

Fakultät für Maschinenwesen,  
Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen  
der Technischen Universität München

**Erweiterung der Formänderungsgrenzen von Stahlwerkstoffen bei der  
Hochgeschwindigkeitsumformung**

Peter Sterionow

Vollständiger Abdruck der von der promotionsführenden Einrichtung  
Fakultät für Maschinenwesen der Technischen Universität München  
zur Erlangung des akademischen Grades eines  
Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)  
genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. Johannes Fottner

Prüfer der Dissertation:

1. Prof. Dr.-Ing. Hartmut Hoffmann
2. Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk
3. Hon.-Prof. Dr.-Ing. Karl Roll, Universität Stuttgart

Die Dissertation wurde am 12.10.2017 bei der Technischen Universität München  
eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 19.03.2018 angenommen.



# Geleitwort

Die Kombination der ersten und der zweiten Verarbeitungsstufe stellt eine seltene Ausgangsposition für eine fachübergreifende Forschung in der deutschen Hochschullandschaft dar. Für die gestiegenen Anforderungen an Produkte und den verstärkten Kostendruck ist dieses Ineinandergreifen von Fertigungsverfahren ein idealer Nährboden für Forschungsaktivitäten, denn erst die gemeinsame Betrachtungsweise dieser beiden Verfahrensgebiete erlaubt Innovationen in vielen nachgeschalteten Bereichen der Industrie.

Vor allem Neuentwicklungen, aber auch die Weiterentwicklung bestehender Fertigungsverfahren, sollen im Umfeld eines härter werdenden Wettbewerbs dazu beitragen, die Position des Standortes Deutschland zu kräftigen. Das gegenseitige Befruchten von Theorie und Praxis durch die Zusammenarbeit von Hochschule und Industrie kann als Beitrag dafür angesehen werden.

Eine enge Anlehnung der Themen an die in der betrieblichen Praxis auftretenden Probleme als ein Bindeglied zwischen Grundlagenforschung und anwendungsorientierter Forschung liegt daher im Interesse dieser Berichte. Die einzelnen Arbeiten sind folglich als Bausteine zu betrachten, die einen entscheidenden Einfluss auf die Verbesserung bisheriger Technologien besitzen.

Neben den beiden großen fertigungstechnischen Schwerpunkten Urformtechnik und Umformtechnik, bei denen der isolierte Prozess im Mittelpunkt steht, gehört die gesamtheitliche Betrachtung der Verfahren mit naturwissenschaftlichen und planerischen Themen zum Inhalt der Arbeiten des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen.

Ergebnisse und Inhalte der Forschungsberichte sollen nicht als Einbahnstraße dem Wissenstransfer von Forschungsergebnissen in der Praxis dienen, sondern sie sollen neben der Basis für weiterführende Arbeiten auch als Diskussionsgrundlage für den Dialog zwischen Hochschule und Industrie angesehen werden.

Hartmut Hoffmann

## **Kurzfassung**

Mit dem Ziel, die Leistungsfähigkeit umformtechnischer Verfahren hinsichtlich Bauteilkomplexität, Endkonturnähe, Oberflächengüte und Maßgenauigkeit zu erhöhen, wurden insbesondere mit Blick auf die Blechumformung verschiedene Hochgeschwindigkeitsumformverfahren entwickelt. Die vorliegende Arbeit untersucht die Einflussmöglichkeiten der Werkzeuggeschwindigkeit auf die Formänderungsgrenzen beim Massivumformen und nutzt diese Einflussmöglichkeiten, um exemplarisch an zwei Stahlwerkstoffen zu beweisen, dass eine signifikante Erhöhung der Formänderungsgrenzen erzielt werden kann.

## **Abstract**

With the target to increase the capacity of forming processes in the dimensions of complexity, surface finish, dimensional accuracy and net-shape properties of the manufactured component, several high-velocity forming processes have been developed focusing mainly on sheet metal forming. This thesis investigates the impact of tool velocity on the workability in bulk forming and uses the crucial influencing factors to exemplarily prove on two steel materials that the forming limits can be increased significantly.

# Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand im Zusammenhang mit meiner Tätigkeit bei der Daimler AG, Stuttgart in Zusammenarbeit mit dem Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München.

Meinem Doktorvater, Herrn Prof. i. R. Dr.-Ing. Hartmut Hoffmann, ehemaliger Ordinarius des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München, gilt mein besonderer Dank für die Förderung dieser Arbeit, die Übernahme des Hauptreferats und das mir stets entgegengebrachte Vertrauen.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk, Ordinarius des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München, danke ich für die Begeisterung für das Thema und für seine Unterstützung.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Karl Roll danke ich für die Übernahme des Koreferats. Darüber hinaus gilt ihm mein herzlicher Dank für die wertvollen Hinweise.

Herrn Dr.-Ing. Roland Golle danke ich herzlich für die fruchtbaren Diskussionen und richtungsweisenden Anregungen.

Innerhalb der Daimler AG danke ich Herrn Dr.-Ing. Michael Zürn, Herrn Dr. rer. nat. Peter Bidian, Herrn Volker Keck und Herrn Dr.-Ing. Cornelius Hentrich dafür, dass sie mir die experimentellen Untersuchungen ermöglicht haben. Herrn Mark Berger, Herrn Wolfgang Trefz und besonders Herrn Christian Söhnel sei für die Unterstützung bei der Fertigstellung vorliegender Arbeit durch ein konstruktives Arbeitsumfeld, Offenheit und Flexibilität gedankt.

Weiterhin danke ich allen Kollegen und Kolleginnen für die freundliche Arbeitsatmosphäre sowie den Diplomanden, den Praktikantinnen und Praktikanten, die Teilaspekte mit großem Einsatz voruntersucht und damit einen Beitrag zur Richtungsfindung der Arbeit geleistet haben.

Mein ganz besonderer Dank gilt meinen Eltern, die durch ihre bedingungslose Förderung meinen Werdegang ermöglicht haben, sowie meiner Gemahlin Josefine, deren Rückhalt und Unterstützung entscheidend zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Stuttgart, im Oktober 2017

Peter Sterionow



# Inhaltsverzeichnis

<b>Inhaltsverzeichnis</b>	<b>I</b>
<b>Nomenklatur</b>	<b>V</b>
<b>1 Einleitung</b>	<b>1</b>
<b>2 Grundlagen und Stand der Technik</b>	<b>3</b>
2.1 Hochgeschwindigkeitsumformen mit starrem Werkzeug . . . . .	3
2.2 Formänderungsgrenzen beim Massivumformen . . . . .	8
2.2.1 Voraussetzungen für den Werkstofffluss . . . . .	8
2.2.2 Formänderungsvermögen und Grenzformänderung . . . . .	9
2.3 Wirkung erhöhter Werkzeuggeschwindigkeit . . . . .	11
2.3.1 Erhöhung der Umformgeschwindigkeit . . . . .	11
2.3.2 Veränderung der Relativgeschwindigkeiten der Kontaktflächen .	12
2.3.3 Auftreten von Trägheitskräften . . . . .	15
2.4 Beeinflussung der Formänderungsgrenzen . . . . .	17
2.4.1 Umformgeschwindigkeit . . . . .	17
2.4.2 Thermomechanische Wechselwirkung . . . . .	18
2.4.3 Temperatur . . . . .	20
2.4.4 Spannungszustand und Formänderungsgeschichte . . . . .	23
2.4.5 Verformungslokalisierungen . . . . .	25
2.4.6 Interaktion der Effekte . . . . .	29
2.5 Ermittlung der Formänderungsgrenzen . . . . .	30
2.5.1 Fließspannungsverlauf . . . . .	30
2.5.2 Versagensverhalten . . . . .	32
2.5.3 Tribologie . . . . .	34
2.5.4 Versuchstechnik für den Hochgeschwindigkeitsbereich . . . . .	34
2.5.5 Prozessgrößenerfassung in der Umformtechnik . . . . .	36
<b>3 Zielsetzung und Aufgabenstellung</b>	<b>38</b>

---

<b>4 Technische Einrichtungen</b>	<b>39</b>
4.1 Versuchseinrichtungen . . . . .	39
4.1.1 Universalprüfmaschinen und FlexiPress . . . . .	39
4.1.2 Fallwerke . . . . .	40
4.1.3 Elektromagnetische Hochgeschwindigkeitspresse . . . . .	40
4.1.4 Impact-Anlage . . . . .	41
4.1.5 Split-Hopkinson-Pressure-Bars . . . . .	42
4.1.6 Induktionserwärmungseinrichtung . . . . .	43
4.2 Messeinrichtungen . . . . .	43
4.2.1 Werkstoff- und Bauteileigenschaften . . . . .	44
4.2.2 Prozessgrößen . . . . .	45
4.3 Finite Elemente Simulationssystem . . . . .	46
<b>5 Versuchswerkstoffe</b>	<b>47</b>
5.1 100Cr6 . . . . .	47
5.2 20CrMo5 . . . . .	49
5.2.1 Anlieferungszustand . . . . .	50
5.2.2 Geglühter Zustand für Vergleichsuntersuchungen . . . . .	51
<b>6 Versuchsmethodik, Prozessmesstechnik und Werkzeuge</b>	<b>54</b>
6.1 Anwendung umformtechnischer Prüfverfahren auf den Hochgeschwindigkeitsbereich . . . . .	54
6.1.1 Verfahrensauswahl . . . . .	54
6.1.2 Zylinderstauchen . . . . .	56
6.1.3 Ringstauchen . . . . .	58
6.2 Messkonzept für Prozesskenngrößen . . . . .	59
6.2.1 Anforderungen . . . . .	60
6.2.2 Kraftsensorik und Konzept werkzeugintegrierter Kraftmessung . . . . .	61
6.2.3 Wegsensorik . . . . .	63
6.2.4 Signalaufzeichnung und -auswertung . . . . .	64
6.3 Entwicklung der Versuchswerkzeuge und Umsetzung des Konzeptes werkzeugintegrierter Kraftmessung . . . . .	66
6.3.1 Modularer Werkzeugsatz . . . . .	66
6.3.2 Prallplatten . . . . .	68



---

<b>7</b>	<b>Versuchsbeschreibung und -durchführung</b>	<b>70</b>
7.1	Versuchsplan . . . . .	70
7.2	Gewährleisten vergleichbarer Rahmenbedingungen . . . . .	71
7.2.1	Probengeometrien . . . . .	71
7.2.2	Probenfertigung . . . . .	74
7.2.3	Werkzeugeigenschaften . . . . .	77
7.2.4	Versuchsdurchführung und -auswertung . . . . .	79
7.3	Kalibrierversuche . . . . .	82
7.3.1	Kraft . . . . .	82
7.3.2	Weg . . . . .	84
7.3.3	Temperatur . . . . .	85
7.4	Prinzipversuche . . . . .	86
<b>8</b>	<b>Versuchsergebnisse</b>	<b>87</b>
8.1	Kalibrierung der Prozessmesstechnik . . . . .	87
8.1.1	Kraft dynamisch . . . . .	87
8.1.2	Weg quasi-statisch . . . . .	88
8.1.3	Weg dynamisch . . . . .	89
8.1.4	Temperatur . . . . .	90
8.1.5	Genauigkeit der Prozesskenngrößenerfassung . . . . .	92
8.2	Veränderung der Spannungsverläufe . . . . .	98
8.2.1	Einfluss der Umformgeschwindigkeit . . . . .	98
8.2.2	Einfluss der Temperatur . . . . .	98
8.2.3	Einfluss der Tribologie . . . . .	99
8.2.4	Einfluss der Wärmedissipation . . . . .	102
8.2.5	Abhängigkeit der Fließspannung von Umformgeschwindigkeit und Temperatur . . . . .	103
8.3	Veränderung der Formänderungsgrenzen . . . . .	105
8.3.1	Rissentstehung und -ausbreitung . . . . .	105
8.3.2	Makroskopisches Umformverhalten . . . . .	106
8.3.3	Mikroskopisches Umformverhalten mit Versuchswerkstoff 20CrMo5107	
8.4	Diskussion der Wirkungszusammenhänge . . . . .	111
8.4.1	Vorhersage des mikroskopischen Umformverhaltens aus dem Span- nungsverlauf . . . . .	111

---

8.4.2	Verbesserung der Fließeigenschaften und Reduktion der Werkzeugbelastung . . . . .	113
<b>9</b>	<b>Erweitern der Formänderungsgrenzen beim Napfrückwärtsfließpressen</b>	<b>116</b>
9.1	Versuchskonzeption . . . . .	116
9.1.1	Fließpresswerkzeuge und Rohteile . . . . .	118
9.2	Versuchsergebnisse . . . . .	119
9.2.1	Erweiterung der Grenzformänderung . . . . .	119
9.2.2	Diskussion . . . . .	122
<b>10</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick</b>	<b>124</b>
	<b>Abbildungsverzeichnis</b>	<b>126</b>
	<b>Tabellenverzeichnis</b>	<b>132</b>
	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>133</b>
	<b>Anhang</b>	<b>A-1</b>

## Verzeichnis der Kurzzeichen, Indizes und Abkürzungen

Zeichen	Einheit <sup>1</sup>	Größe
$A$	$[mm^2]$	Fläche
$b$	$[mm]$	Bodendicke fließgepressten Napfes
$c$	$[\frac{m}{s}]$	Schallgeschwindigkeit
$c_p$	$[\frac{J}{gK}]$	spezifische Wärmekapazität
$C_A, C_B, C_C$	$[-]$	Konstanten
$\emptyset$	$[mm]$	Durchmesser
$\emptyset_i$	$[mm]$	Innendurchmesser
$\emptyset_a$	$[mm]$	Außendurchmesser
$d$		Differenzial
$e$	$[-]$	Emissionskoeffizient
$E$	$[\frac{N}{mm^2}]$	Elastizitätsmodul
$f$		Funktion
$f$	$[Hz]$	Frequenz
$f_E$	$[Hz]$	Eigenfrequenz
$F$	$[N]$	Kraft
$F_T$	$[N]$	Trägheitskraft
$F_v$	$[N]$	Vorspannkraft
$Fo$	$[-]$	thermische Fourier-Zahl
$h$	$[mm]$	Höhe
$I$	$[A]$	elektrischer Strom
$k$	$[-]$	Erweiterungsfaktor
$k$	$[\frac{N}{mm^2}]$	Schubfließgrenze
$k_f$	$[\frac{N}{mm^2}]$	Fließspannung
$k_{MV}$	$[-]$	Verstärkungsfaktor des Messverstärkers

<sup>1</sup> Falls keine Einheit angegeben ist, entspricht sie derjenigen der Bezugsgröße.

$k_{Oszi}$	[–]	Verstärkungsfaktor des Oszilloskops
$K_F$	[N]	Kalibrierfaktor
$K_j$	[N]	Krafftfunktion $j, j = 1,2,3,4$
$l$	[mm]	Länge
$\ln$		natürlicher Logarithmus
$m$	[–]	Reibfaktor
$m_W$	[kg]	Werkzeugmasse
$MS$	[–]	Mega Samples (englisch für Millionen Abtastungen)
$n$	[–]	natürliche Zahl; Verfestigungsexponent nach Ludwik
$p$	$[\frac{N}{mm^2}]$	Druck
$\bar{p}_{St}$	$[\frac{N}{mm^2}]$	mittlerer Stempeldruck
$P$	[%]	Grad des Vertrauens
$q$	$[\frac{\mu C}{mm^2}]$	spezifische elektrische Ladung
$Q$	$[\mu C]$	elektrische Ladung
$r, R$	[mm]	Radius (Großbuchstabe wird in Zeichnungen verwendet.)
$R$	$[\Omega]$	elektrischer Widerstand
$R^2$	[–]	Bestimmtheitsmaß
$RT$	$[\text{°C}]$	Raumtemperatur (ca. 20 °C)
$s$	[mm]	Weg
$S$		Standardabweichung
$S^2$		Varianz
$t$	[s]	Zeit
$t_{abkühl}$	[s]	Abkühlzeit
$t_{heiz}$	[s]	Aufheizdauer
$u$		Standardunsicherheit
$u_c^2$		kombinierte Varianz

$U$	[V]	elektrische Spannung
$U_E$	[V]	elektrische Speisespannung
$v$	$[\frac{m}{s}]$	axiale Geschwindigkeit
$v_r$	$[\frac{m}{s}]$	radiale Geschwindigkeit
$w$	[mm]	Wanddicke fließgepressten Napfes
$W$	[J]	Arbeit
$x$		Schätzwert der Eingangsgröße
$\ddot{x}$	$[\frac{m}{s^2}]$	Beschleunigung
$X$		Eingangsgröße
$y$		Schätzwert der Messgröße
$Y$		Messgröße
$Z_j$		standardnormalverteilte Zufallsgröße $j, j = 1, 2, \dots, n$
$\alpha$	[°]	Winkel
$\beta$	[-]	Anteil in Wärme umgewandelter Umformarbeit
$\Delta$		Absolute Änderung einer Größe
$\varepsilon$	[-]	Dehnung
$\zeta$	[-]	proportionale Beeinflussung des Messergebnisses
$\eta$	$[\frac{Ns}{mm^2}]$	dynamische Viskosität
$\vartheta$	[°C]	Temperatur
$\vartheta_S$	[°C]	Schmelztemperatur
$\vartheta_{RK}$	[°C]	Rekristallisationstemperatur
$\lambda$	$[\frac{W}{mK}]$	Wärmeleitfähigkeit
$\mu$	[-]	Coulomb'scher Reibwert
$\nu$	[-]	Poissonzahl
$\xi$	[-]	proportionale elastische Verformung
$\xi_P$	[-]	proportionale elastische Verformung der Probe

