S.; Reiner, A. N. ; Kendall, D. P.*: New Approach to the Autofrettage of High-strength Cylinders. Experimental Mechanics, Band 2, Heft 2, Springer Boston, S. 33-40, 1962
- Dav63 *Dietz, P.; Garzke, M.; Grünendick, T.*: Innenhochdruck sorgt für festen Fügesitz – Leichtbau-Maschinenelemente durch plastische Verformung herstellen. Institutsmetteilung Nr.24, Institut für Maschinenwesen, TU Clausthal, 1999
- Die99 *Dietz, P.; Garzke, M.; Grünendick, T.*: Innenhochdruck sorgt für festen Fügesitz – Leichtbau-Maschinenelemente durch plastische Verformung herstellen. Institutsmetteilung Nr.24, Institut für Maschinenwesen, TU Clausthal, 1999

- DIN01a *DIN 7190-2001-02: Pressverbände - Berechnungsgrundlagen und Gestaltungsregeln.* Berlin, Beuth Verlag, 2001
- DIN01b *DIN10002-1: Zugversuch Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur.* Berlin, Beuth Verlag, 2001
- DIN03a *DIN 8593-2003-09: Fertigungsverfahren Fügen Teil 0: Allgemeines, Einordnung, Unterteilung, Begriffe.* Berlin, Beuth Verlag, 2003
- DIN03b *DIN 8592-2003-09: Fertigungsverfahren Reinigen: Einordnung, Unterteilung, Begriffe.* Berlin, Beuth Verlag, 2003
- DIN04 *DIN50125: Prüfung metallischer Werkstoffe.* Berlin, Beuth Verlag, 2004
- DIN05 *DIN 2413: Nahtlose Stahlrohre für schwellende Beanspruchung - Berechnungsgrundlage für Rohre und Rohrbögen,* Berlin, Beuth Verlag, 2005
- DIN07 *DIN EN ISO 8501-2007-12 Teil 1-4: Vorbereitung von Stahloberflächen vor dem Auftragen von Beschichtungsstoffen.* Berlin, Beuth Verlag, 2007
- Dra05 *Dragan, M.: Konstruktion und Inbetriebnahme eines Versuchsstandes für die flexible Fertigung von innenhochdruckgefühten Verbindungen.* Diplomarbeit, Institut für Umformtechnik und Leichtbau in Kooperation mit der FH Dortmund, 2005
- Doe86 *Doege, E.; Meyer-Nolkemper, H.; Saeed, I.: Fließkurvenatlas metallischer Werkstoffe.* Hanser Verlag, München, ISBN 3-446-14427-7, 1986
- Dul90 *Dulotin, V. A.; Klekovkin, V. S.: Composite calendar assembled by autofrettage.* Chemical and Petroleum Engineering, Springer New York, Band 16, Heft 12, 190. Übersetzung der russischen Veröffentlichung: *Khimicheskoe i Neftyanoe Mashinostroenie*, No. 12, pp. 33–34, December, 1990.
- Eic04 *Eichhorn, A.: Innenhochdruckfügen von Rohren mit Rohrabschnitten (IHF).* Abschlussbericht Projekt 461, Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, Düsseldorf, ISBN 3-937567-00-3, 2004
- Ere96 *Eremets, M. I.: High Pressure Experimental Methods.* Oxford University Press, 1996, ISBN 0198562691
- Fin67 *Finckenstein, E. v.: Ein Beitrag zur Hochgeschwindigkeitsumformung rohrförmiger Werkstücke durch magnetische Kräfte.* Dr.-Ing. Dissertation, Universität Hannover, 1967

- Fun01 *Funke, H.*: Systematische Entwicklung von Ultra-Leichtbaukonstruktionen in Faserverbund-Wabensandwichbauweise am Beispiel eines Kleinflugzeuges. Dissertation, Universität-Gesamthochschule Paderborn, ISBN 3-00-008670-6, 2001
- Fus92 *Fuss, H.; Kleiner, M.*: Zylindrische Verbundwerkstücke herstellen im Aufweitverfahren. Bänder Bleche Rohre, Band 2, S. 43-46, 1992
- Gar00 *Garzke, M.; Dietz, P.*: Torque Transmission Capability of Internal High Pressure Assembled Press Fits. International Design Conference - DESIGN 2000, URL [http://www2.imw.tu-clausthal.de/inhalte/forschung/publikationen/bereich\\_a/2000/pdf/2000\\_01.pdf](http://www2.imw.tu-clausthal.de/inhalte/forschung/publikationen/bereich_a/2000/pdf/2000_01.pdf), 2002
- Gar01 *Garzke, M.*: Auslegung innenhochdruckgefügter Pressverbindungen unter Drehmomentbelastung. Dissertation, TU Clausthal, VDI Verlag, Düsseldorf, ISBN 3-18-335001-7, 2001
- Gie05 *Giesecke, J.; Mosonyi, E.*: Wasserkraftanlagen - Druckstollen und Druckschächte. Springer Berlin Heidelberg, 2005
- Gre06 *Greuling, S.; Seeger, T.; Vormwald, M.*: Autofrettage innendruckbelasteter Bauteile. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik, Band 37, Heft 3, S. 233-239, 2006
- Grü04 *Grünendick, T.*: Die Berechnung innenhochdruckgefügter Pressverbindungen. Dissertation. TU Clausthal, VDI Verlag, Düsseldorf, ISBN 3-89720-795-8, 2004
- Grü04a *Grünendick, T.; Guthmann, A.*: Umformen verbindet Unrundprofilverbindungen durch Innenhochdruckfügen. Institutsmitteilung Nr.29, Institut für Maschinenwesen, TU Clausthal, S. 19-20, 2004
- Haa98 *Haase, F.*: Eigenspannungsermittlung in dünnwandigen Bauteilen und Schichtverbunden. Dissertation, Lehrstuhl für Umformtechnik, Universität Dortmund, Shaker Verlag, Aachen, ISBN 3-8265-4312-2, 1998.
- Haa99 *Haase, F.; Bruchhaus, Th.*: Kontinuierliches Rohreinwalzen - Ein Verfahren zur Herstellung zylindrischer Verbundwerkstücke auf Tiefbohrmaschinen. Bänder Bleche Rohre, Band 40, Heft 4, S.43-48, 1999
- Hab06 *Habenicht, G.*: Kleben — erfolgreich und fehlerfrei. Springer Verlag, Berlin, 2006