$\xi_W$	$[-]$	proportionale elastische Verformung des Werkzeugs
$\rho$	$[\frac{kg}{dm^3}]$	Dichte
$\sigma$	$[\frac{N}{mm^2}]$	mittlere wahre mechanische Normalspannung
$\sigma_a$	$[\frac{N}{mm^2}]$	axiale Spannung bzw. axiale Eigenspannung
$\sigma_j$	$[\frac{N}{mm^2}]$	mechanische Hauptnormalspannung $j, j = 1, 2, 3$
$\sigma_m$	$[\frac{N}{mm^2}]$	Mittelwert der drei mechanischen Hauptnormalspannungen
$\sigma_t$	$[\frac{N}{mm^2}]$	tangentiale Eigenspannung
$\sigma_v$	$[\frac{N}{mm^2}]$	mechanische Vergleichsspannung, $\sigma_v = k_f$
$\tau$	$[\frac{N}{mm^2}]$	mittlere wahre mechanische Schubspannung
$\varphi$	$[-]$	Umformgrad; ab Kapitel 4 Betrag des Umformgrads
$\varphi_{Br}$	$[-]$	Bruchumformgrad
$\varphi_{krit}$	$[-]$	kritischer Umformgrad
$\varphi_s$	$[-]$	Umformgrad ab dem sich bei DRX eine stationäre $k_f$ einstellt
$\varphi_v$	$[-]$	Vergleichsumformgrad
$\dot{\varphi}$	$[\frac{1}{s}]$	Umformgeschwindigkeit; ab Kapitel 4 Betrag der Umformgeschwindigkeit
$\chi$	$[-]$	Proportionalitätsfaktor
$\psi$	$[-]$	temperaturabhängiger Proportionalitätsfaktor
$\infty$		unendlich

**Index****Bedeutung**

$\langle \dots \rangle_0$	zu Beginn der Umformung
$\langle \dots \rangle_1$	nach der Umformung
$\langle \dots \rangle_a$	außen
$\langle \dots \rangle_A, \langle \dots \rangle_B, \langle \dots \rangle_C$	Indizes zur Kennzeichnung gleichartiger Größen
$\langle \dots \rangle_{eff}$	effektiv
$\langle \dots \rangle_{elast}$	elastisch

$\langle \dots \rangle_i$	innen
$\langle \dots \rangle_{ind}$	induktiv
$\langle \dots \rangle_j$	Index zur Kennzeichnung gleichartiger Größen mit natürlichen Zahlen
$\langle \dots \rangle_m, \langle \dots \rangle_{MW}$	Mittelwert
$\langle \dots \rangle_{max}$	maximal
$\langle \dots \rangle_{mess}$	gemessen
$\langle \dots \rangle_{min}$	minimal
$\langle \dots \rangle_{opt}$	optisch
$\langle \dots \rangle_W$	Werkzeug

**Abkürzung****Bedeutung**

ALS40	Multidraw <sup>®</sup> Hochleistungsziehöl für Stahlwerkstoffe
approx.	approximiert
BAM	Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, Berlin
bzw.	beziehungsweise
ca.	circa
Ø 10 x 20 mm	Stauchprobe mit Ø = 10 mm, h = 20 mm (Stauchproben anderer Maße werden analog bezeichnet.)
Ø 12 x Ø 6 x 4 mm	Ringstauchprobe mit Ø <sub>a</sub> = 12 mm, Ø <sub>i</sub> = 6 mm, h = 4 mm (Ringstauchproben anderer Maße werden analog bezeichnet.)
dB	Dezibel
DMS	Dehnmessstreifen
DRX	dynamische Rekristallisation
dyn.	dynamische
ebd.	ebenda
f.	folgende

ff.	fortfolgende
FEA	Finite-Elemente-Analyse
FP	Ferrit-Perlit
ggf.	gegebenenfalls
GmbH	Gesellschaft mit beschränkter Haftung
GUM	Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement (englisch für Leitfaden zur Angabe der Unsicherheit beim Messen)
HG-Press	Hochgeschwindigkeitspresse
Hrsg.	Herausgeber; herausgegeben
HSS	Schnellarbeitsstahl
in.	Inch
Inc.	incorporation (englisch für Gesellschaft)
IR	Thermografiekamera ImageIR
LLC	limited liability company (US-amerikanisch für GmbH)
min	Minuten
MoS <sub>2</sub>	Molybdändisulfid
n.	nach
N. N.	nomen nescio (lateinisch für Verfasser nicht bekannt)
Nr.	Nummer
PC	Personal Computer (englisch für leistungsfähiger, leicht handhabbarer Computer)
PL3802-39S	Anticorit PL3802-39 S Korrosionsschutz- und Umformöl
Pr.	Probe
PVDF	Polyvinylidenfluorid
Russ.	Russisch
RWTH	Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule
S.	Seite



---

s. o.	siehe oben
SHPB	Split-Hopkinson-Pressure-Bar
spez.	spezifische
u. a.	unter anderem
UK	United Kingdom (englisch für Vereinigtes Königreich)
US	United States (englisch für Vereinigte Staaten)
USA	United States of America (englisch für Vereinigte Staaten von Amerika)
VC	Thermografiekamera VarioCAM
vgl.	vergleiche
vol.	volume
WZ	Werkzeug
z. B.	zum Beispiel



# 1 Einleitung

Als eines der ältesten Fertigungsverfahren hat das Umformen eine herausragende Bedeutung bei der Metallverarbeitung. Über Jahrtausende hinweg wurde es dahingehend weiterentwickelt, Werkstoffe immer höherer Festigkeit in immer kompliziertere Formen zu bringen.

Ein Ansatz, um die Leistungsfähigkeit des Verfahrens weiter zu verbessern, ist der Einsatz hoher Formänderungsgeschwindigkeiten. Diese werden mit folgenden Vorteilen in Verbindung gebracht [WICK84]<sup>2</sup>:

- einstufige Herstellung komplexer Umformteile
- Ausformung filigraner Konturen und hohe Oberflächengüte
- hohe Endkonturnähe und Minimierung erforderlicher Weiterbearbeitungen
- hohe Bauteilgenauigkeit und niedrige Fertigungstoleranzen

Insbesondere mit Blick auf die Blechumformung wurden verschiedene Hochgeschwindigkeitsumformverfahren entwickelt. Die bekanntesten sind die wirkmedien- bzw. wirkenergiebasierten Verfahren, namentlich die Explosionsumformung, die impulsmagnetische, die pneumatisch-hydraulische und die elektrohydraulische Umformung sowie die Laser-Schockumformung.

Im Zentrum des Interesses dieser Arbeit steht die Hochgeschwindigkeitsumformung mit starrem Werkzeug. Im Gegensatz zu den bereits genannten Umformverfahren eignet sie sich für die Massivumformung. In Verbindung mit Stahlwerkstoffen soll untersucht werden, inwiefern durch Hochgeschwindigkeitsumformung mit starrem Werkzeug eine Erweiterung der Formänderungsgrenzen erzielt werden kann.

Dazu wird in Kapitel 2 im Zuge der Erläuterung des Stands der Technik als erstes der Entwicklungsstand des Verfahrens vorgestellt. Als zentrale Elemente werden anschließend die Formänderungsgrenzen beim Massivumformen definiert und der Wirkungseinfluss erhöhter Werkzeuggeschwindigkeiten analysiert. Danach werden die Einflussgrößen auf die Formänderungsgrenzen herausgearbeitet. Eine Zusammenstellung der

<sup>2</sup> Stehen Quellenangaben vor einem Satzzeichen, beziehen sie sich auf den Satz bzw. Satzteil, der durch dieses beendet wird. Nach einem Satzzeichen positioniert beziehen sie sich auf mehrere zurückliegende Sätze respektive einen ganzen Absatz.

Ermittlungsmöglichkeiten der Formänderungsgrenzen sowie deren Haupteinflussgrößen rundet das Kapitel ab und bildet den Übergang zu Kapitel 3, in dem die Zielsetzung und Aufgabenstellung der dann folgenden Untersuchungen abgeleitet werden.

## 2 Grundlagen und Stand der Technik

### 2.1 Hochgeschwindigkeitsumformen mit starrem Werkzeug

Die Hochgeschwindigkeitsumformung umfasst alle Verfahren, bei denen die erforderliche Arbeit zur Umformung von Werkstücken schlagartig in kürzester Zeit verrichtet wird. Die Prozesszeiten liegen im Mikro- bis Millisekundenbereich. Die erforderliche Energie wird durch Druckwellen, elektromagnetische Felder oder feste Werkzeuge eingebracht. Aufgrund der hohen auftretenden Impulsleistungen wird die Hochgeschwindigkeitsumformung auch als Hochleistungsumformung bezeichnet. Werden dabei Energiemengen im Megajoulebereich umgesetzt, handelt es sich zugleich um Hochenergieumformung. [LANG93; SEMI96; HOFF12]

Bei Klassifizierung gemäß [DIN8580] liegen die bisherigen Anwendungsfelder des Hochgeschwindigkeitsumformens mit starrem Werkzeug beim Gesenkformen, Fließpressen, Eindrücken, Tiefen und Gesenkbiegen (Abbildung 2.1). Die für die Umformung erforderliche Energie wird von einer geführten beschleunigten Masse bereitgestellt, welche den bewegten Teil des Werkzeuges auf eine vergleichsweise hohe Geschwindigkeit beschleunigt (Abbildung 2.2, S. 5). Maßgeblich für eine Veränderung des Werkstoffverhaltens sowie des Wärmeaustausches des Werkstücks mit der Umgebung ist die erzielte Umformgeschwindigkeit  $\dot{\varphi} = \frac{d\varphi}{dt}$ ,  $\varphi = \ln\left(\frac{h_1}{h_0}\right)$  (vgl. 2.2.1, S. 8 ff.) [BURG66; TIRO94]. Die absolute Geschwindigkeit  $v = \frac{ds}{dt}$  ist aus Sicht der Formgebungsgrenzen nur hinsichtlich ihres Einflusses auf die Trägheitskräfte von Bedeutung.

Mit der Entwicklung entsprechender Maschinenteknik [WILS64; N66a; N66b; CRAW67; ECKE67; DENI81] wurde in den 1960er-Jahren eine Vielzahl von Untersuchungen zum Hochgeschwindigkeitsumformen mit starrem Werkzeug durchgeführt. Im Folgenden wird zunächst auf die damaligen Erkenntnisse hinsichtlich der Warm- und Kaltumformung, der Tribologie, der Werkzeugtechnik sowie auf die Gesamtbewertung des Verfahrens eingegangen.

Die größte Beachtung in der Praxis erlangte die Hochgeschwindigkeitswarmumformung mit Rohteiltemperaturen oberhalb von 1 000 °C. Ihr wurden gegenüber konventioneller Warmumformung Erfolge auf breiter Ebene zugeschrieben [RIPP62; MÜLL63;

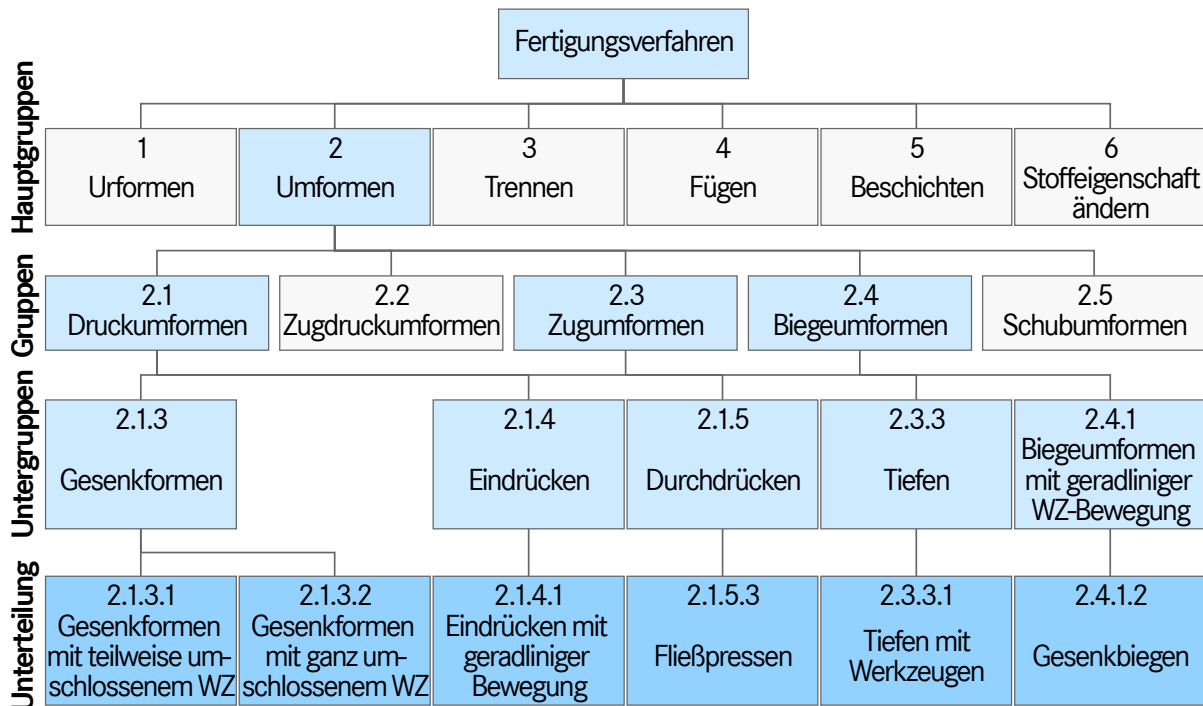


Abbildung 2.1: Umformverfahren mit starrem Werkzeug [DIN8580; DIN8582; DIN8583; DIN8585; DIN8586] mit bekannter Anwendung von Hochgeschwindigkeit

RIPP63; EMME65; BRUN68]. Hervorgehoben wird eine Erweiterung der Verfahrensgrenzen bei der Umformung hochfester Stähle sowie von Molybdän- und Wolframlegierungen und Edelstahl [RABE62; PALS63; EMME65]. Dabei wird durchgängig von einer besseren Ausformung der Konturen und feinen Oberflächendetails [MANG62; HENN68; JAIN69], der Herstellbarkeit von dünnen Stegen „mit einem Schlag“, welche konventionell auch nach beliebig vielen Umformschlägen nicht realisiert werden können [CRAW67; DEAN67] sowie von einer Umformstufenreduktion auf eine Stufe [MANG62; N66c] berichtet. Weiterhin wird eine erhöhte Maßgenauigkeit festgestellt und mit einem geringeren Temperaturanstieg der Werkzeuge durch den Umformprozess in Verbindung gebracht. Diese geringere Werkzeugwärmerhöhung wird mit dem adiabatischen<sup>3</sup> Verhalten der Umformung erklärt, welches aus der kurzen Prozessdauer resultiert und den Wärmeaustausch zwischen Werkstück und Werkzeug verhindert [MÜLL63]. Eine geringere Werkzeugwärmerhöhung geht einher mit einer geringeren Werkstückabkühlung, mit der die Herstellung dünnwandigerer Teile (Abbildung 2.3, S. 6) [METZ70] bzw. eine Reduktion der Vorheiztemperatur möglich wird [RABE62].

<sup>3</sup> Ein Prozess wird als adiabatisch bezeichnet, wenn er ohne Wärmeaustausch mit der Umgebung verläuft [OTTE98].