- Hah75 *Hahn, O.*: Festigkeitsverhalten und ingenieurmäßige Berechnung von einschneidig überlappten Metallverbindungen. Habilitationsschrift, RWTH Aachen, 1975
- Hah96 *Hahn, O.; Klemens, U.*: Fügen durch Umformen, Nieten und Durchsetzfügen – Innovative Verbindungsverfahren für die Praxis. Dokumentation 707 der Studiengesellschaft Stahlanwendung e.V., Verlag und Vertriebsgesellschaft, Düsseldorf, ISBN 3-930621-56-8, 1996
- Hah00 *Hahn, O.; Meschut, G.; Koyro, M.*: Eigenschaften von wärmearm gefügten Al-Rahmentragwerken mit IHU-Knotenelementen. Endeigenschaftennahe Formgebung – Fertigung und Bauteilprüfung, Shaker Verlag, Aachen, S. 225-241, ISBN 3-8265-7332-3, 2000
- Hah02 *Hahn, O.; Bangel, M.*: Clinchen von Stahl und Aluminium in Hybridbauweise. UTF-Science, Heft 3/2002, S. 21-24, Meisenbach Verlag, Bamberg, 2002
- Hag03 *Hagedorn, M.; Weinert, K.*: Lightweight composite camshafts – Joining by Expanding with rolling tools. Advances in Materials and Processing Technologies, S. 1089-1092, 2003
- Hag04 *Hagedorn, M.; Weinert, K.*: Manufacturing of composite workpieces with rolling tools. Journal of Material Processing Technology, Band 153-154, S. 323-329, 2004
- Hag05 *Hagedorn, M.*: Herstellung von Verbundbauteilen durch Einwalzen - Verfahrensentwicklung und experimentelle Grundlagen. Dr.-Ing. Dissertation, Universität Dortmund, Vulkan Verlag, Essen, ISBN 3-8027-8730-7, 2005
- Hei08 *Heidrich, W.*: Der Leichtbauwerkstoff Aluminium. Seminar "Fügen von Aluminiumprofilen und -blechen", Gesamtverband der Aluminiumindustrie e.V., 2008
- Hen58 *Hentschel, G.*: Grundlage der Bemessung lösbarer Schrumpfvverbände. Konstruktion, Band 8, Heft 4, S. 136-142, 1956.
- Hol06 *Holzmann, G.; Meyer, H.; Schumpich, G.*: Technische Mechanik 3. Teubner Verlag, Wiesbaden, ISBN 3-519-36522-7, 2006
- Hom04 *Homberg, W.; Marré, M.; Kleiner, M.*: Umformtechnisches Fügen leichter Tragwerkstrukturen. Aluminium, International Journal for Industrie, Research and Application, Band 80, Heft 12, S. 1396-1400, 2004

- Hom06 *Homberg, W.; Marré, M.; Beerwald, C.; Kleiner, M.*: Joining by forming of lightweight frame structures. Advanced Materials Research: Flexible Manufacture of Lightweight Frame Structures, Band 10, S. 89-100, 2006
- Höl98 *Hölzl, R.*: Beanspruchungssimulation an hydraulisch gefügten Rohr-Rohrplattenverbindungen, Fortschrittbericht VDI, Reihe 20, Nr. 277, VDI-Verlag, Düsseldorf, ISBN 3-18-327720-4, 1998
- Iss04 *Issler, L.; Ruoff, H.; Häfele, P.*: Festigkeitslehre – Grundlagen, Springer Verlag, Berlin, ISBN 3-540-40705-7, 2004
- Jan29 *Jantscha, R.*: Über das Einwalzen und Einpressen von Kessel- und Überhitzerrohren bei Verwendung verschiedener Werkstoffe. Dissertation, TH Darmstadt, 1929
- Kam02 *Kammer, C.*: Aluminium Taschenbuch Band 1. 16. Auflage, Aluminium Verlag, Düsseldorf, ISBN 978-3-87017-274-9, 2002
- Ken00 *Kendall, D.P.*: A Short History of High Pressure Technology. International Journal of Pressure Vessel Technology Band 122, Heft 3, S. 229 -234, 2000
- Kim05 *Kim, H. S.; Lee, D. G.*: Optimal design of the press fit joint for a hybrid aluminum/composite drive shaft. Composite Structures, Band 70, Heft 1, S. 33-47, 2005
- Kla02 *Klapp, E.*: Apparate- und Anlagentechnik: Planung, Berechnung, Bau und Betrieb Stoff- und energiewandelnder Systeme auf konstruktiver Grundlage. Springer, 2002, ISBN 354043867X
- Kle06 *Kleppmann, W.*: Taschenbuch Versuchsplanung – Produkte und Prozesse optimieren. Carl Hanser Verlag, München, ISBN 3-446-40617-4, 2006
- Klei01 *Kleiner, M.; Weinert, K.; Hagedorn, M.; Krux, R.*: FEM-Analyse der Fügeverbindung beim Rohreinwalzen. UTF-Science, Heft 3/2001, S. 13-16, 2001
- Klei03 *Kleiner, M.; Geiger, M.; Klaus, A.*: Manufacturing of Lightweight Components by Metal Forming. CIRP Annals – Manufacturing Technology, Band 53, Heft 2, S. 521-542, 2003
- Klei03a *Kleiner, M.*: Mit Leichtigkeit zum Ziel - Innovative Produktionstechnik. Vortrag zur Hans-Uhde Preisverleihung 2003 am 18.03.03