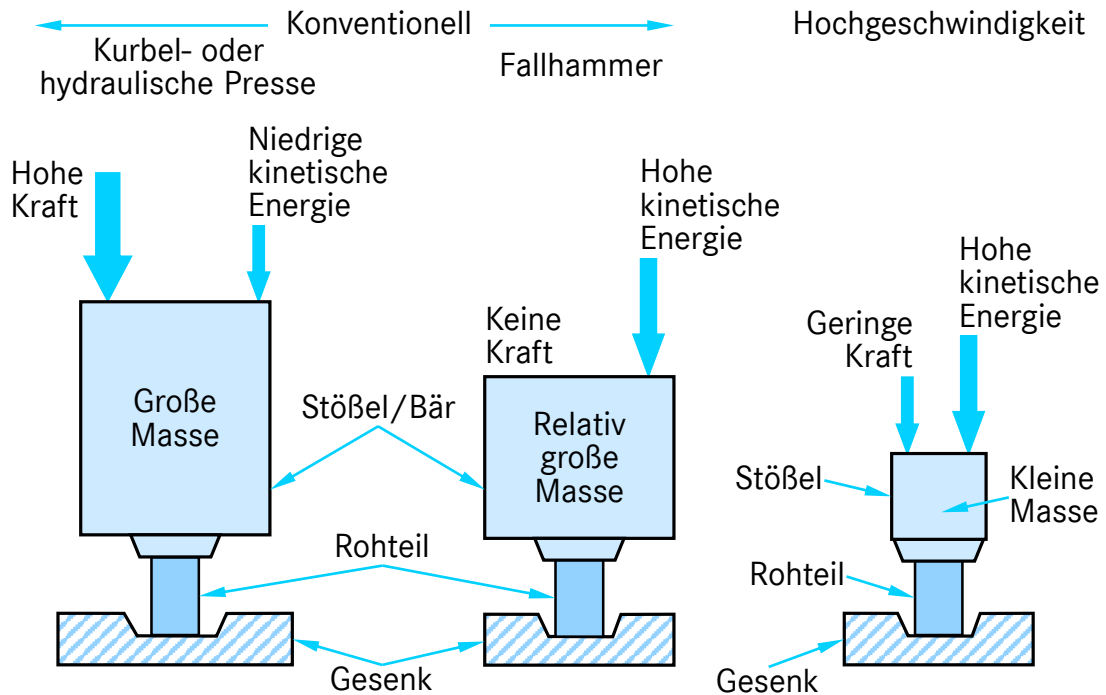


Abbildung 2.2: Wirkprinzip des Hochgeschwindigkeitsumformens mit starrem Werkzeug n. [DAVI70]

Die Kaltumformung bei Raumtemperatur wurde vor allem an Aluminium- und Stahlwerkstücken untersucht. Beim Fließpressen kann eine höhere Oberflächengüte und Geradheit der Fließpressteile erzielt werden [DAVI68]. Letztere kommt durch Trägheitskräfte im Werkstück zustande, dessen Werkstoff aufgrund der Querschnittsreduktion auf ein Vielfaches der Werkzeuggeschwindigkeit beschleunigt wird [KAWA64]. Eine Berechnungsgrundlage für die erforderliche, von der Anlage bereitzustellende Energie liegt vor [SHUT63]. Aufgrund des adiabatischen Verhaltens können bessere Fließigenschaften ohne Vorheizen der Werkstücke erzielt werden [COLE63]. Gleichzeitig führen diese jedoch bei zu hohen Trägheitskräften zu einem Reißen der Werkstücke, was analytisch nachvollziehbar ist [KAWA66; TIRO89]. Beim Gesenkformen mit teilweise umschlossenen Werkzeug fällt bei Hochgeschwindigkeit eine höhere Fließspannung auf, ohne dass der Materialfluss sich wesentlich verändert [JONE69; SLAT69]. Weiterhin kann bei Aluminiumwerkstücken ein höherer Umformgrad realisiert werden, bevor sie reißen [JONE69] (Abbildung 2.4).

Im Rahmen oben genannter Untersuchungen wurde die höhere Oberflächengüte durchgängig mit einem reduzierten Reibwert bei höherer Werkzeuggeschwindigkeit begründet. Dieser reduzierte Reibwert wurde in verfahrensnahen Tribologieuntersu-

Schnittansicht

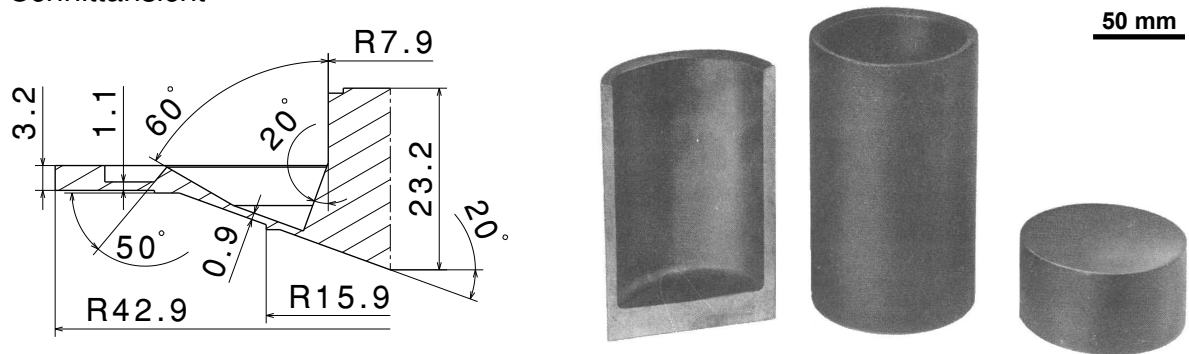


Abbildung 2.3: Anwendungsbeispiele Hochgeschwindigkeitswarmumformung von Stahl: rotationssymmetrisches Bauteil mit extremen Querschnittsunterschieden, die konventionell nicht herstellbar sind (links) n. [DEAN67]; Rückwärtsnapffließpressen (rechts) n. [DAVI70]

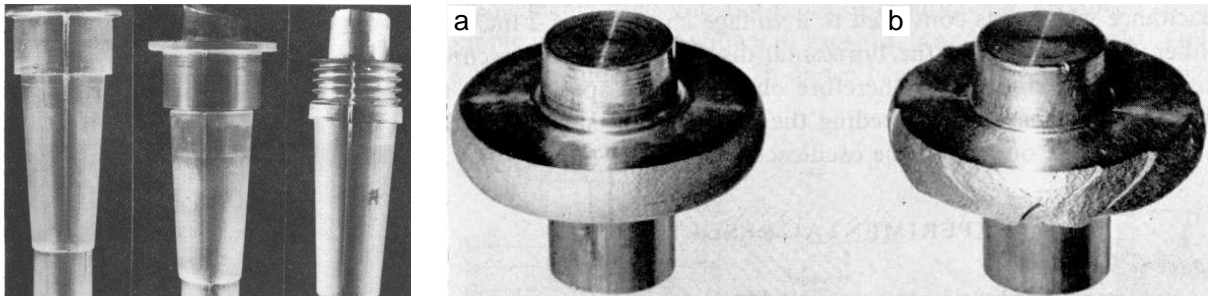


Abbildung 2.4: Anwendungsbeispiele Kaltumformung von Aluminium: Hochgeschwindigkeitsanstauchen von Konturen (links) [RUPP66]; Erweiterung der Verfahrensgrenzen beim Querfließpressen (rechts) – a) versagensfreie Umformung bei hoher Werkzeuggeschwindigkeit, b) Reißen des Werkstücks bei niedriger Werkzeuggeschwindigkeit n. [JONE69]

chungen mit verschiedenen Schmierstoffen bestätigt [METZ70]. Zwar wird infolgedessen durchaus von einer Reduktion der Werkzeugbelastung [JAIN69] und teilweise geringem Verschleiß [MÜLL68] sowie guter Werkzeugstandzeit bei richtiger Werkzeuggestaltung [EMME65] berichtet, doch beschreibt die Mehrzahl der Untersuchungen eine deutlich geringere Werkzeuglebensdauer [MÜLL63; BRAM67; CRAW67; METZ70; THOM72]. Letztere wird mit hohen Druckbeanspruchungen des Werkzeugs während der Umformung und hoher thermischen Belastungen bei langer Verweildauer des Werkstücks im Werkzeug nach Ende der Umformung erklärt [LANG93].

In die Gesamtbewertung des Hochgeschwindigkeitsumformens mit starrem Werkzeug gingen die bereits beschriebenen technologischen Vorteile ein, die verbunden sind mit niedrigeren Folgebearbeitungskosten der Werkstücke [FEDD60], mit geringerem Maschinenpreis und Stellflächenbedarf [SKEE65], mit niedrigeren Energiekosten



[CRAW67], mit hoher Flexibilität bei kleinen Stückzahlen [BRUN68] und mit Rohmaterialesparung durch Wanddickenreduktion der Teile [HENN68]. Demgegenüber wurde die Gewichtseinsparung am Bauteil aufgrund der Wanddickenreduktion seinerzeit nicht als signifikanter Vorteil eingestuft [CRAW67]. Keine ersichtlichen Vorteile zeigten sich zudem bei Bauteilen, die konventionell ebenso zuverlässig gefertigt werden konnten [BRUN68], bzw. bei denen die Oberflächengüte durch Verbesserung der Werkzeugbehandlung – beispielsweise durch Keramikbeschichtungen – bei konventioneller Fertigung auf ein vergleichbares Niveau gesteigert werden konnte [RABE62; DEAN67]. Zudem wurden die Werkzeugkosten als höher und die Praxiserfahrungen mit großen Stückzahlen als geringer eingestuft [JAIN69].

Letztendlich waren Mitte der 1980er-Jahre noch drei der Maschinentypen aus den 1960er-Jahren im Einsatz. Zwei davon waren am Markt nicht erhältlich, da sich ihre Hersteller dazu entschlossen hatten, sie ausschließlich selbst zu verwenden, um sich als Umformteillieferanten in einem engen Marktsegment zu behaupten. Der dritte Maschinentyp wurde für Laboruntersuchungen genutzt, es kam jedoch nie zum Schritt der industriellen Produktion [TOBI85]. Des Weiteren existierten Anlagen zum Einschleifen von Werkzeuginnenformen [NEUB88]. Von diesen sind neuere Ausführungen nicht bekannt.

In jüngerer Zeit belegen Patentanmeldungen laufende Entwicklungen beim Hochgeschwindigkeitsumformen mit starrem Werkzeug [WO01183132A1; WO01183135A1; WO0243885A2; US6571596B1; US7028525B1; DE102012008]. Die auf einem dieser Patente beruhende Fertigung von Bipolarplatten aus Edelstahl wird am Markt angeboten [CELL07; CELL16]. Zudem wurde beim Einsenken von Mikrostrukturen in Aluminium und Edelstahl bei unabhängigen Untersuchungen festgestellt, dass mittels Hochgeschwindigkeit die Verfahrensgrenzen erweitert werden können. Als Erklärung wurde eine Veränderung der tribologischen Bedingungen angeführt, ohne dass allerdings ein Beweis für diese Annahme vorläge [SCHU00; NEUG05; UHLM12]. Mit dem Ziel, die Energieeffizienz in der Produktion zu erhöhen, gibt es darüber hinaus Bestrebungen, das Verfahren in Kombination mit dem Hochgeschwindigkeitsscherschneiden anzuwenden [BART15].

Viele Untersuchungen der 1960er-Jahre verfolgten das Anliegen, konventionelle Verfahren durch Hochgeschwindigkeitsumformung zu ersetzen. Wie von Steinicke für die

Explosionsumformung resümiert [STEI77], gehen die aktuellen Entwicklungen in die Richtung, dass das Hochgeschwindigkeitsumformen mit starrem Werkzeug die konventionellen Verfahren nicht verdrängt, sondern bereichert.

## 2.2 Formänderungsgrenzen beim Massivumformen

### 2.2.1 Voraussetzungen für den Werkstofffluss

„[J]egliches Umformen [basiert] auf [. . .] der Fähigkeit von Werkstoffen, sich [. . .] plastisch verformen zu lassen, [. . .] ohne daß der Werkstoffzusammenhalt verlorengeht.“ [FROB66] Diese Formänderung des Werkstoffs wird als Fließen bezeichnet. Bei einachsiger Einwirkung von Kräften setzt das Fließen ein, sobald die wirkende Spannung der Fließspannung des Werkstoffs entspricht. Das Fließen dauert so lange an, wie diese wirkende Spannung aufrechterhalten wird. Die Fließspannung ist werkstoffspezifisch und auf den aktuellen Querschnitt des Werkstücks bezogen, weshalb sie auch als wahre Spannung bezeichnet wird. Ihre Haupteinflussgrößen sind Formänderungszustand, Formänderungsgeschwindigkeit und Temperatur. Liegt ein mehrachsiger Spannungszustand vor, kann über die Fließbedingungen ein Zusammenhang zur Fließspannung hergestellt werden. Die bekanntesten Zusammenhänge sind jene nach Tresca und von Mises (Gleichungen 2.1, 2.2). Sie basieren auf dem dreiachsigen Hauptspannungskoordinatensystem mit  $+\infty \geq \sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3 \geq -\infty$ , wobei Zugspannungen positiv und Druckspannungen negativ definiert sind. [VDI3137; VDI3138; LAND00; HOFF12]

$$\text{nach Tresca: } k_f = \sigma_{max} - \sigma_{min} \quad (2.1)$$

$$\text{nach v. Mises: } k_f = \sigma_v = \sqrt{\frac{1}{2} ((\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2)} \quad (2.2)$$

Da während der plastischen Verformung die atomare Struktur des Werkstoffs geändert wird, ist der Ausgangszustand im Anschluss nicht mehr erhalten. Daher ist es sinnvoll, die Beschreibung der Formänderung auf den erzielten Zustand zu beziehen. Dies geschieht durch den Umformgrad  $\varphi$ . Er beschreibt die Summe aller infinitesimalen Maßänderungen  $dh$ , die ein Körper bezogen auf das jeweils augenblickliche Maß  $h$  in eine

Richtung erfahren hat. Bei einer in einem einzigen Formänderungsschritt stattfindenden Maßänderung kann der Umformgrad auch anhand der auf das Ausgangsmaß bezogenen Dehnung  $\varepsilon$  berechnet werden (Gleichung 2.3). Erfolgt Maßänderungen in mehrere Richtungen, kann die Gesamtformänderung durch den Vergleichsumformgrad  $\varphi_V$  beschrieben werden. Die bekanntesten Hypothesen zu dessen Berechnung stammen wiederum von Tresca und von Mises (Gleichungen 2.4 bei homogener und proportionaler Formänderung in den drei Hauptachsen). Die Formänderungsgeschwindigkeit wird durch die zeitliche Ableitung des Umformgrades, die Umformgeschwindigkeit  $\dot{\varphi}$  beschrieben (Gleichung 2.5). [SIEB32; RÖSL08; DOEG10; HOFF12]

$$\varphi = \int_{h_0}^{h_1} \frac{dh}{h} = \ln \frac{h_1}{h_0} = \ln \left( 1 + \frac{h_1 - h_0}{h_0} \right) = \ln(1 + \varepsilon) \quad (2.3)$$

$$\text{nach Tresca: } \varphi_V = |\varphi|_{\max}; \quad \text{nach v. Mises: } \varphi_V = \sqrt{\frac{2}{3} (\varphi_1^2 + \varphi_2^2 + \varphi_3^2)} \quad (2.4)$$

$$\dot{\varphi} = \frac{d\varphi}{dt} \quad (2.5)$$

## 2.2.2 Formänderungsvermögen und Grenzformänderung

Bei der Umformung bestehen werkstoffliche und prozessuale Grenzen. Diese sind in der Literatur nicht vollständig übereinstimmend definiert und werden für diese Arbeit wie folgt zusammengefasst: Die werkstofflichen Grenzen werden als Formänderungs- oder Umformvermögen bezeichnet. Dieses ist erschöpft, wenn bei einem Werkstoff bestimmter Zusammensetzung und Vorgeschichte eine Schädigung einsetzt. Die prozessualen Grenzen eines bestimmten Umformverfahrens werden durch die Grenzformänderung beschrieben. Diese ist ausgeschöpft, wenn in einer Umformstufe entweder das Formänderungsvermögen des Werkstoffs erreicht ist, es zu einer Überlastung der Werkzeuge kommt oder sonstige Verhältnisse eintreten, die das Umformgut unbrauchbar machen, z. B. unzulässige Form- und Maßabweichungen oder Faltenbildung. [STEN65; FROB66; LIEN71; LAND00; VDI3138; LANG08; SCHN08; HOFF12; SCHI16; KLOC17]

Die offensichtlichste Grenze des Formänderungsvermögens  $\varphi_{Br}$  ist der Bruch des Werkstücks, der mit einer Rissbildung einhergeht und spröde oder duktil erfolgen kann.

Im ersten Fall endet die Fließkurve abrupt, im zweiten weist die Fließkurve ein Maximum auf, nach dem die Fließspannung kontinuierlich bis zum Versagen abnimmt. Dies geschieht durch den Prozess von Porenbildung, Porenwachstum und Porenvereinigung, der zu einer fortschreitenden Schwächung des Werkstoffes führt (Abbildung 2.5) [DIET88]. Risse können an der Werkstückoberfläche oder im Werkstoffinneren entstehen [RÖSL08]. Je nach Belastungsform und vorwiegendem Spannungszustand treten unterschiedliche Bruchmechanismen und -ausprägungen auf. Der duktile Bruch wird als Gleitbruch, der spröde als Spaltbruch bezeichnet. Wirken mehrere Mechanismen gemeinsam, wird das Resultat als Mischbruch beschrieben. [VERE96] Eine besondere Bruchform bei hohen Umformgeschwindigkeiten unter Einfluss von Schubspannungen ist der adiabatische Scherbruch [MEYE99].