- Klei04 *Kleiner, M.; Klaus, A.*: Forschung für die flexible Produktion leichter Rahmenstrukturen. Aluminium, International Journal for Industry, Research and Application, S. 1364-1366, Band 80, Heft 12, 2004
- Klei07 *Kleiner, M.; Baier, H.; Fleischer, J.; Löhe, D.; Weinert, K.; Zäh, M.; Schikorra, M.*: Integration von Umformen, Trennen und Fügen für die flexible Fertigung von leichten Tragwerkstrukturen. Fortschrittbericht VDI, Reihe 2, Nr. 661, VDI Verlag, Düsseldorf, ISBN 978-3-18-366102-2, 2007
- Klo03 *Kloke, U.*: Auslegung von Bauteilreinigungsanlagen mit Hilfe eines Fachinformationssystems. Maschinenelemente-Verlag, Dortmund, ISBN 3-937651-02-0, 2003
- Klo06 *Klocke, F.; König, W.*: Fertigungsverfahren 4 – Umformen. Springer Verlag Berlin Heidelberg, ISBN 978-3-540-39533-1, 2006
- Kre06 *Kremer, M.*: Ein flexibles Multitalent, das 120 °C aushält. Pressemitteilung Fa. 3M, Juni 2006
- Kri84 *Krips, H.; Podhorsky, M.*: Vorrichtung zum druckdichten Befestigen von Rohren in Rohrböden. Offenlegungsschrift DE 34 23 961 A1, 1984
- Kri85 *Krips, H.; Podhorsky, M.*: Vorrichtung zum hydraulischen Aufweiten von Rohrabschnitten. Offenlegungsschrift DE 35 32 499 C1, 1985
- Köh05 *Köhler, M.*: Beitrag zur Bestimmung des Coulomb'schen Haftreibungskoeffizienten zwischen zwei metallischen Festkörpern. Dr.-Ing. Dissertation, Universität Dortmund, Cuvillier Verlag, Göttingen, ISBN 3-86537-617-7, 2005
- Köt93 *Köttgen, V. B.; Schön, M.; Seeger, T.*: Application of a Multiaxial Load-Notch Strain Approximation Procedure to Autofretting of Pressurized. Advances in Multiaxial Fatigue, ASTM STP 1191, D. L. McDowell and R. Ellis, Eds., American Society for Testing and Materials, Philadelphia, S.375-396, 1993,
- Kop99 *Kopp, R.; Wiegels, H.*: Einführung in die Umformtechnik. Verlag der Augustinus Buchhandlung, Aachen, ISBN 3-86073-665-5, 1999
- Kol84 *Kollmann, F.*: Welle-Nabe-Verbindungen, Gestaltung, Auslegung, Auswahl. Springer Verlag, Berlin, ISBN 3-540-12215-X, 1984
- Läp06 *Läpple, V.*: Einführung in die Festigkeitslehre. Vieweg Verlag, Wiesbaden, ISBN 3-528-03205-7, 2006

- Lee04 *Lee, D. G.; Kim, H. S.; Kim, J. W.; Kim, J. K.*: Design and manufacture of an automotive hybrid aluminium/composite drive shaft. Composite Structures, Band 63, Heft 1, S.87-99, 2004
- Maj04 *Majzooobia, G.H.; Farrahb, G.H.; Pipelzadehc, M.K.; Akbari*: Experimental and finite element prediction of bursting pressure in compound cylinders. International Journal of Pressure Vessels and Piping, Band 81, Heft 12, S.889–896, 2004
- Man04 *Mang, H.; Hofstetter, G.*: Festigkeitslehre. 2. Auflage, Springer Verlag, Wien, New York, ISBN 3-211-21208-6, 2004
- Mar07 *Marré, M.; Homberg, W.; Brosius, A.; Kleiner, M.*: Umformtechnisches Fügen. Fortschrittbericht VDI, Reihe 2, Nr. 661, VDI-Verlag, Düsseldorf, S. 215-245, ISBN 978-3-18-366102-2, 2007
- Mar07b *Marré, M.; Barreiro, P.; Schomäcker, M.; Brosius, A.; Schulze, V.; Tekkaya, A. E.; Löhle, D.*: Characteristics of composite extruded tubes for joining by electromagnetic compression. 2nd International conference on new forming technology, Bremen, Germany, S. 461-470, ISBN 978-3-933762-22-1, 2007
- Mar08 *Marré, M.; Brosius, A.; Tekkaya, A.E.*: New aspects of Joining by Compression and Expansion of Tubular Workpieces. International Journal of Material Forming, Springer Verlag, Paris, ISSN 1960-6206 (Print) / 1960-6214 (Online), 2008
- Mer03 *Merah, N.; Al-Zayer,A.; Shuaib, A.; Arif, A.*: Finite element evaluation of clearance effect on tube-to-tubesheet joint strength. International Journal of Pressure Vessels and Piping, Band 80, Heft 12, S. 879-885, 2003
- Mes04 *Meschud, G.; Hahn, O.*: Skriptum zur Vorlesung Klebtechnische Fertigungsverfahren. Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik, Universität Paderborn, 2004
- Mey08 *N.N.*: Meyers Lexikon Online, URL <http://lexikon.meyers.de>, 2008
- Mis13 *Mises, R. v.*: Mechanik der festen Körper im plastisch deformablen Zustand. Nachr. Königliche Gesellschaft der Wissenschaften, Göttingen, Math-phys. Kl. S. 582-592, 1913
- Mos04 *Moss, D. R.*: Pressure Vessel Design Manual Third Edition, Gulf Professional, Amsterdam, ISBN 0-7506-7740-6, 2004