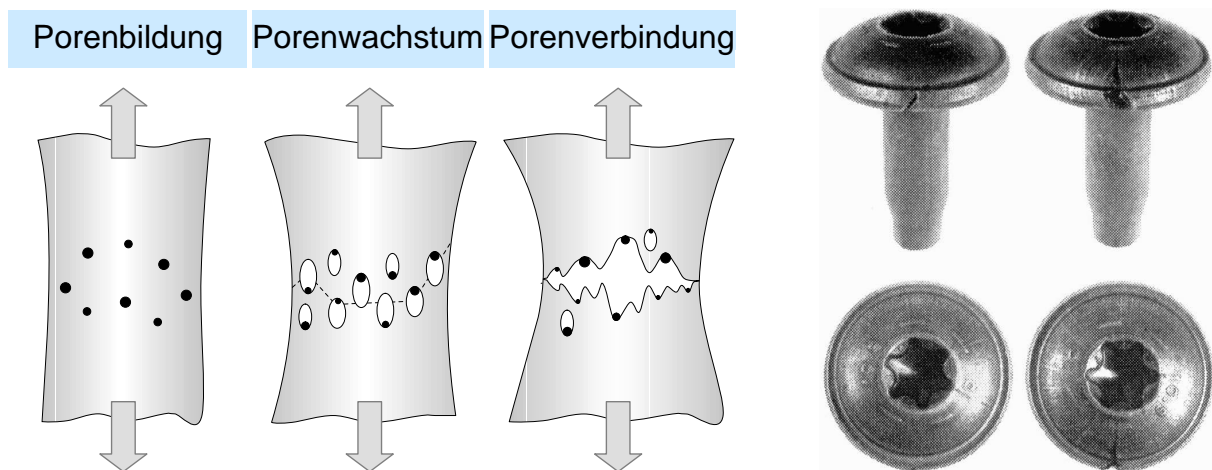


Abbildung 2.5: Rissbildungsprozess unter Zugbeanspruchung (links) n. [BREU07] und Beispiel des Auftretens von Rissen an Umformteilen (rechts) n. [LAND00]

Die Erfüllung der Voraussetzung, dass der Werkstoff fließt, kann bereits die Grenzformänderung bestimmen. In dieser Hinsicht ist die Grenzformänderung dann erschöpft, wenn mit einem Verfahren die Fließspannung ab einem bestimmten Umformgrad nicht mehr aufrechterhalten werden kann. Das gilt auch, wenn dies nur lokal in einem relevanten Bereich geschieht, z. B. wenn die Formfüllung einer Kontur nicht gewährleistet ist. [SEMI96; KOPP05] Bei Werkstoffen, die während der Umformung mit konstanter Umformgeschwindigkeit durchgängig Raumtemperatur haben, steigt die Fließspannung, solange keine Schädigung einsetzt, mit zunehmendem Umformgrad an. Der genaue Zusammenhang wird in der Fließkurve visualisiert, indem die Fließspannung für eine Belastungsrichtung über dem Vergleichsumformgrad aufgetragen wird. [LUDW09; DOEG86]

Um höhere Grenzformänderungen zu erzielen, werden erhebliche Anstrengungen unternommen. Ein Beispiel dafür ist das Präzisionsumformen mit dem Ziel, komplexe Bauteile aus höherfesten Werkstoffen endkonturnah umzuformen [HÄNS95]. Da die Belastbarkeit der Werkzeuge die Hauptverfahrensgrenze bei der Realisierung der erforderlichen Werkzeugdrücke darstellt [SCHM93; LAND00], wird viel Aufwand in die Ermittlung der notwendigen Kräfte [JÜTT86; DOHM87; KON87; LAUF91; DOHM95; BEHR16], die Werkzeuggestaltung [DOEG87; SZEN94; VDI3138; KANG99a; KANG99b; NEE99; SILB03; ALTA04] und die Tribologieoptimierung investiert [HESS16]. Zugleich ist, falls Warmumformen angewendet wird, die Realisierung hochgenauer Vorwärmtemperaturen erforderlich, beispielsweise  $5^{\circ}\text{C} < \Delta \vartheta < 30^{\circ}\text{C}$  bei Werkstücksolltemperaturen  $1\,000^{\circ}\text{C} \leq \vartheta \leq 1\,200^{\circ}\text{C}$  [ADAM90; DOEG95a; DOEG95b]. Zudem ist eine sorgfältige Gestaltung der Bauteilabkühlung nach dem Umformen verlangt [POLL95]. Des Weiteren ist die Rohteilgeometrie eine wichtige Einflussgröße auf den Werkstofffluss, sodass auch hier besondere Optimierungen durchgeführt werden [KOLL90; PATH10].

## 2.3 Wirkung erhöhter Werkzeuggeschwindigkeit

### 2.3.1 Erhöhung der Umformgeschwindigkeit

Die Werkzeuggeschwindigkeit  $v = \frac{dh}{dt}$  steht in unmittelbarem Zusammenhang mit der Umformgeschwindigkeit. Bei einachsiger Beanspruchung ergibt sich unter Anwendung der Kettenregel<sup>4</sup> aus  $\varphi = \ln \frac{h_1}{h_0}$  (Gleichung 2.3, S. 9) Gleichung 2.6 [DOEG10; HOFF12].

$$\dot{\varphi} = \frac{v}{h} \quad (2.6)$$

Abbildung 2.6 veranschaulicht die Geschwindigkeitsbereiche diverser Umformverfahren. Im Zuge der jeweiligen Prozesse sind nicht nur die Beträge, sondern – je nach

<sup>4</sup>  $f = u \circ v \Rightarrow (u \circ v)'(x_0) = u'(v(x_0)) \cdot v'(x_0) : u = \varphi(h(t)), v = h(t) \Rightarrow u' = \frac{d(\ln h - \ln h_0)}{dh} = \frac{1}{h}, v' = \frac{dh}{dt}$

Art der eingesetzten Antriebstechnologie – auch die Verläufe der Geschwindigkeiten unterschiedlich.

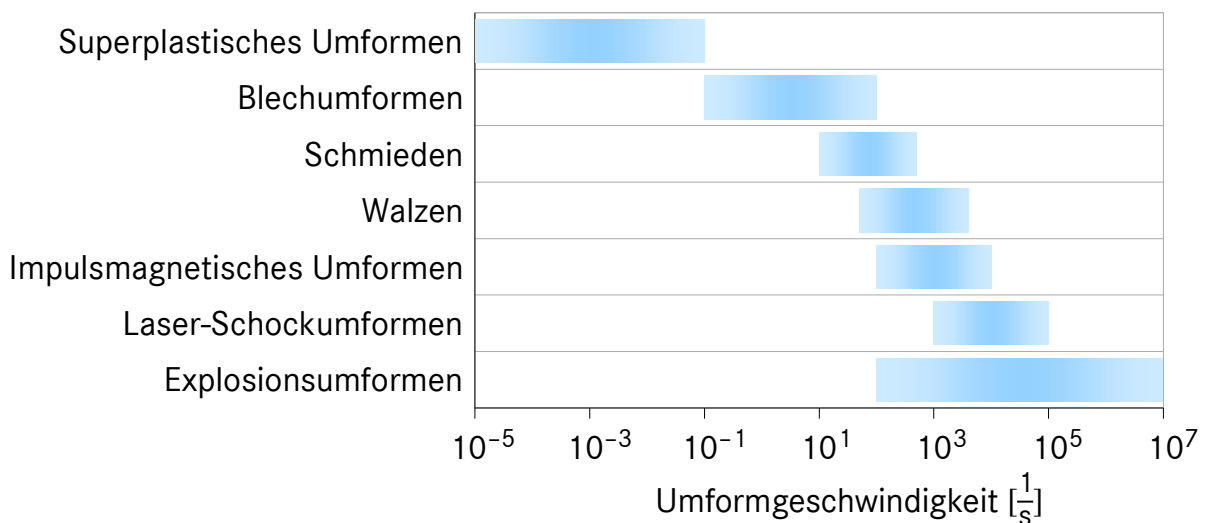


Abbildung 2.6: Umformgeschwindigkeiten verschiedener Umformverfahren n. [BLAN79; HO-MA87; WARL09; NEUG11; WIEL11]

### 2.3.2 Veränderung der Relativgeschwindigkeiten der Kontaktflächen

Bei Erhöhung der Werkzeuggeschwindigkeit erhöht sich in Abhängigkeit von Kinematik und Werkstofffluss die Relativgeschwindigkeit der Kontaktflächen. Letztere beeinflusst das tribologische System und die resultierende Reibschubspannung in zweierlei Hinsicht: beim Reibzustand und bei der Kontakttemperatur. Weitere Einflussgrößen sind die wirkende Normalspannung sowie Werkstoffe, Randhärte, Oberflächentopografien, Beschichtungen der Kontaktpartner sowie Medien zwischen den Kontaktpartnern und in derer Umgebung [DOEG10; HOFF12; KLOC17]. Wegen der Vielfältigkeit der Einflussgrößen können pauschale Aussagen kaum getroffen werden. Erschwerend kommt hinzu, dass die Annahme konstanter Reibschubspannungen über die Kontaktfläche die wahren Bedingungen meist unzutreffend kennzeichnet [BURG66] und während eines Umformprozesses mehrere Reibzustände möglich sind (Abbildung 2.7) [WILS79; ZANG17]. Die meisten Umformprozesse laufen im Gebiet der Grenz- oder Mischreibung ab [HOFF12].

Beim Kaltmassivumformen treten mit Abstand die höchsten Kontaktnormalspannungen unter den Umformverfahren auf,  $\sigma \leq 3000 \frac{N}{mm^2}$ . Beim Warmumformen betragen

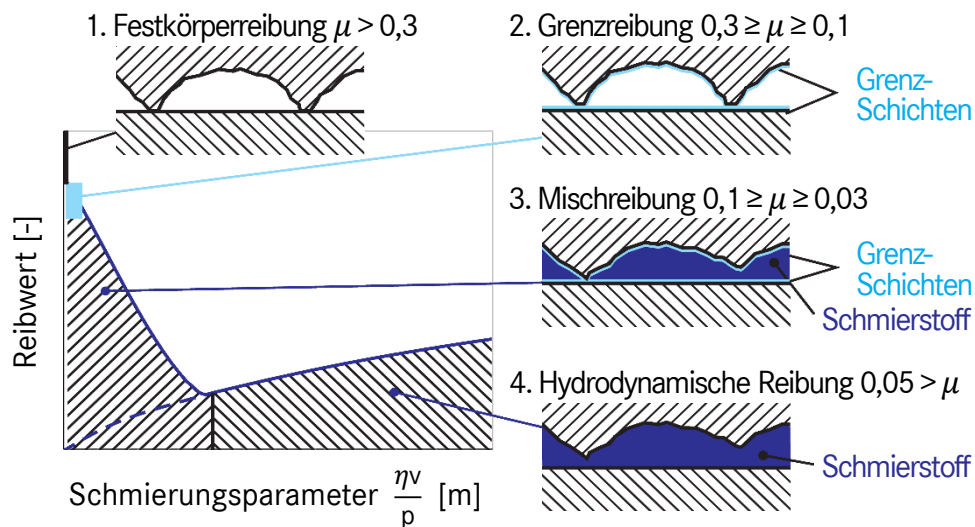


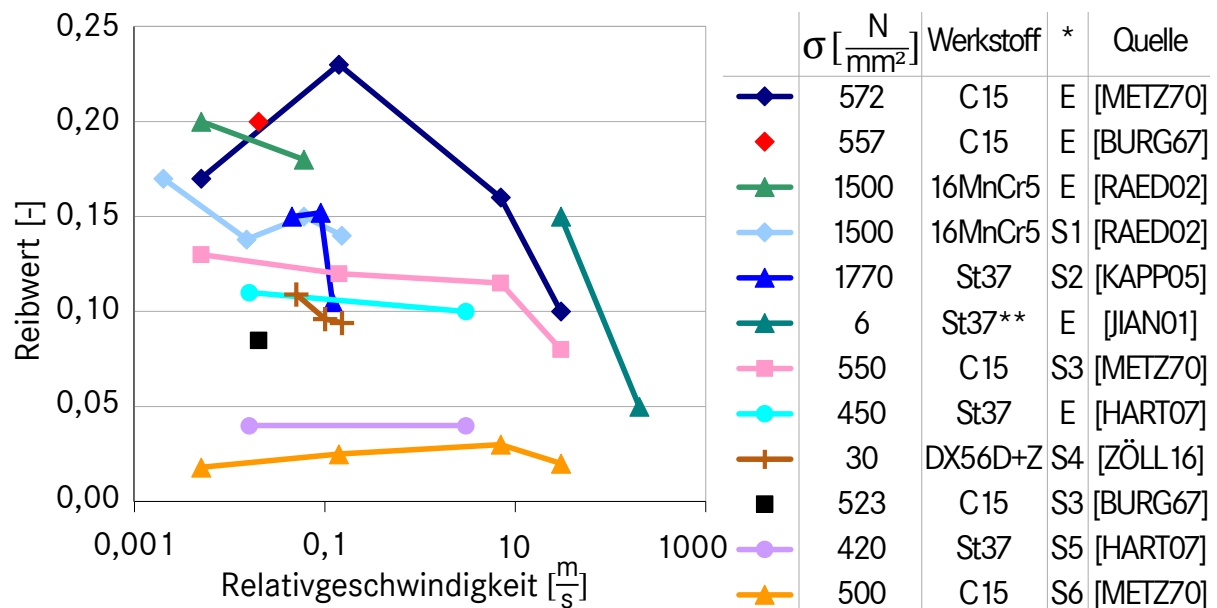
Abbildung 2.7: Reibzustände in Abhängigkeit von der Relativgeschwindigkeit  $n$ . Stribeck [NETS95] – Darstellungen  $n$ . [HOFF12]

sie noch etwa 50 % davon [BAY10]. Des Weiteren ist die Oberflächenvergrößerung beim Kaltmassivumformen um ein Vielfaches höher als beispielsweise bei der Blechumformung und nimmt mit steigender Werkstücktemperatur signifikant zu [KAPP05; BAY10]. Durch die Kombination aus hoher Normalspannung und Oberflächenvergrößerung werden Adhäsionen begünstigt. Sie bilden sich zwischen metallischen Kontaktpartnern mit zunehmendem Reibweg, wenn sich zwischen den Partnern keine Schutzschicht oder kein Medium befindet. Durch die Kaltverschweißungen wird die Relativbewegung zwischen den beiden Kontaktpartnern zu einem zuerst mikro- und dann makroskopischen Schervorgang, der zu einem starken Anstieg der Schubspannung führt [RAED02] und folglich steigt der Reibwert beim Warmmassivumformen um das Zwei- bis Dreifache an [LANG08]. Wird durch die hohen Kontaktnormalspannungen beim Massivumformen sowie der Adhäsionen der Gültigkeitsbereich  $\sigma < k_f$  des Coulomb'schen Reibgesetzes  $\tau = \mu \sigma$  verlassen, lässt sich der Zustand besser durch das Reibfaktormodell  $\tau = m k$  beschreiben, wobei  $m$  als Reibfaktor und  $k$  als Schubfließgrenze<sup>5</sup> bezeichnet wird (Abbildung A 1, S. A-1) [KAPP05].

Abbildung 2.8 stellt die in mehreren Untersuchungen mittels Schwerlasttribometer, Ringstauchversuch oder Tribometer ermittelten Verläufe des Coulomb'schen Reibwerts über die Kontaktrelativgeschwindigkeit dar. Bei den Tribometerversuchen wurden jeweils die Werte zu Versuchsbeginn dargestellt, die den Zustand ohne Adhäsion

<sup>5</sup>  $k = \tau_{max} = \frac{k_f}{\sqrt{3}}$  gemäß der Fließbedingung nach v. Mises (Gleichung 2.2, S. 8)

kennzeichnen und bei denen der Reibwert noch eine Aussagekraft hat. Die Normalspannungen in den Ringstauchversuchen wurden mit den von Burgdorf ermittelten Zusammenhängen zwischen  $\sigma$ ,  $k_f$  und  $\mu$  berechnet [BURG67]. Die Relativgeschwindigkeit der beiden Kontaktpartner liegt beim Ringstauchen in der selben Größenordnung wie die Werkzeuggeschwindigkeit. Daher wurden die von [HART07] angegebenen Umformgeschwindigkeitswerte mit Gleichung 2.6 (S. 11) umgerechnet.



\* Tribologischer Zustand: E – entfettet; Schmierung S1 – Mineralöl, S2 – Mineralöl & CVD-beschichtetes WZ, S3 – Zinkphosphat & MoS<sub>2</sub>-Pulver, S4 – PL3802-39S, S5 – MoS<sub>2</sub>-Paste, S6 – Molycote HTP

\*\* Dieser Versuch wurde mit Proben temperatur von 60 °C durchgeführt - alle anderen Versuche bei RT

Abbildung 2.8: Einfluss der Relativgeschwindigkeit der Kontaktflächen auf den Reibwert bei unterschiedlichen Normalspannungen und Schmierstoffen

Abbildung 2.8 macht deutlich, dass der Reibwert mit zunehmender Relativgeschwindigkeit tendenziell sinkt. Auch die Untersuchungen und die umfassende Literaturrecherche von Molinari führen zu dem Ergebnis, dass der Reibwert mit der Relativgeschwindigkeit sinkt [MOLI99]. Beim Zerspanen, bei dem vergleichbare Normalspannungswerte und Relativgeschwindigkeiten unter völlig anderen Prozessbedingungen auftreten [MURR10], zeigen sich teilweise ebenfalls Tendenzen zur Reibwertreduktion mit steigender Relativgeschwindigkeit [PHIL04; SUTT05; OZLU09]. Weiterhin ist in Abbildung 2.8 erkennbar, dass der Reibwert beim Einsatz von Schmierstoffen abnimmt, was bei den höheren Normalspannungswerten deutlich schwächer ausgeprägt ist. Hier kann durch Beschichtungen eine deutliche Reduktion der Adhäsion und des Reibwerts erzielt werden. Ein Indiz auf einen Werkstoffeinfluss ist nicht erkennbar. Auch Li kommt



anhand seiner Reibwertuntersuchungen bei verschiedenen Spannungszuständen an 16MnCr5 und 42CrMo4 zu dem Schluss, dass der Einfluss des Werkstückwerkstoffs bei Stählen von untergeordneter Bedeutung ist [LI96]. Dies wird von Kappes anhand der Werkstoffe St37 und St52 bestätigt [KAPP05].