- Mül02 *Müller, G.; Groth, C.: FEM für Praktiker – Band 1: Grundlagen. 7. Auflage, Expert Verlag, Renningen, ISBN 3-8169-2685-1, 2002*
- NN85 *N.N.: ASM Metals Handbook. 9th Edition, 1985*
- NN88 *N.N.: Standards of the Tubular Exchange Manufacturers Association. 7th Edition, The Tubular Exchange Manufacturers Association (TEMA), Tarrytown, New York, 1988.*
- NN00 *N.N.: Produkt-Information 3M Scotch-Weld 490: Zweikomponenten-Konstruktionsklebstoff auf Epoxidharzbasis für das EPX-System. Produktdatenblatt Fa. 3M, 2000*
- NN01 *N., N.: Die gebaute Nockenwelle - Eine innovative Systemlösung aus dem Daimler-Chrysler Werk Hamburg. Firmenprospekt, Hamburg, 2001*
- NN05 *N. N.: DVS/EFB 3450 – Technische Regel: Hybridfügen - Clinchkleben - Stanznietkleben - Überblick, Beuth Verlag, Berlin, 2005*
- Pal98 *Paland, E.-G.: Technisches Taschenbuch. (Hrsg.): INA Wälzlager Schaeffler oHG, Universitätsdruckerei H. Stürtz AG, 1998*
- Pod76 *Podhorsky, M.; Krips, H.: Hydraulisches Aufweiten - Ein neues Verfahren zur Befestigung von Rohren. VGB Kraftwerkstechnik, Band 56, Heft 7, S. 456-463, 1976*
- Pod79 *Podhorsky, M.; Krips, H.: Hydraulisches Aufweiten von Rohren. VGB Kraftwerkstechnik, Band 59, Heft 1, S. 81-97, 1979*
- Pöh06 *Pöhlandt, K.; Lange, K.; Zucko, M.: Effects of Anisotropy in Drawing and Extrusion Processes of Bulk Metal Forming. Steel research international, Band 700, Heft 1, Verlag Stahleisen, 2006*
- Prz07 *Przybylski, W.; Wojciechowski, J.; Marré, M.; Kleiner, M.: Influence of Design Characteristics and Manufacturing Process Parameters on the Strength of Tubular Aluminium Joints Produced by Hydroforming. Archives of Mechanical Technology and Automation, Band 27, Heft 1, S. 152-167, Polish Academy of Science, ISSN 1233-9709, 2007*
- Rei99 *Reiche, A.: Innovative Kaltfügeverfahren im Schienenfahrzeugbau. Swissbonding Tagungsband, Rapperswil, Schweiz, S. 211-224, 1999*

- Ric08 *Richard, H. A.:* Technische Mechanik – Statik. Vieweg Verlag, Wiesbaden, ISBN-13 978-3834803238, 2008
- Scho07a *Schomäcker, M.; Schikorra, M.; Kleiner, M.:* Verbundstrangpressen. Fortschrittbericht VDI, Reihe 2, Nr. 661, VDI-Verlag, Düsseldorf, S.39-68, ISBN 9783183661022, 2007
- Scho07b *Schomäcker, M.:* Verbundstrangpressen von Aluminiumprofilen mit endlosen metallischen Verstärkungselementen. Dissertation, Universität Dortmund, Shaker Verlag, Aachen, Reihe Dortmunder Umformtechnik, ISBN 3-8322-6039-0, 2007
- Schu98 *N.N.:* Handbuch der Umformtechnik. (Hrsg.): Schuler GmbH, Springer Verlag, Berlin, ISBN 3-540-61099-5, 1998
- Slu04 *Sluzalec, A.:* Theory of Metal Forming Plasticity – Classical and Advanced Topics. Springer Verlag, Berlin, ISBN 3-540-40648-4, 2004
- Son04 *Song, F. M.; Zhang, X.; Wang, Z. R.; Yu, L. Z.:* A study on tube electromagnetic forming. Journal of Materials Processing Technology, Band 151, Heft 1-3 S. 372-375, 2004
- Swe02 *Sweeney, K.:* Electromagnetic Joining of Al Structures. Recent Developments in Metal Forming Technology ECR/NSM, Ohio, USA, 2002
- Sza75 *Szabó, I.:* Einführung in die Technische Mechanik. Springer Verlag, Berlin, ISBN 3-540-44248-0, 1975
- Sza85 *Szabó, I.:* Höhere Technische Mechanik. Springer Verlag, Berlin, ISBN 3-540-67653-8, 1985
- Tek00 *Tekkaya, A. E.:* State-of-the-art of simulation of sheet metal forming. Journal of Materials Processing Technology, Band 103, Heft 1, S. 14-22, 2000
- Tek08 *Tekkaya, A. E.; Chatti, S.:* Skript zur Vorlesung Umformtechnik 1. Technische Universität Dortmund, 2008
- Tib07 *Tibari, K.:* Grundlagen des fluidbasierten Fügens hohlförmiger Rahmenstrukturen bei simultaner Formgebung. Berichte aus der Produktionstechnik, Band 70, Shaker Verlag, Aachen, ISBN 3-8322-6395-0, 2007
- Tre86 *Tresca, H.:* Mémoire sur l'écoulements des Corps Solides Soumis des Fortes Pressions. Paris: C. R. Acad. Sci., Band 59, Seite 754-758, 1864

- You01 *Young, W. C.; Budynas, R. G.; Roark, R. J.*: Roark's Formulas for Stress and Strain – Seventh Edition, McGraw-Hill, New York, USA, ISBN 0-07-072542-X, 2001
- VDI01 *N.N.*: VDI 2230 - Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen. Beuth Verlag, Berlin, 2001
- Wag79 *Wagner, A.; Hodel, U.*: Aluminium-/Stahl-Verbundprofile mit metallischer Bindung zwischen Stahl und Aluminium. Metallwissenschaft und Technik, Band 33, Heft 2, S. 147-151, 1979
- Web07 *Weber, R.*: Webers Taschenlexikon "Aluminium". (Hrsg.): Gesamtverband der Aluminiumindustrie e.V., Aluminium Verlag, Düsseldorf, 2007
- Wei01 *Weinert, K.; Hagedorn, M.*: Herstellung nichtzylindrischer Verbundwerkstücke, wt Werkstattstechnik, Band 91, Heft 6, S. 362-366, 2001
- Wei63 *Weimar, G.*: Hochgeschwindigkeitsbearbeitung III - Umformung von Blechen und Rohren durch magnetische Kräfte. Werkstatt und Betrieb, Band 96, Heft 12, S. 893 – 900, 1963
- Woj04 *Wojciechowski, J.; Klaus, A.; Hagedorn, M.; Przybylski, W.; Kleiner, M.*: Flexibles Fügen leichter Tragwerkstrukturen durch Einwalzen. UTF-Science, Heft 1/2004, Meisenbach Verlag, Bamberg, 2004
- Wull04 *Wullstein, M.*: Auswahl und optimale Auslegung industrieller Bauteilreinigungsanlagen. Maschinenelemente-Verlag, Dortmund, ISBN 3-937651-03-9, 2004
- www1 *N.N.*: Internetseite der Firma Sonotop. URL <http://www.sonotop.de>, Stand 01.03.2008
- www2 *N.N.*: Reinigung von Rohrenden aus Edelstahl oder Stahl mit Einwegtuch: fettfrei, ölfrei, flusenfrei. Internetseite der Firma DWT GmbH, URL <http://www.dwt-gmbh.de/de/edelstahl-rohre-reinigung.html>, Stand 20.03.08
- www3 *N.N.*: Internetseite der Firma Mausitalia. URL <http://www.mausitalia.it>, Stand 25.03.2008
- www4 *N.N.*: Neu bei Mubea: Gebaute Nockenwellen und Zwischenwellen. Muhr und Bender KG, URL [http://www.mubea.com/deutsch/download/NW\\_dt.pdf](http://www.mubea.com/deutsch/download/NW_dt.pdf) , Stand 2008

- www5 *N.N.*: Hybridfügen – eine Kombination unterschiedlicher Fügetechniken. aluMatter, URL <http://aluminium.matter.org.uk/content/html/ger/default.asp?catid=193>, Stand 2008
- Wil64 *Wilson, W.*: High velocity forming of metals. ASTME Manufacturing Data Series, 1964
- Win73 *Winkler, R.*: Hochgeschwindigkeitsbearbeitung. VEB Verlag Technik, Berlin, 1973
- Yok90 *Yokell, S.*: A working guide to shell-and-tube heat exchangers. McGraw-Hill, New York, USA, ISBN 0-07-072281-1, 1990
- Yok91 *Yokell, S.*: Expanded, and welded-and-expanded tube-to-tubesheet joints. TEMA Technical Committee Meeting, San Francisco, USA, 1991
- Zäh04 *Zäh, M.F.; Trautmann, A.*: Vergleich des hybriden, bifokalen Laserschutzgas-schweißens mit Laser-MIG-Hybridverfahren. Aluminium - International Journal for Industry, Research and Application, Band 80, Heft 12, S. 1387-1392, 2004
- Zhu86 *Zhuravlev, G. A.; Ageev, A. I.; Zaguskina, L. D.*: The influence of autofrettage on the structure of gears. Metal Science and Heat Treatment, Band 28, Heft 4, S. 297-301, 1986