Eine Erhöhung der Temperatur bewirkt laut den Untersuchungen von Li unter Verallgemeinerung der verschiedenen Spannungszustände bei ungeschmierten Proben im Bereich  $RT \leq \vartheta \leq 200\text{ °C}$  eine Erhöhung und dann bei  $400\text{ °C} \leq \vartheta \leq 900\text{ °C}$  wieder eine Reduktion des Reibfaktors. Demgegenüber sinkt dieser bei mit kolloidalem Graphit geschmierten Proben zunächst im Bereich  $RT \leq \vartheta \leq 200\text{ °C}$  und steigt dann im Bereich  $400\text{ °C} \leq \vartheta \leq 800\text{ °C}$  wieder an [LI96]. Diese Ergebnisse könnten, unter zusätzlicher Berücksichtigung des mit der Relativgeschwindigkeit zunehmenden adiabatischen Verhaltens der Stauchung, eine Erklärung dafür sein, warum der von Metzler ermittelte Verlauf des Reibwerts im entfetteten Zustand zunächst ansteigt und dann wieder abnimmt (Abbildung 2.8) [METZ70].

### 2.3.3 Auftreten von Trägheitskräften

Die Stempelgeschwindigkeit bestimmt, inwiefern der Umformprozess durch Trägheitskräfte beeinflusst wird. Experimentell wurde ihr Einfluss bei Stauchvorgängen insbesondere bei Werkzeuggeschwindigkeiten  $v \geq 40 \frac{m}{s}$  beobachtet. Der Einfluss wird z. B. beim Gesenkformen durch flache Werkstücke erhöht (vgl. S. 5 bzgl. Vorwärtsvollfließpressen) [STÖT60; BURG66; RUPP66; SOGR67; BÜHL69; METZ69a; METZ70]. Die Zusammenhänge wurden analytisch beschrieben [LIPP67; METZ69b; BAUE73] und simulativ bestätigt [FORN90; FONT91]. Die Trägheitskräfte nehmen mit der Geschwindigkeit, dem Verhältnis von Dichte zu Fließspannung des Werkstoffs und der Probengeometrie zu. Sie können den Umformprozess, je nach gewünschter Fließrichtung, begünstigen oder behindern [STÖT60; BURG66]. Weiterhin können sich unterschiedliche Normalspannungen und damit tribologische Verhältnisse an den verschiedenen Kontaktflächen des Werkstücks einstellen [METZ69a].

Mit dem Ansteigen der Trägheitskräfte werden auch Wellenausbreitungseffekte relevant. Elastische Verformungswellen breiten sich mit der Schallgeschwindigkeit des

jeweiligen Werkstoffs aus  $c_{\text{Stahl}} = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \approx 5100 \frac{\text{m}}{\text{s}}$ , denen der Bereich der plastischen Formänderung mit geringerer Geschwindigkeit folgt [TANA87; MEYE94; DAVI08; HIER08; CHAK10]. Dadurch verändert sich der Beanspruchungszustand des Werkstücks. Da die Wellen am Ende eines Körpers reflektiert werden, stellt sich bei ausreichend großem Verhältnis von induzierter Energie zu Werkstückvolumen schnell eine über die Werkstücklänge homogene Spannung und damit Umformung ein. Diese wird auch durch ein längeres Lastsignal begünstigt [HÖCK87].

Experimentell wurden plastische Wellen zu Beginn der Umformung bei  $40 \frac{\text{m}}{\text{s}} \leq v \leq 80 \frac{\text{m}}{\text{s}}$  beobachtet, wobei der Umformvorgang kaum beeinflusst wurde [BÜHL69]. Demgegenüber verläuft die Umformung wellenartig bei  $v \geq 115 \frac{\text{m}}{\text{s}}$  (Abbildung 2.9) [BEHR68].

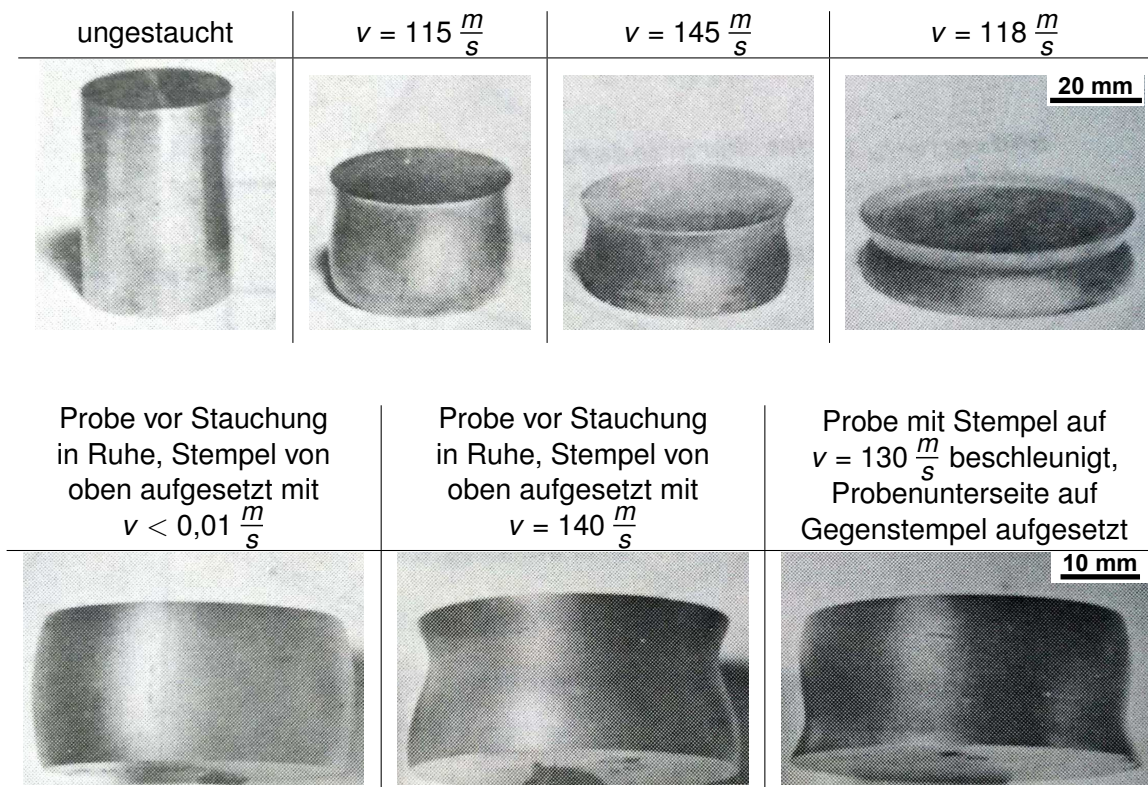


Abbildung 2.9: Einfluss wellenförmiger Verformungsausbreitung bei  $115 \frac{\text{m}}{\text{s}} \leq v \leq 145 \frac{\text{m}}{\text{s}}$ , Probenwerkstoff Kupfer n. [BEHR68]

## 2.4 Beeinflussung der Formänderungsgrenzen

### 2.4.1 Umformgeschwindigkeit

Eine Erhöhung der Umformgeschwindigkeit führt unter ansonsten konstanten Umformbedingungen bei vielen Werkstoffen zu einer höheren Fließspannung (Abbildung 2.10) [SIEB28a; BUCH86; HOMA87; MEYE92; KRÜG01; STEP02; ABDE06; WARL09; LU17]. Dieser Effekt verstärkt sich bei den meisten Stählen mit zunehmender Umformtemperatur, sodass bei höherer Umformgeschwindigkeit die temperaturbedingte Fließspannungsreduktion geringer ausfällt [VOLL69; DOEG86; PÖHL86; GILA97; LEE97; PIAO17]. Beide Erscheinungen lassen sich werkstofftechnisch darauf zurückführen, dass weniger Zeit zur Verfügung steht. Damit sinkt die Wahrscheinlichkeit, dass Versetzungen aufgrund ihrer natürlichen Schwingung Hindernisse überwinden, die sie in ihrer Bewegung behindern [RÖSL08]. Wenn die Umformgeschwindigkeit die Rekristallisationsgeschwindigkeit übersteigt, nimmt die Fließspannung selbst bei  $\vartheta = 1\,200\text{ °C}$  stetig mit dem Umformgrad zu, was z. B. beim Stahl C15 bereits bei  $\dot{\varphi} = 40\frac{1}{\text{s}}$  der Fall ist [DOEG10]. Bei Stählen wird im Allgemeinen zunehmendes Formänderungsvermögen bei steigender Umformgeschwindigkeit beobachtet [BOUL74; MEYE88; NAKK91; BÖHM07], wohingegen Reineisen bei steigender Umformgeschwindigkeit zu Sprödbruch neigt [KAWA87].

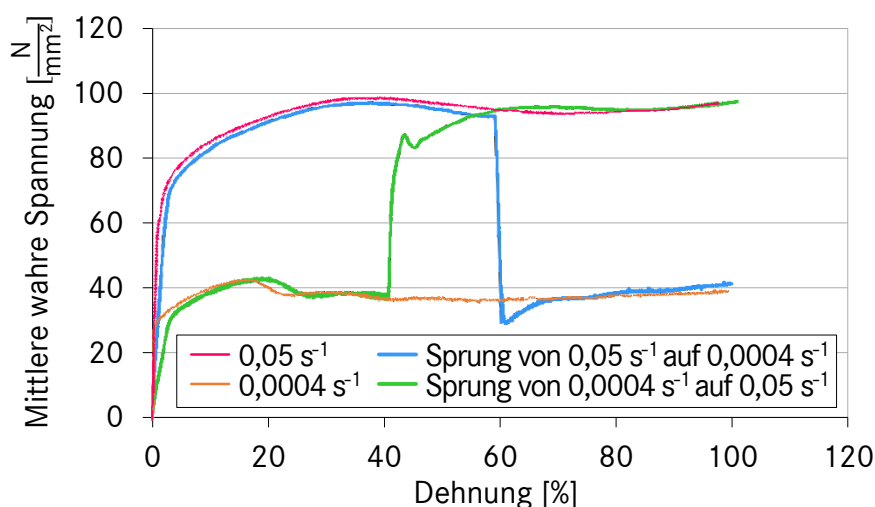


Abbildung 2.10: Wirkung einer Veränderung der Umformgeschwindigkeit auf den Spannungsverlauf, Werkstoff X10NiCrAlTi3220,  $\vartheta = 1\,000\text{ °C}$  n. [FROM08]

### 2.4.2 Thermomechanische Wechselwirkung

Die im letzten Abschnitt unterstellten konstanten Umformbedingungen sind nur bedingt gewährleistet, da mit der Erhöhung der Umformgeschwindigkeit stets eine Reduktion der Prozessdauer einhergeht. Folglich steht weniger Zeit für Wärmeleitungs- und Strahlungsprozesse zur Verfügung. Mit steigender Umformgeschwindigkeit verbleibt ein größerer Anteil der während der Umformung erzeugten Wärme im Werkstück. Die Folge ist eine Temperaturerhöhung. Des Weiteren kühlt ein vorgeheiztes Werkstück während der Umformung weniger stark ab (vgl. S. 4). Die verformungsinduzierte Temperaturerhöhung kann sehr signifikant sein, da bei Stahl nur ein geringer Anteil der Umformarbeit als Verzerrungsenergie in der Gefügestruktur gespeichert wird. Oft wird eine vollkommene Dissipation der Umformarbeit angenommen [TROO75; PÖHL86].

Genauere Betrachtungen kommen zu dem Schluss, dass bei  $\dot{\varphi} = 0,01 \frac{1}{s}$  zu Fließbeginn annähernd 90 % der Umformarbeit in Wärme umgewandelt werden [FARR25] und dieser Anteil mit Umformgrad [TAYL34; CHRY89] und Umformgeschwindigkeit steigt. Bei  $\dot{\varphi} = 100 \frac{1}{s}$  kann angenommen werden, dass 99 % der Umformarbeit dissipiert werden [REHR06] und annähernd 100 % bei  $\dot{\varphi} = 1\,000 \frac{1}{s}$  [KAPO98]. Der genaue Verlauf des umformgrad-, umformgeschwindigkeits-, temperatur- und werkstoffabhängigen Dissipationsanteils ist für Stahl nicht vollständig untersucht. Die bisherigen Untersuchungen fokussieren einerseits auf Einzelaspekte und andererseits auf andere Werkstoffe [RUPP66; ZEHN98; MACD00; ROSA00; LONG05; WAJD05; EREN07; OLIF09; OLIF12]. Der Anteil der Umformarbeit, der als Wärme dissipiert, wird als  $\beta$  bezeichnet, mit  $0 \leq \beta \leq 1$ .

Letzendlich ist der Einfluss der Umformgeschwindigkeit aufgrund der thermomechanischen Wechselwirkung abhängig vom Zusammenspiel der ver- und entfestigenden Effekte. Im Allgemeinen beginnen die Fließkurven von Stählen mit zunehmender Umformgeschwindigkeit bei höherern Fließspannungen, verlaufen dann flacher und gehen je nach Dominanz des Entfestigungseinflusses ggf. in einen monoton fallenden Verlauf über (Abbildung 2.11). Das genaue Verhalten ist stark werkstoff- sowie werkstoffzustandsabhängig und muss individuell untersucht werden. Ein Schluss vom statischen auf das dynamische Werkstoffverhalten ist nicht möglich [ABDE95; TREP01; REHR06; MEYE07b; LECH16].

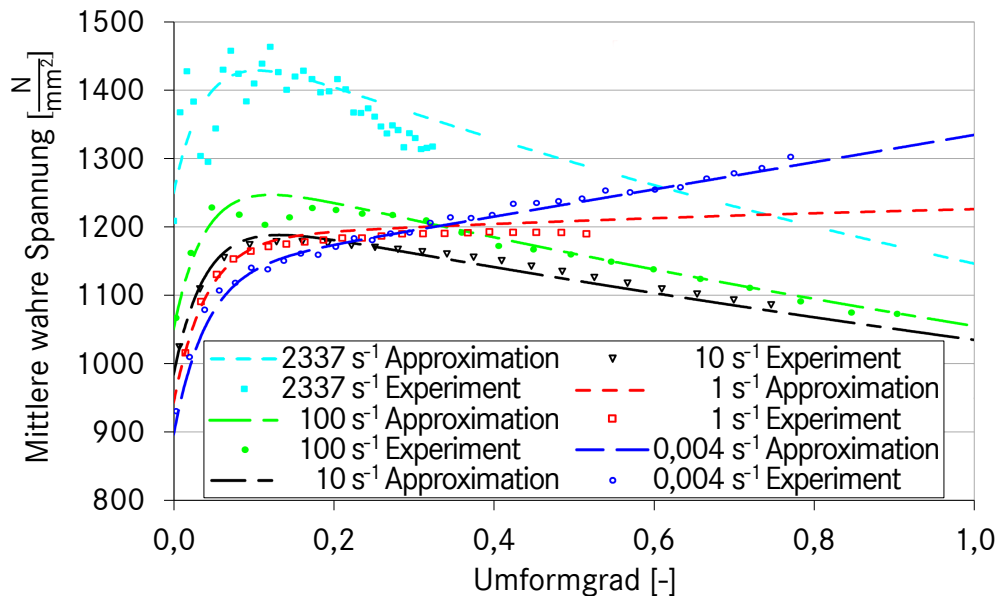


Abbildung 2.11: Spannungsverläufe bei unterschiedlichen Umformgeschwindigkeiten, Werkstoff 42CrMo4, RT n. [EMDE09]

Das Ausmaß der thermomechanischen Wechselwirkung wird davon bestimmt, welcher Anteil der Wärme im Werkstück verbleibt, also nicht über Wärmeleitungs- und Strahlungsprozesse an die Umgebung abgegeben wird. Eine Beurteilung kann mithilfe der thermischen Fourier-Zahl  $Fo$  erfolgen. Mit  $Fo = \frac{\lambda t}{c_p \rho l^2}$  stellt sie eine Relation zwischen Prozessdauer  $t$  und Dauer des Wärmetransports her und berücksichtigt die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$ , die spezifische Wärmekapazität  $c_p$ , die Dichte  $\rho$  und die charakteristische Länge  $l$  des Betrachtungsobjektes.

Ein Umformprozess kann bei  $Fo \geq 10$  als isotherm und bei  $Fo \leq 0,01$  als adiabatisch eingestuft werden [ZEHN98]. Bei isothermem Zustand wird sämtliche Wärme an die Umgebung abgegeben, bei adiabatischem Zustand verbleibt die Wärme vollständig im Werkstück. Durch Substitution der Zeit durch Umformgrad und Umformgeschwindigkeit ergibt sich  $Fo = \frac{\lambda \varphi}{\dot{\varphi} c_p \rho l^2}$  [HERZ06]. Abbildung 2.12 (links) veranschaulicht die Grenzen des isothermen und adiabatischen Bereichs in Abhängigkeit von den Einflussgrößen. Zwischen den beiden Flächen befindet sich ein Mischbereich, in dem nur ein Teil der Wärme an die Umgebung abgegeben wird. Es kann beispielsweise abgelesen werden, dass ein Werkstück mit Radius  $r = 10 \text{ mm}$  bis  $\dot{\varphi} \leq 10^{-4} \frac{1}{\text{s}}$  vollkommen isotherm umgeformt wird und ab  $\dot{\varphi} \geq 100 \frac{1}{\text{s}}$  adiabatisch. Für ein Werkstück mit  $r = 3,5 \text{ mm}$  wurde der adiabatische Zustand bei  $\dot{\varphi} \geq 100 \frac{1}{\text{s}}$  experimentell bestätigt [REHR06]. Weitere Messungen und Modellrechnungen bestätigen den häufig vorlie-

genden adiabatischen Charakter von Stauchversuchen und Massivumformprozessen [WALL61; POHL72; REBH79; MEYE09].

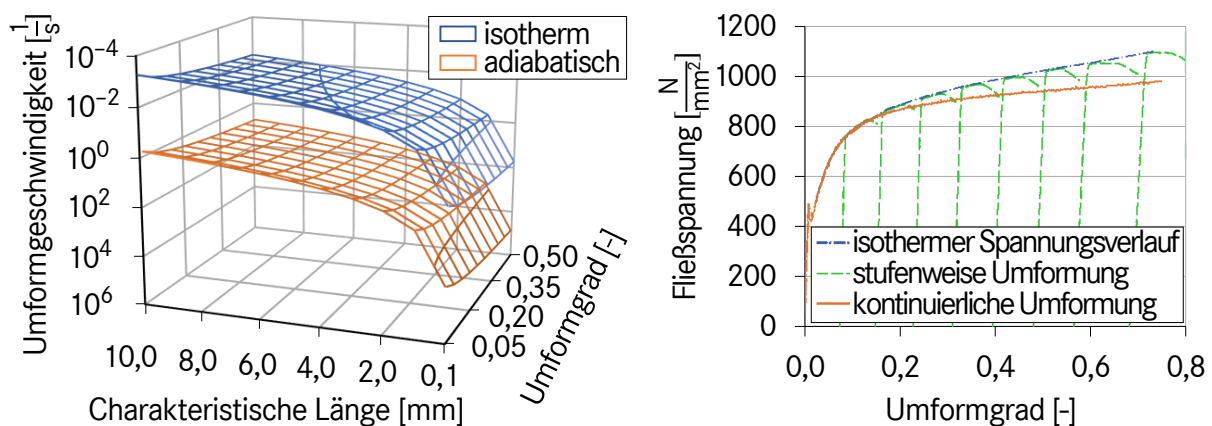


Abbildung 2.12: Umformgeschwindigkeitsbereiche für adiabatische und isotherme Umformung des Werkstoffs 20CrMo5 (links) n. [HERZ06]; adiabatische und isotherme Spannungsverläufe des Stahls Ck45 bei  $\dot{\varphi} = 0,9 \frac{1}{s}$  (rechts) n. [MEYE07a]

Anhand von gestoppten Versuchen, in denen das Werkstück auf Raumtemperatur abkühlen kann, ist es möglich, isotherme Fließkurven bei höheren Umformgeschwindigkeiten schrittweise aufzuzeichnen. Abbildung 2.12 (rechts) gibt eine isotherme und eine adiabatische Fließkurve desselben Werkstoffes wieder. Die Entfestigung aufgrund des adiabatischen Temperaturanstiegs ist deutlich zu erkennen. Der Temperaturanstieg kann anhand Gleichung 2.7 berechnet werden [TROO75; SEMI96].

$$d\vartheta = \frac{\beta k_f d\varphi}{\rho c_p} \quad (2.7)$$

### 2.4.3 Temperatur

Die im letzten Abschnitt festgestellte Abnahme der Fließspannung bei Erhöhung der Temperatur ist typisch für fertigungstechnische Werkstoffe. Gleichzeitig erfolgt in der Regel eine Zunahme des Formänderungsvermögens. Ausnahmen sind in bestimmten Temperaturbereichen stattfindende Reckalterungs- sowie Phasenumwandlungsprozesse. [DOEG86; KLOC17] Von Raumtemperatur ausgehend führt eine Verringerung der Temperatur demgegenüber zu einer höheren Fließspannung und einem niedrigeren Formänderungsvermögen [MEYE88].

Die Reduktion der Fließspannung erfolgt durch die thermische Aktivierung der Gleitbewegungen im Werkstoff sowie durch Erholungs- und Rekristallisationsvorgänge [RÖSL08; HOFF12]. Letztere finden statt, wenn der Energiegehalt des Werkstoffes durch Umformung derart erhöht wurde, dass ein energetisches Ungleichgewicht entstanden ist und dessen Abbau durch das Zuführen weiterer Energie in Form von Wärme eingeleitet wird [BARG12].

Während der Erholung wird das energetische Ungleichgewicht durch Ausheilen von Leerstellen im Metallgitter und Umordnen der Versetzungen abgebaut. Dabei kommt es zu einem Abbau von Eigenspannungen und Härte sowie zu einer leichten Zunahme des Formänderungsvermögens, jedoch noch nicht zu einer Gefügeveränderung, da die Anzahl der Versetzungen weitgehend erhalten bleibt [ebd]. Die Mindesttemperatur für eine Erholung liegt bei ca. 30 % der absoluten Schmelztemperatur des Werkstoffes [GROT09; DOEG10] – für Stahl demzufolge bei ca. 300 °C.

Demgegenüber wird die Verzerrungsenergie der Versetzungen bei der Rekristallisation genutzt um neues, unverzerrtes Gefüge zu bilden. Voraussetzung dafür ist ein von der Temperatur abhängiger kritischer Mindestumformgrad  $\varphi_{krit}$  (Abbildung 2.13 a). Die Mindesttemperatur liegt bei ca. 40 % der absoluten Schmelztemperatur des Werkstoffes, für Stahl etwa im Bereich  $500\text{ °C} \leq \vartheta_{RK_{min}} \leq 800\text{ °C}$ . Je höher der Umformgrad vor Beginn der Rekristallisation ist, desto feineres Gefüge entsteht.<sup>6</sup> [GROT09; DOEG10; BARG12; ZOCH15]

Finden diese Entfestigungsvorgänge während des Umformens statt, wird dies als dynamische Erholung bzw. dynamische Rekristallisation (DRX) bezeichnet. Dauert die Umformung lange genug an, wird  $\varphi_{krit}$  auch im neu gebildeten Gefüge erreicht, so dass auch in diesem dynamische Rekristallisation einsetzt und sich der Vorgang zyklisch wiederholt [SELL86; DAVE00; KIM08; BAMB16]. Abbildung 2.13 (b,c) veranschaulichen diese Zusammenhänge. Die gestrichelte Fließkurve in Abbildung 2.13 (c) entsteht, wenn nur Erholungsvorgänge wirken. Liegen die Bedingungen für DRX vor, beginnt diese bei  $\varphi_{krit}$  und führt ab  $\varphi_S$  zu einer stationären Fließspannung.

<sup>6</sup> In diesem Fall handelt es sich um primäre Rekristallisation. Bei noch höheren Temperaturen, längeren Glühzeiten und sehr großen Umformgraden kann sich feinkörniges rekristallisiertes Gefüge durch sekundäre Rekristallisation deutlich vergrößern, wobei Oberflächenenergie der feinen Körner abgebaut wird. [BARG12]

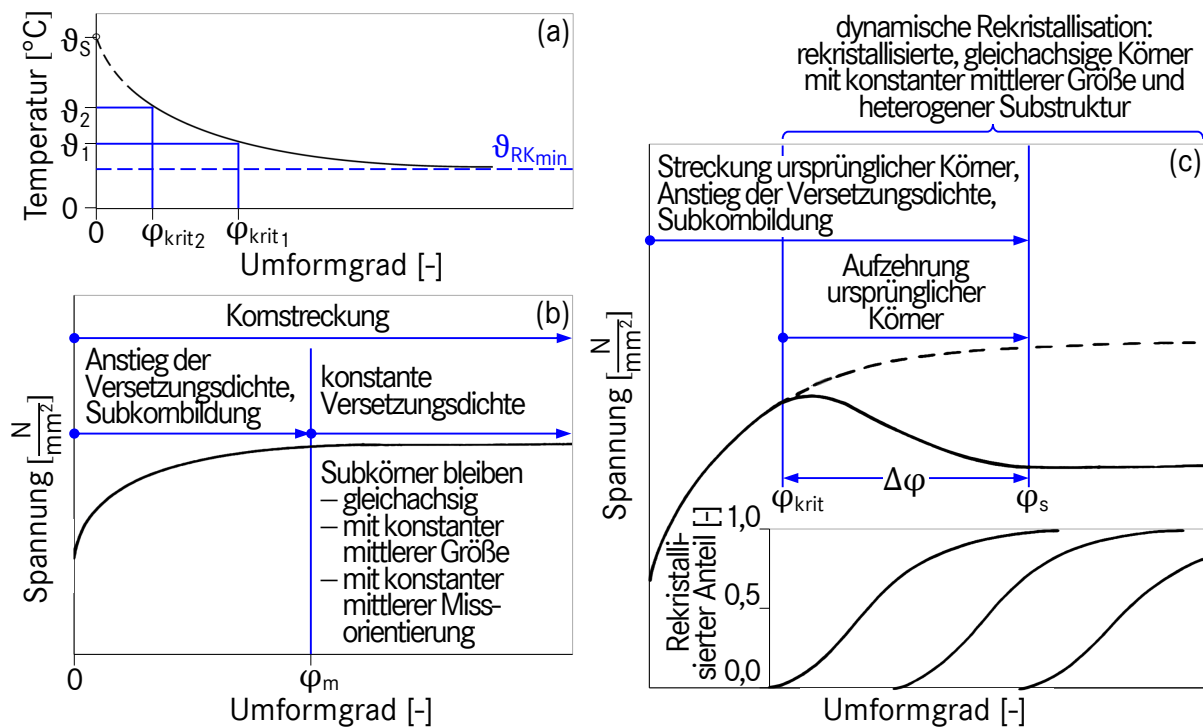


Abbildung 2.13: a) Zusammenhang zwischen für Rekristallisation erforderlichem Umformgrad und Temperatur n. [BARG12]; b) Wirkung dynamischer Erholung, c) Wirkung dynamischer Rekristallisation n. [SELL86]

Aufgrund der signifikanten Bedeutung der Temperatur für die Grenzformänderungen wurden Umformverfahren entwickelt, welche die Temperatureffekte nutzen. Hier wird in Abhängigkeit davon, ob das Werkstück vor der Umformung auf Raumtemperatur (RT) verbleibt oder erwärmt wird, unterschieden nach Kalt- und Warmumformen [VDI3137; DIN8583]. Bei der klassischen Warmumformung von Stahl erfolgt eine Erwärmung auf  $900\text{ °C} \leq \vartheta \leq 1\,200\text{ °C}$  [RUGE07]. Bei Umformgeschwindigkeiten  $\dot{\varphi} \leq 1\frac{1}{5}$  erfolgt hier eine vollständige dynamische Rekristallisation [DOEG10]. Davon ausgehend, dass bei diesen Umformgeschwindigkeiten und niedrigeren Temperaturen eine bleibende Verfestigung eintritt, werden Prozesse, bei denen eine entsprechende Anwärmung erfolgt, als Halbwarmumformen bezeichnet [KIEN69]. Für das Fließpressen von Stählen wird dabei der Temperaturbereich  $200\text{ °C} \leq \vartheta \leq 850\text{ °C}$  als günstig angesehen [VDI3166].

Der Einfluss der Temperatur wird zudem durch das sogenannte Glühen genutzt. Dieses kann vor der Umformung, zwischen mehreren Umformstufen und nach der Umformung angewendet werden. Sowohl das Glühen vor der Umformung als auch zwischen den



Umformstufen zielt darauf ab, die Grenzformänderung des sich jeweils anschließenden Umformvorgangs zu erweitern. [VDI3138; LANG08]

#### 2.4.4 Spannungszustand und Formänderungsgeschichte

Wie bereits deutlich wurde, kann es bei Erhöhung der Werkzeuggeschwindigkeit zu einer Veränderung der wirkenden Reibschubspannung kommen. Damit wird der Spannungszustand verändert, der einen deutlichen Einfluss auf das Formänderungsvermögen hat. Im Allgemeinen wird das Formänderungsvermögen durch Druckspannungen erhöht (Abbildung 2.14) und durch Zugspannungen herabgesetzt (Abbildung 2.5, S. 10) [KÁRM11; BÖKE14; LUDW28; SIEB33; MAIE34; KRÜG01; LEHM05; BEHR05; MANU05; RASP05].

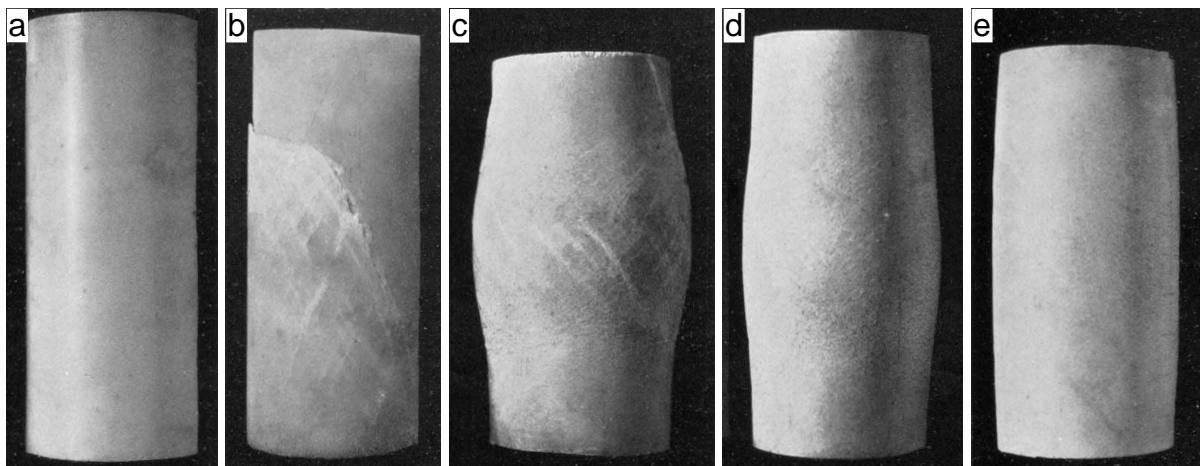


Abbildung 2.14: Erweiterung des Formänderungsvermögens von Marmor durch Druckeinwirkung an der Mantelfläche: a) Marmorzylinder unverformt,  $\varnothing = 40$  mm; b) Bruch bei Stauchung ohne Druckerhöhung an Mantelfläche; c) Ermöglichung der Umformung durch Manteldruck von 480 bar, dabei Rissbildung; d) verminderte Rissbildung bei Manteldruck von 671 bar; e) rissfreie Umformung bei Manteldruck von 1618 bar n. [KÁRM11]

Eine Beschreibung des Spannungszustands kann anhand des von Siebel und Maier eingeführten Quotienten aus dem Mittelwert der drei Hauptspannungen  $\sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)$  und der Fließspannung<sup>7</sup> beschrieben werden. Dessen Einfluss auf das Formänderungsvermögen wird systematisch durch Stenger an u. a. zwölf Stahlwerkstoffen und mit Umformgeschwindigkeiten von  $10^{-3} \frac{1}{s} \leq \dot{\varphi} \leq 10^{-2} \frac{1}{s}$  bei Raumtemperatur untersucht. Er weist nach, dass sich das Formänderungsvermögen unter

<sup>7</sup> gemäß Fließbedingung nach Tresca (Gleichung 2.1, S. 8)

konstanter mittlerer Hauptspannung  $\sigma_2$  bei Abnahme des Quotienten aus Spannungsmittelwert und Fließspannung, also bei Reduktion der Zug- und Erhöhung der Druckspannungsanteile, kontinuierlich erhöht und als Kurve  $\varphi_{Br} = f\left(\frac{\sigma_m}{k_f}\right)$  dargestellt werden kann. Die Steigung der Kurve ist verfahrens- und werkstoffabhängig. Je steiler sie verläuft, desto höher ist die Beeinflussbarkeit des Formänderungsvermögens durch den Spannungszustand (Abbildung 2.15). Ein Zusammenhang mit der Steigung der Fließkurve besteht in dem untersuchten Temperatur- und Geschwindigkeitsbereich nicht. Des Weiteren hat die mittlere Hauptspannung  $\sigma_2$  eine Wirkung auf das Formänderungsvermögen. Dieses wächst, je weiter  $\sigma_2$  in das Druckgebiet wandert. [STEN65]