## 9.2 Abbildungsverzeichnis

Bild 1.1	Audi Space Frame mit Fügestelle in Welle-Nabe-Anordnung [aus Klei03a].....	2
Bild 1.2	Verbindungselemente in Welle-Nabe-Anordnung .....	2
Bild 2.1	Genormte Fügeverfahren in Abhängigkeit von der Halbzeugart und in Anlehnung an die DIN 8593.....	5
Bild 2.2	Spannungen in einem dickwandigen Rohr beim Autofrettieren [nach Ber01] .....	8
Bild 2.3	Prinzipielle Darstellung des Prozessablaufes beim Fügen durch Weiten (Darstellung ohne Werkzeuge) [Jan29].....	10
Bild 2.4	Verfahrensvarianten der EMU [Bee00].....	11
Bild 2.5	Anordnung von Spule und Werkstück [Bee99b].....	11
Bild 2.6	Beispiele zum Umformen durch elektromagnetische Expansion [Son04].....	13
Bild 2.7	Beispiele zum Fügen durch elektromagnetische Expansion [Swe02].....	14
Bild 2.8	Bauteile und Anlage zum Fügen durch Einwalzen .....	15
Bild 2.9	Prozessprinzip des Fügens durch kontinuierliches Einwalzen [Haa99].....	15
Bild 2.10	Verfahrensprinzip des gesenkfreien Innenhochdruckfügens [Gar01] .....	19
Bild 2.11	Dichtsystem eines Fügewerkzeuges zum Fügen mit Innenhochdruck [NN01] ....	22
Bild 2.12	Qualitative Darstellung des Passfugendruckes in Abhängigkeit von Durchmesser Verhältnis und Wirkmediendruck nach (2.6).....	23
Bild 2.13	Linienförmiges Fügen im Schienenfahrzeugbau [Rei99].....	28
Bild 2.14	Verfahrensprinzip des orthogonalen Fügens in einem IHU-Werkzeug [Tib07] ...	31
Bild 2.15	Spannungsverteilung an einem dickwandigen Zylinder unter Innen- bzw. Außendruck .....	34
Bild 2.16	Vergleich der Fließortkurven nach TRESCA (SH) und von MISES (GEH).....	38
Bild 2.17	Berechnung von Prozesskenngrößen am Beispiel einer Fügeverbindung aus dem Werkstoff Aluminium EN-AW6060 .....	43
Bild 4.1	Geometrische Randbedingungen im Rahmen der Untersuchungen zum Innenhochdruckfügen .....	47
Bild 4.2	Spannungs-Dehnungs-Diagramm mit Verformung von Welle und Nabe unter Innendruck .....	49
Bild 4.3	Spannungsverteilung in einem dünn- und dickwandigen Rohr [Mos04].....	52
Bild 4.4	Einfluss der Rauheit auf die Höhe des berechneten Passfugendruckes.....	55

Bild 4.5	Einfluss von Wirkmediendruck und Durchmesser Verhältnis der Nabe auf den Passfugendruck .....	56
Bild 4.6	Vergleich der Berechnung des Passfugendruckes nach GARZKE und (4.31) .....	58
Bild 4.7	Maximal erforderlicher Wirkmediendruckes $p_{i,max}$ .....	62
Bild 4.8	Grafische Ermittlung des Wirkmediendruckes $p_{i,max}$ .....	63
Bild 4.9	Ermittlung des Wirkmediendruckes $p_{i,p,min}$ ab dem eine Fügeverbindung realisiert werden kann .....	66
Bild 4.10	Bezogene Darstellung des Wirkmediendruckes $p_{i,p,max}$ in Abhängigkeit von geometrischen Randbedingungen und dem gewählten Werkstoff .....	68
Bild 4.11	Prozessfenster zum Innenhochdruckfügen dünnwandiger Wellen mit dickwandigen Naben .....	70
Bild 4.12	Erweitertes Prozessfenster zum Fügen durch Innenhochdruckumformung .....	72
Bild 4.13	Prozessdiagramm zum Fügen von Welle-Nabe-Verbindungen durch Innenhochdruckfügen .....	73
Bild 4.14	Veränderung des Arbeitspunktes durch Variation von Werkstoff und Geometrie der Nabe .....	74
Bild 5.1	FE-Modell zur Berechnung des Passfugendruckes .....	77
Bild 5.2	Axialer Verlauf des Passfugendruckes und der Hauptspannungen am Innendurchmesser der Nabe und Außendurchmesser der Welle .....	79
Bild 5.3	Passfugendruck $p$ in Abhängigkeit der Nabengeometrie und des Wirkmediendruckes während des Fügeprozesses .....	81
Bild 5.4	Passfugendruck $p$ und maximaler Wirkmediendruck $p_{i,p,max}$ in Abhängigkeit des Wirkmediendruckes; Vergleich FEM- und analytische Berechnung .....	83
Bild 5.5	Maximaler Wirkmediendruck $p_{i,p,max}$ in Abhängigkeit des Wirkmediendruckes Vergleich FEM und analytische Berechnung für kleinere Werte von $Q_k$ .....	84
Bild 5.6	Maximaler Wirkmediendruck $p_{i,p,max}$ in Abhängigkeit des Wirkmediendruckes-Vergleich von Ergebnissen der FE-Berechnung mit der analytischen Herleitung aus (4.31) und (4.50) .....	85
Bild 5.7	Passfugendruck $p$ bei maximalem Wirkmediendruck $p_{i,p,max}$ für unterschiedliche Durchmesser Verhältnisse der Nabe $Q_A$ .....	86
Bild 6.1	Prozesskette der experimentellen Untersuchungen (IHF) .....	88
Bild 6.2	Aufbau der Rohrzugprüfung (Zwick Z250) .....	91