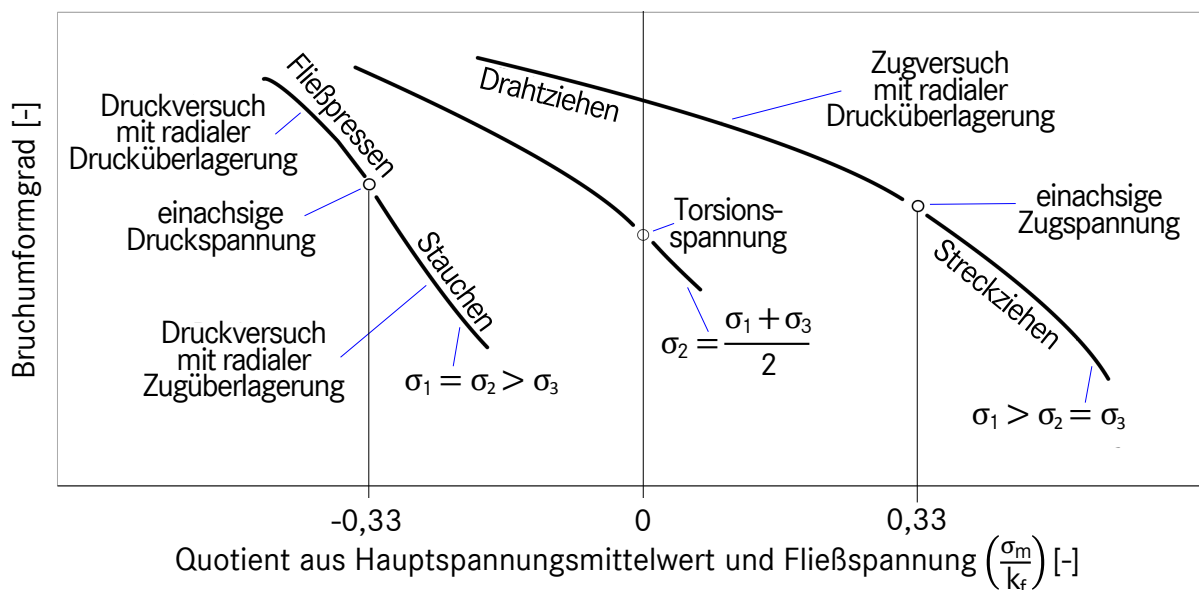


Abbildung 2.15: Einfluss des Spannungszustandes auf das Formänderungsvermögen  $n$ . [STEN65]

Wenngleich die geschwindigkeitsbedingte Veränderung der Reibschubspannung keinen so starken Effekt haben kann, wie in Abbildung 2.14 dargestellt, sind je nach konkretem Umformprozess deutliche Auswirkungen auf das Formänderungsvermögen möglich. Dafür reicht bereits aus, dass sich der als Formänderungsgeschichte bezeichnete Verlauf von  $\frac{\sigma_m}{k_f}$  über  $\varphi$  verändert.<sup>8</sup> Entscheidend für die Rissentstehung ist stets die Formänderungsgeschichte am jeweiligen Versagensort [ZITZ95]. Je mehr die Formänderung im Bereich von Druckspannungen stattfindet, desto positiver wirkt sich dies auf das Formänderungsvermögen aus (Abbildung 2.16). Sowohl die Wirkung

<sup>8</sup> Zitz verwendet zur Charakterisierung des Spannungszustandes sowohl  $\frac{\sigma_m}{\sigma_v} = \frac{\sigma_m}{k_f}$  als auch  $\frac{\sigma_1}{\sigma_v}$

des Quotienten aus Spannungsmittelwert und Fließspannung  $\frac{\sigma_m}{k_f}$  [VATE73] als auch die Wirkung der Formänderungsgeschichte [ZITZ95] sind bei  $10^{-2} \frac{1}{s} \leq \dot{\varphi} \leq 10^0 \frac{1}{s}$  unabhängig von der Temperatur.

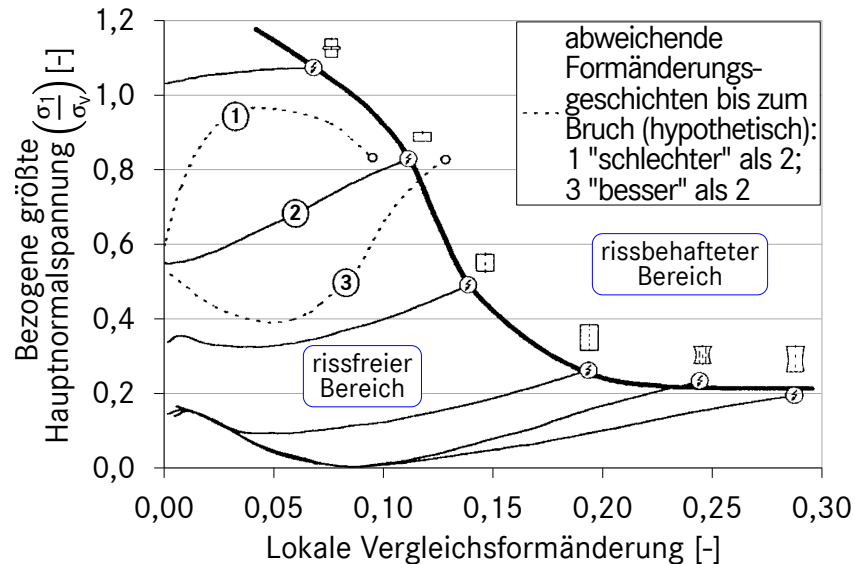


Abbildung 2.16: Wirkung unterschiedlicher Formänderungsgeschichten auf das Formänderungsvermögen  $n$ . [ZITZ95] – Die dünnen durchgezogenen Linien kennzeichnen unterschiedliche Formänderungsgeschichten, die durch Stauchen von Proben der dargestellten Geometrien realisiert wurden. Blitze kennzeichnen den Rissbeginn. Die dicke durchgezogene Linie wird als Belastungsgrenzkurve bezeichnet.

### 2.4.5 Verformungslokalisierungen

Der Spannungszustand kann bewirken, dass in bestimmten Teilvolumen des Werkstücks höhere Umformgrade entstehen. In diesen Bereichen ist dann zum einen die Umformgeschwindigkeit höher, zum anderen dissipiert dort mehr Wärme. Abbildung 2.12 (links), S. 20 betrachtend wird deutlich, dass der adiabatische Zustand mit zunehmender Umformgeschwindigkeit bei immer kürzeren charakteristischen Längen eintritt. Damit sind dann nicht nur das Werkstück in seiner Gesamtheit, sondern ggf. auch jene Teilvolumen, in denen die höheren Umformgrade auftreten adiabatisch. Tritt dieser Fall ein, erwärmen sich diese Teilvolumen schneller als das restliche Werkstück.

Da nun in diesen Teilvolumen sowohl Umformgrad als auch Umformgeschwindigkeit und Temperatur höher sind, kann aufgrund des gleichzeitigen Auftretens zweier ver-

festigender Einflüsse und eines entfestigenden Einflusses nicht ohne Weiteres vorausgesagt werden, wie sich die Fließspannung entwickelt. Es ist möglich, dass sie in diesen Bereichen (1) schneller steigt als im übrigen Werkstück, (2) gleich schnell steigt oder (3) langsamer steigt. Die Folgen sind:

1. Das Teilvolumen wird nicht mehr schneller umgeformt als der Rest des Werkstücks. Seine Umformgeschwindigkeit geht zurück.
2. Das Teilvolumen wird genau so schnell umgeformt wie der Rest des Werkstücks. Die Umformgeschwindigkeiten gleichen sich an.
3. Das Teilvolumen wird noch schneller umgeformt wie der Rest des Werkstücks. Seine Umformgeschwindigkeit steigt weiter.

In den ersten beiden Fällen wird die Umformung im Werkstück homogener, der Gradient des Umformgrads gleicht sich über das Werkstückvolumen an. Im dritten Fall wächst das Maximum des Gradienten im betroffenen Teilvolumen. Dadurch kann es nun zu Fall eins oder zwei kommen – oder Fall drei manifestiert sich und es kommt zu einer immer stärkeren Lokalisierung der Umformung, ein adiabatisches Scherband entsteht [TRES79; RECH64; KLEP98; FARR02; WALL07; XU08b]. Annähernd vergleichbare Werkstoffzustände werden z. B. durch gezielte Schubbeanspruchung eines Werkstücks beim Scherschneiden erzeugt [DEMM15].

Die Entwicklung der ver- und entfestigenden Einflussgrößen hinsichtlich des Umformgrads kann in einer Grundgleichung beschrieben werden (Gleichung 2.8). Der erste Term beschreibt den Anstieg der Fließspannung mit dem Umformgrad, der zweite die Veränderung der Fließspannung aufgrund der Veränderung der Umformgeschwindigkeit, die sich mit zunehmendem Umformgrad ergibt und der dritte ihre Veränderung aufgrund der Erhöhung der Temperatur, die mit zunehmendem Umformgrad erfolgt. Es wird davon ausgegangen, dass adiabatische Scherbandbildung einsetzt, sobald Gleichung 2.9 erfüllt ist [RECH64; KLEP98; FARR02; WALL07]. Dies ist insbesondere bei Stahl der Fall, nachdem eine deutliche Lokalisierung erfolgt ist (Abbildung 2.17) [CHO93; MEYE94; FENG99; MEYE99; ODES05]. Schubspannungen begünstigen die Scherbandbildung, wohingegen hohe Temperaturen ihr aufgrund der mit der Temperatur steigenden geschwindigkeitsbedingten Verfestigung (vgl. 2.4.1, S. 17) entgegenwirken [BASS99].

$$\frac{dk_f}{d\varphi} = \left. \frac{\partial k_f}{\partial \varphi} \right|_{\dot{\varphi}, \vartheta} + \left. \frac{\partial k_f}{\partial \dot{\varphi}} \right|_{\varphi, \vartheta} \frac{d\dot{\varphi}}{d\varphi} + \left. \frac{\partial k_f}{\partial \vartheta} \right|_{\varphi, \dot{\varphi}} \frac{d\vartheta}{d\varphi} \quad (2.8)$$

$$\frac{dk_f}{d\varphi} \stackrel{!}{=} 0 \quad (2.9)$$

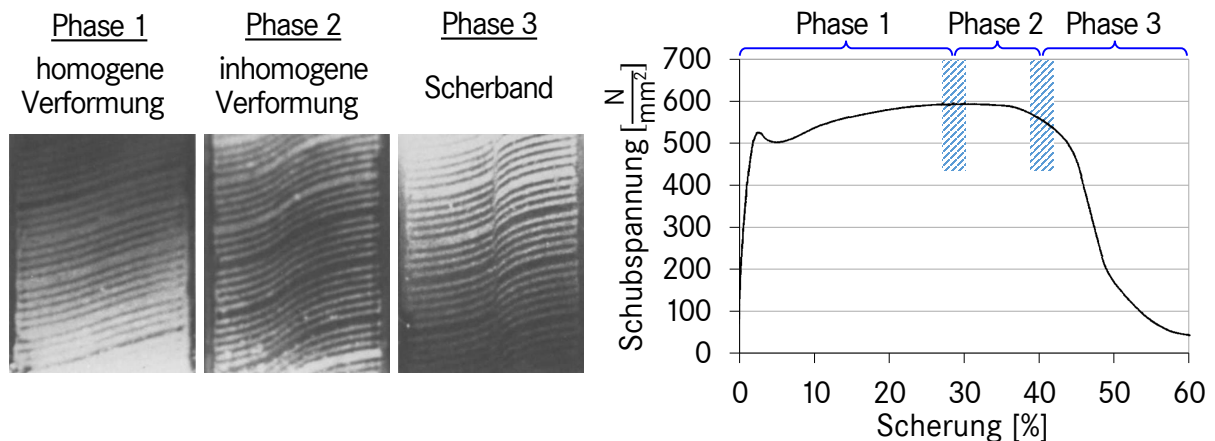


Abbildung 2.17: Phasen der Ausbildung eines adiabatischen Scherbands, Werkstoff HY100,  $\dot{\varphi}_0 = 1600 \frac{1}{s}$ , RT: Entwicklung der Verformung an der Oberfläche einer Torsionsprobe (links) und zugehöriger Verlauf der Schubspannung über dem Umformgrad (rechts) n. [MARC88]

Die Scherbandbildung wird signifikant begünstigt durch lokale Abweichungen z. B. in der Mikrostruktur [BATR90; GUDU01; WU03] oder Geometrie [LIAO98; FENG99; BASS01]. Die Berücksichtigung dieser lokalen Abweichungen kann die Vorhersage von Entstehung und weiterer Entwicklung von Scherbändern deutlich verbessern [BAI81; BATR90; FENG99]. Andere Modellentwicklungen beziehen Details der weiteren Ausbreitung von Scherbändern durch zweidimensionale Betrachtungen ein [KURI87; WRIG87; MARC88] oder gehen genauer auf die Energiebilanz ein [CHER97; GUOH09; DORO17]. Der frühestmögliche Beginn der Scherbandbildung ist nach dem Fließspannungsmaximum (Abbildung 2.17). Oft setzt sie erst ein, wenn die Fließspannung auf 90 % oder gar 80 % ihres Maximalwerts gefallen ist [BATR97; SCHO03].

Adiabatische Scherbänder weisen eine Breite von einigen  $\mu\text{m}$  bis zu einigen Zehntel mm mit stark erhöhten Umformgraden auf. Zunächst bilden sich sogenannte *deformed bands*, die mit fortschreitender Umformung zu *transformed bands*, auch *white etching bands* genannt, werden können. Einige Autoren gehen davon aus, dass in *transformed bands* dynamische Rekristallisation [HUGH97; HINE98; ZHAN98; ZHOU98; DOBR00; MURR04; XU08a] sowie Phasenumwandlungen [BASS99; BARR02; LESU05] auftreten.

ten. Eine Rissinitiierung kann sich anschließen (Abbildung 2.18) [HART87; KLEP88; MEYE92; XU96; BASS99; RITT00; LEE04; ODES06; FROU16]. Sowohl *deformed* als auch *transformed bands* weisen nach der Umformung eine höhere Härte als das restliche Material auf. Der Härteanstieg ist bei *transformed bands* besonders deutlich [CHO93; LEE98; MEYE99; LESU05; WALL07]. Durch Wärmebehandlung ist es möglich, sogar *transformed bands* zu beseitigen und das Gefüge im Bauteil zu vereinheitlichen [ODES06].

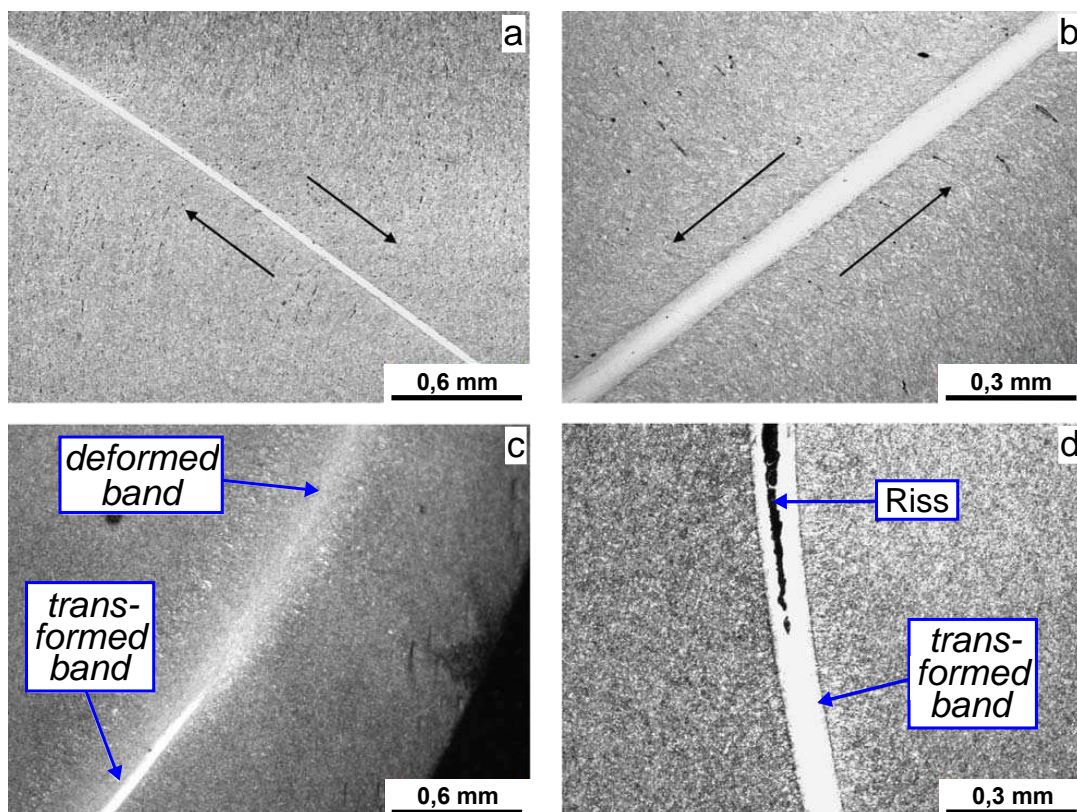


Abbildung 2.18: Rissinitiierung nach fortgeschrittener Scherbandbildung: a, b) Werkstofffluss in der Umgebung von Scherbändern; c) Übergang eines „deformed band“ zu einem „transformed band“; d) Rissentstehung und -ausbreitung in einem „transformed band“ n. [ODES06]

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass bei Erhöhung der Umformgeschwindigkeit Lokalisierungen und adiabatische Scherbandbildung auftreten können, aber nicht müssen – pauschale Aussagen sind nicht möglich. Ob und in welchem Maße es zu solchen Effekten kommt, ist stark von der Bauteilgeometrie [BASS01] und dem Spannungszustand [KRÜG01; WEI04; HANI07] sowie von dem umformgrad-, umformgeschwindigkeits- und temperaturabhängigen Werkstoffverhalten abhängig.