Bild 6.3	Spannungs-Dehnungsdiagramm, ermittelt mithilfe eines axialen Rohrzugversuches.....	92
Bild 6.4	Abmessungen der Versuchsproben aus EN-AW6060 F25 (Nabe) und EN-AW6060 F22 (Welle).....	93
Bild 6.5	Ergebnisse einer Wasserablaufprobe [Bau08].....	95
Bild 6.6	Ablaufprobe an Innen- und Außendurchmesser jeweils vor und nach der Reinigung.....	96
Bild 6.7	Gestaltung von Rund- und Rohrklebungen [Hab06].....	97
Bild 6.8	Prozessablauf beim kombinierten mechanischen Fügen mit dem Kleben [Mes04].....	98
Bild 6.9	Vorbereitung der Fügestelle .....	99
Bild 6.10	Aluminiumrohre mit Streifen aus Hartstoffpartikeln .....	100
Bild 6.11	Versuchsstand zum Innenhochdruckfügen.....	101
Bild 6.12	Foto eines Fügwerkzeuges mit Hochdruck-Anschlusselementen.....	102
Bild 6.13	Prozessablauf zum Fügen mit Innenhochdruck.....	103
Bild 6.14	Vorrichtung zum Prüfen innenhochdruckgefügter Verbindungen .....	104
Bild 6.15	Typischer Verlauf der Auszugskraft bei der Prüfung innenhochdruckgefügter Verbindungen aus Aluminium.....	105
Bild 7.1	Ermittlung von Mittelwert und Standardabweichung bei den ermittelten Werten für die Auszugskraft $F_{Zug}$ .....	108
Bild 7.2	Einfluss des Wirkmediendruckes auf die Auszugskraft $F_{Zug}$ .....	109
Bild 7.3	Einfluss des Haftbeiwertes $\nu_f$ auf die Ermittlung des Passfugendruckes $p$ .....	110
Bild 7.4	Vergleich zwischen berechneter und experimentell ermittelter Auszugskraft in Abhängigkeit des Haftbeiwertes $\nu_f$ .....	111
Bild 7.5	Tonneneffekt beim Innenhochdruckfügen.....	112
Bild 7.6	Einfluss des Durchmesserhältnisses auf die Auszugskraft.....	113
Bild 7.7	Auszugsfestigkeit von Rohren mit zusätzlicher Klebung.....	114
Bild 7.8	Einfluss der Partikelart und Anordnung auf die Auszugsfestigkeit .....	115
Bild 7.9	Partikelverstärkte Fügezone .....	116
Bild 8.1	Vergleich der erzielten Berechnungsergebnisse mit anderen Autoren.....	118

### 9.3 Tabellen

Tabelle 2-1	Auswahl von Randschichthärtungsverfahren .....	7
Tabelle 2-2	Empfehlungen für die konstruktive Gestaltung von dickwandigen Fügepartnern beim Fügen durch Innenhochdruck [Gar01] .....	24
Tabelle 2-3	Reibzahlen bei hoher Flächenpressung .....	25
Tabelle 2-4	Haftbeiwert bei Welle-Nabe-Verbindungen .....	26
Tabelle 2-5	Berechnungsvorschläge signifikanter Prozesskennwerte .....	42
Tabelle 3-1	Prozesskenngrößen .....	46
Tabelle 4-1	Prozesskenngrößen .....	75
Tabelle 5-1	Numerische Parameter .....	78
Tabelle 5-2	Untersuchungsumfang .....	80
Tabelle 6-1	Querkontraktionszahl für ausgewählte Werkstoffe [Ber05], [Hol06] .....	90
Tabelle 6-2	Verfahren (Schnelltests) zur Beurteilung der Oberflächenreinheit für [Bau08] ...	94

## 9.4 Anhang

### Ergänzende Gleichungen zur Elastizitätstheorie

Die 3 kinetischen Beziehungen in Zylinderkoordinaten lauten wie folgt:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_{rr}}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma_{gr}}{\partial g} + \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial z} + \frac{1}{r} (\sigma_{rr} - \sigma_{gg}) + f_r &= \rho b_r, \\ \frac{\partial \sigma_{rg}}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma_{gg}}{\partial g} + \frac{\partial \sigma_{zg}}{\partial z} + \frac{2}{r} \sigma_{rg} + f_g &= \rho b_g, \\ \frac{\partial \sigma_{rz}}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma_{gz}}{\partial g} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} + \frac{1}{r} \sigma_{rz} + f_z &= \rho b_z \end{aligned} \quad (9.1)$$

### Größte Hauptspannung

Wenn in einem beliebig belasteten Körper für die Hauptspannungen

$$\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3 \quad (9.2)$$

gilt, dann kann  $\sigma_1$  als die größte der Hauptspannungen als Vergleichsspannung definiert werden. Dies gilt beispielsweise bei der Zugbelastung eines Drahtes mit einem infinitesimal geringen Querschnitt, sodass die Hauptspannungen in radialer und tangentialer Richtung zu  $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$  angenommen werden können. Für die Hauptspannung in axialer Richtung ergibt sich somit

$$\sigma_1 = \sigma_v = k_r \quad (9.3)$$

Die beiden unverwendeten Hauptspannungen bleiben bei der Hypothese der größten Hauptspannung unberücksichtigt.





# MICHAEL MARRÉ

## PERSÖNLICHE INFORMATIONEN

---

- Familienstand: verheiratet
- Nationalität: deutsch
- Geburtstag: 21.07.1975
- Geburtsort: Remscheid

## WISSENSCHAFTLICHE AUSBILDUNG

---

1996	Max-Planck-Gymnasium Schulabschluss: allgemeine Hochschulreife	Dortmund
1996 bis 1997	Wehrdienst: Nachschubschule des Heeres	Bremen
1997 bis 2003	Studium zum Diplom-Wirtschaftsingenieur Fachrichtung Maschinenbau	Paderborn
2000	Studentische Hilfskraft am Lehrstuhl für Umformende und Spanende Fertigungstechnik Universität Paderborn Prof. Dr.-Ing. F. Vollertsen	Paderborn
2002	Studentische Hilfskraft am Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik Universität Paderborn Prof. Dr.-Ing. O. Hahn	Paderborn
2003	Diplomarbeit bei VW Braunschweig: „Experimentelle Untersuchungen der Verfahrensgrenzen beim Schneiden im IHU-Prozess“	Braunschweig
2003 bis heute	Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Umformtechnik und Leichtbau der TU Dortmund in der Abteilung Hochgeschwindigkeitsumformung und -fügen	Dortmund
Seit Dez. 2008	Geschäftsführer des Sonderforschungsbereiches Transregio 10 „Integration von Umformen, Trennen und Fügen für die flexible Fertigung von leichten Tragwerkstrukturen“	Dortmund

## EHRENAMTLICHE TÄTIGKEITEN

---

2001 bis 2002	1. Vorsitzender der Hochschulgruppe Wirtschaftsingenieurwesen e. V., Paderborn
---------------	--

## **Aus der Dortmunder Umformtechnik sind im Shaker Verlag bisher erschienen:**

- A. Adelhof: Komponenten einer flexiblen Fertigung beim Profilrunden.  
ISBN 3-86111-601-4
- G. Reil: Prozeßregelung numerisch gesteuerter Umformmaschinen mit Fuzzy Logic. ISBN 3-86111-862-9
- F. Maevus: Rechnerintegrierte Blechteilefertigung am Beispiel des Gesenkbiegens. ISBN 3-8265-0104-7
- R. Warstat: Optimierung der Produktqualität und Steigerung der Flexibilität beim CNC-Schwenkbiegen. ISBN 3-8265-1170-0
- H. Sulaiman: Erweiterung der Einsetzbarkeit von Gesenkbiegepressen durch die Entwicklung von Sonderwerkzeugen. ISBN 3-8265-1443-2
- Ch. Smatloch: Entwicklung eines numerisch einstellbaren Werkzeugsystems für das Tief- und Streckziehen. ISBN 3-8265-1465-3
- T. Straßmann: Prozeßführung für das Walzrunden auf der Basis Neuronaler Netze. ISBN 3-8265-1966-3
- L. Keßler: Simulation der Umformung organisch beschichteter Feinbleche und Verbundwerkstoffe mit der FEM. ISBN 3-8265-2256-7
- E. Szücs: Einsatz der Prozeßsimulation bei der Entwicklung eines neuen Umformverfahrens - der Hochdruckblechumformung. ISBN 3-8265-3119-1
- S. Chatti: Optimierung der Fertigungsgenauigkeit beim Profilbiegen.  
ISBN 3-8265-3534-0
- F. Haase: Eigenspannungen an dünnwandigen Bauteilen und Schichtverbunden. ISBN 3-8265-4312-2
- N. Austerhoff: Integrierte Produkt- und Prozeßgestaltung für die Herstellung von Blechbiegeteilen. ISBN 3-8265-6613-0
- D. Arendes: Direkte Fertigung gerundeter Aluminiumprofile beim Strangpressen. ISBN 3-8265-6442-1
- R. Kolleck: Finite-Element-Simulation wirkmedienbasierter Blechumformverfahren als Teil einer virtuellen Fertigung. ISBN 3-8265-6566-5
- T. Weidner: Untersuchungen zu Verfahren und Werkzeugsystemen der wirkmedienbasierten Blechumformung. ISBN 3-8265-6602-5
- W. Homberg: Untersuchungen zur Hochdruckblechumformung und deren Verfahrenskomponenten. ISBN 3-8265-8684-0

M. Rohleder: Simulation rückfederungsbedingter Formabweichungen im Produktentstehungsprozess von Blechformteilen. ISBN 3-8265-9977-2

V. Hellinger: Untersuchungen zur Methodik der Berechnung und Herstellung von leichten Stützkernverbunden. ISBN 3-8322-0104-1

A. Klaus: Verbesserung der Fertigungsgenauigkeit und der Prozesssicherheit des Rundens beim Strangpressen. ISBN 3-8322-0208-0

B. Heller: Halbanalytische Prozess-Simulation des Freibiegens von Fein- und Grobblechen. ISBN 3-8322-0923-9

A. Wellendorf: Untersuchungen zum konventionellen und wirkmedienbasierten Umformen von komplexen Feinstblechbauteilen. ISBN 3-8322-2435-1

C. Klimmek: Statistisch unterstützte Methodenplanung für die Hochdruck-Blechumformung. ISBN 3-8322-2994-9

R. Krux: Herstellung eigenschaftsoptimierter Bauteile mit der Hochdruck-Blechumformung und Analyse der induzierten Eigenspannungen. ISBN 3-8322-3551-5

S. Jadhav: Basic Investigations of the Incremental Sheet Metal Forming Process on a CNC Milling Machine. ISBN 3-8322-3732-1

C. Beerwald: Grundlagen der Prozessauslegung und -gestaltung bei der elektromagnetischen Umformung. ISBN 3-8322-4421-2

A. Brosius: Verfahren zur Ermittlung dehnratenabhängiger Fließkurven mittels elektromagnetischer Rohrumformung und iterativer Finite-Element-Analysen. ISBN 3-8322-4835-8

R. Ewers: Prozessauslegung und Optimierung des CNC-gesteuerten Formdrückens. ISBN 3-8322-5177-4

T. Langhammer: Untersuchungen zu neuen Konzepten für PKW-Kraftstoffbehälter. ISBN 3-8322-5300-9

M. Schikorra: Modellierung und simulationsgestützte Analyse des Verbundstrangpressens. ISBN 3-8322-5506-0

M. Schomäcker: Verbundstrangpressen von Aluminiumprofilen mit endlosen metallischen Verstärkungselementen. ISBN 978-3-8322-6039-2

N. Ridane: FEM-gestützte Prozessregelung des Freibiegens. ISBN 978-3-8322-7253-1

R. Shankar: Surface Reconstruction and Tool Path Strategies for Incremental Sheet Metal Forming. ISBN 978-3-8322-7314-9

U. Dirksen: Testumgebung für Prozessregelungen zum Drei-Rollen-Profilbiegen mit virtuellem und realem Biegeprozess.  
ISBN 978-3-8322-7673-7

D. Risch: Energietransfer und Analyse der Einflussparameter der formgebundenen elektromagnetischen Blechumformung.  
ISBN 978-3-8322-8360-5