Letzteres wird von den Legierungselementen [MEYE90; FENG99; BASS01; SCHO03; ODES05] und der Mikrostruktur [BASS99; FENG99; JOSH08; ODES08] beeinflusst.

#### 2.4.6 Interaktion der Effekte

Die vorhergehenden Abschnitte machten deutlich, dass die Werkzeuggeschwindigkeit die Formänderungsgrenzen beeinflusst, indem sie die wichtigsten direkten und indirekten Einflussgrößen verändert. Direkt beeinflusst wird die Umformgeschwindigkeit, womit die verfestigenden Wirkungen auf die Fließspannung verstärkt werden. Indirekt beeinflusst wird die Temperatur und damit auch die Erholungs- und Rekristallisationsvorgänge. Eine weitere indirekte Einflussnahme erfolgt auf den Spannungszustand und die Formänderungsgeschichte aufgrund von Trägheitskräften und tribologischen Verhältnissen. Abbildung 2.19 veranschaulicht dieses Zusammenspiel. Eine Erhöhung der Formänderungsgrenzen ist vor allem denkbar, wenn durch die thermomechanischen Wechselwirkungen eine Reduktion der Fließspannung sowie eine Erhöhung des Formänderungsvermögens erzielt wird bzw. wenn eine Verminderung von Zugspannungen und eine Erhöhung von Druckspannungen erfolgt.

Ein Beispiel für die Nutzung der Interaktion der Effekte stellen wirkmedien- und wirkenergiebasierte Umformverfahren dar. Sie nutzen den Einfluss hoher Umformgeschwindigkeiten verbunden mit den bei hohen Werkstückgeschwindigkeiten auftretenden Trägheitskräften für die Blechumformung [NEUG09]. Wenn die Wirkung des Druckimpulses vor Abschluss des Umformprozesses endet, wird das Werkstück ab diesem Zeitpunkt ausschließlich durch Trägheitskräfte umgeformt [BEER04]. Neben der Herstellung von Geometrien, die aufgrund ihrer Größe oder Form mit anderen Umformverfahren nicht generierbar sind, erfolgt ein Einsatz oben genannter Umformverfahren auch in Kombination mit anderen Umformverfahren [PSYK06; HOFF12]. Ziel ist es hierbei die Grenzformänderung derart zu erhöhen, dass eine sonst nicht erreichbare Reduktion der Maß- und Formabweichungen erzielt wird [SCHM84; UHLM04; VOVK04; KLEI07; THEW10; NEUG11; HOMB14]. Dazu tragen der erzeugte Spannungszustand [IMBE06; HOMB12] und die Veränderung des Werkstoffverhaltens bei hohen Umformgeschwindigkeiten [BACH04; WEBE06] in Zusammenhang mit der Reduktion der Rückfederung bei [IRIO06; SRIN10].

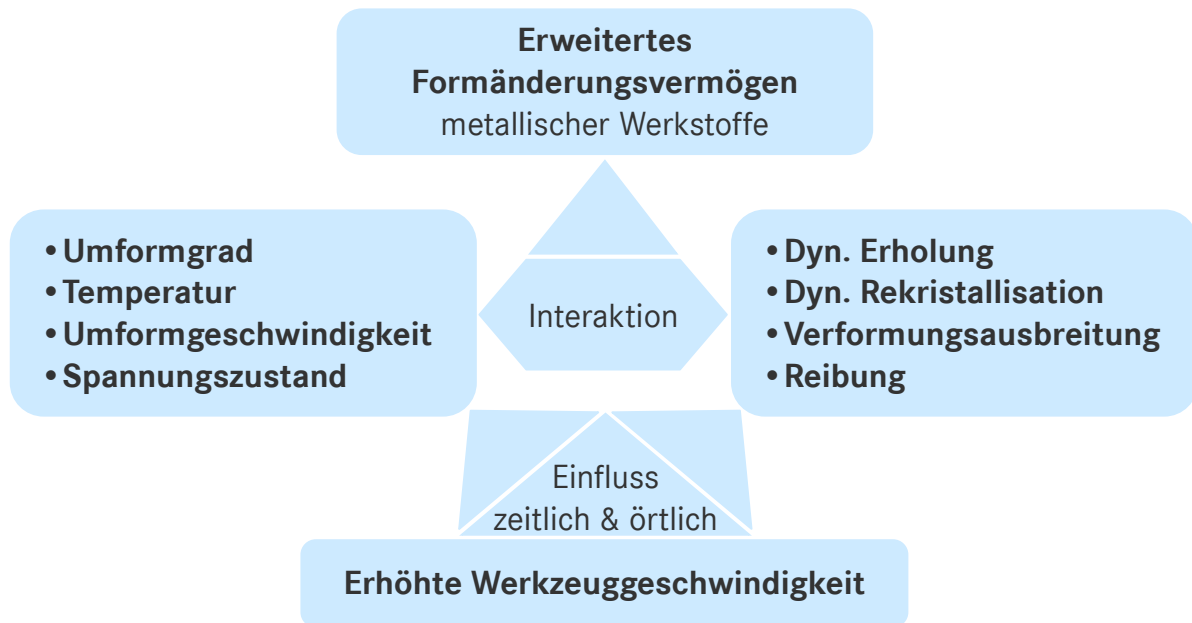


Abbildung 2.19: Interaktion der Einflussgrößen auf das Formänderungsvermögen

## 2.5 Ermittlung der Formänderungsgrenzen

Für die Beurteilung der Formänderungsgrenzen sind Kenntnisse über den Fließspannungsverlauf sowie das Formänderungsvermögen eines Werkstoffes erforderlich. Zudem sind die tribologischen Bedingungen von Bedeutung. Bevor die Grenzformänderung für den konkreten Anwendungsfall untersucht wird, ist es sinnvoll, die grundsätzlichen Werkstoffeigenschaften und tribologischen Rahmenbedingungen mithilfe von Standardverfahren zu ermitteln.

### 2.5.1 Fließspannungsverlauf

Die relevantesten technologischen Vorgänge für die Hochgeschwindigkeitsumformung mit starrem Werkzeug sind die Unterverfahren des Druckumformens (vgl. Abbildung 2.1, S. 4). Für alle Unterverfahren des Druckumformens werden der Zylinder- oder der Flachstauchversuch als geeignete Prüfverfahren für die Fließeigenschaften empfohlen (Abbildung 2.20) [DOEG10].

Der Zylinderstauchversuch ist ein sehr weit verbreitetes Fließkurvenaufnahmeverfahren für die Massivumformung. Während er in der [ISO4385; DIN50106] genormt ist,



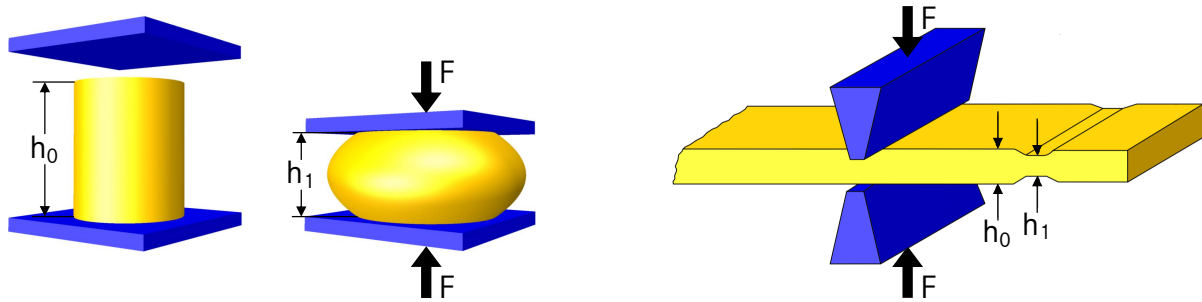


Abbildung 2.20: Zylinderstauchversuch (links); Flachstauchversuch (rechts) n. [KLOC17]

findet sich die Festlegung seiner Anwendung für die Ermittlung von Kaltfließkurven im [SEP1123]. Da an den Stirnflächen Reibschubspannungen wirken, die überwunden werden müssen, ist zum Stauchen eine höhere Kraft als im reibungsfreien, einachsigen Fall erforderlich und es kommt zu einem Ausbauchen der Probe. Laut Siebel kann die während des Versuches wirkende mittlere wahre Spannung  $\sigma$  näherungsweise anhand von Gleichung 2.10 aus den momentanen Größen berechnet werden. Dabei sind  $F$  die Stauchkraft,  $A$  die Stauchfläche,  $\mu$  der Coulomb'sche Reibwert,  $r$  der Radius des Zylinders und  $h$  dessen Höhe [SIEB32].

$$\sigma = \frac{F}{A} = k_f \left( 1 + \mu \frac{2r}{3h} \right) \quad (2.10)$$

Mit dem Zylinderstauchversuch können demnach hohe Umformgrade realisiert werden, mit denen aufgrund der Reibung jedoch die Ungenauigkeit der ermittelten Fließspannung wächst [PÖHL79]. Um diese Ungenauigkeit zu reduzieren, wurden verschiedene Variationen des Versuches entwickelt. Sie haben das Ziel, einen einachsigen Spannungszustand zu realisieren. Die bekanntesten sind der Kegel- [SIEB28b; PÖHL86], der Rastegaev- [RAST40; NEST82; KROK83; PÖHL84] sowie der Schulterstauchversuch [PÖHL79; MATA81; RAED02] (Abbildung 2.21). Jede der Varianten hat Vor- und Nachteile, welche unter spezifischen Rahmenbedingungen zum Tragen kommen [PÖHL82; LORE03; NEST82].

Der Flachstauchversuch hat den Vorteil, dass die belastete Fläche während des Versuchs konstant bleibt, sodass die Fließspannung unter Anwendung der Fließbedingung von Tresca (Gleichung 2.1, S. 8) berechnet werden kann zu  $k_f = \frac{F}{A_w}$ . Damit ist  $k_f$  unabhängig von den momentanen Werkstückmaßen und weniger fehlerbehaftet als beim Zylinderstauchen. Zudem steigt die Kraft während des Versuchs weniger stark an, so-

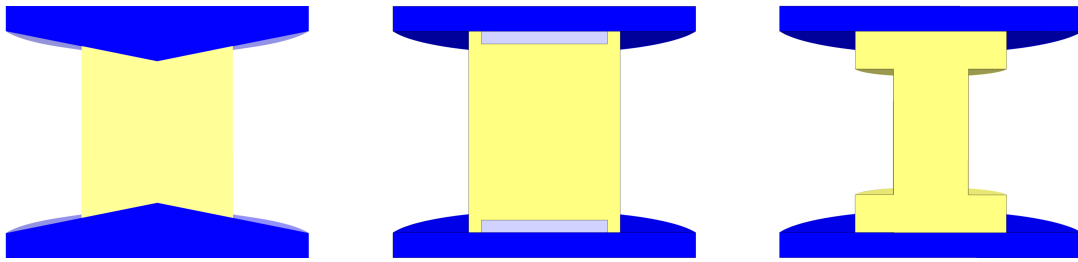


Abbildung 2.21: Varianten des Zylinderstauchversuchs: Kegelstauchversuch (links); Rastegaevstauchversuch (Mitte); Schulterstauchversuch (rechts)

dass die Realisierbarkeit höherer Umformgrade weniger vom Leistungsvermögen der Prüfeinrichtung abhängt und geringere elastische Verformungen von Werkzeug und Maschine auftreten, was ebenfalls die Genauigkeit erhöht. Vorteilhaft ist auch, dass die Versuchsergebnisse bei effektiver Schmierung tendenziell weniger durch Reibung beeinflusst werden. Hierzu liegen allerdings weitaus weniger gesicherte Erkenntnisse als beim Zylinderstauchversuch vor. Des Weiteren kann eine einachsige Stauchung aufgrund der Spannungskonzentration an den Längsseiten der Stempel nicht gewährleistet werden. [KRAU62; PÖHL89; DOEG10; KLOC17]

### 2.5.2 Versagensverhalten

Da das Versagensverhalten stark vom Spannungszustand und der Formänderungsgeschichte abhängt (vgl. 2.4.4, S. 23 ff.), kann experimentell mit einem Versuch stets nur ein spezifischer Fall ermittelt werden. Entsprechend ist die direkte Übertragbarkeit von Laborversuchsergebnissen auf die Praxis nur begrenzt möglich [FROB66; LIEN71; VA-TE73]. Doch können nach Realisierung unterschiedlicher Spannungszustandsverläufe in verschiedenen Laborversuchen nach der Methode von Zitz Schrankenaussagen für den Umformgrad, bei dem Rissbildung einsetzt, abgeleitet werden [ZITZ95; SCHN08]. Durch Implementierung eines künstlichen neuronalen Netzes und Nutzung der Daten aus den verschiedenen Laborversuchen ist eine Versagensvorhersage für praktische Umformprozesse gelungen, die bislang am flexibelsten im Sinne einer Verallgemeinerbarkeit bzw. Übertragbarkeit ist [BREU07].

Da das Erzeugen einer umfangreichen Datenbasis mit hohem Aufwand verbunden ist (Abbildung 2.22) – der umso höher wird, je mehr Einflussgrößen berücksichtigt werden sollen [LIEN71] – kann es sinnvoll sein, sich möglichst auf wenige verfahrensnahe

Versuche zu beschränken [SEMI96; ELDO99]. Beispielsweise ist bei der Stauchung im Gesenk das freie Stauchen häufig maßgeblich beteiligt [STÖT60]. Somit kann für diesen Fall der Zylinderstauchversuch als Analogieversuch angewendet werden und als solcher ist er auch umfassend untersucht worden [GORE60; KUHN71; SAMA75; LEE84; SHAH85; DUNG92; VILO06; SEET17].

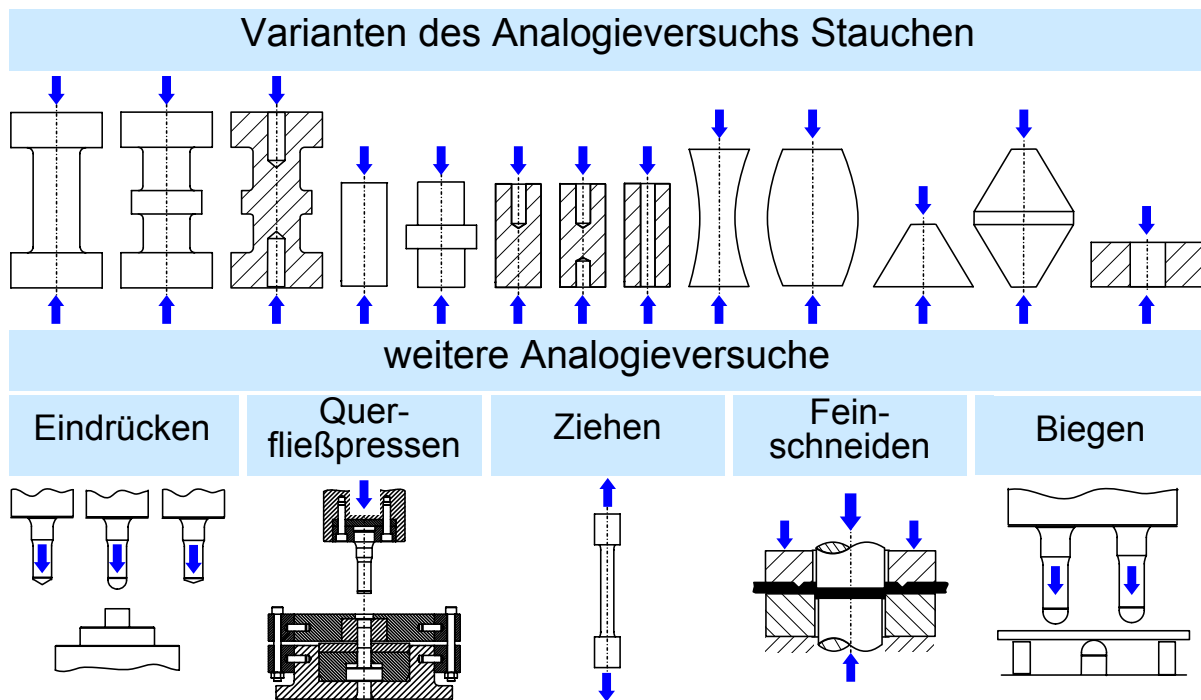


Abbildung 2.22: Analogieversuche zum Realisieren unterschiedlicher Formänderungsgeschichten n. [BREU07]

Durch die Auswirkungen von Verformungslokalisierungen kann es zur Rissinitiierung in adiabatischen Scherbändern und damit ebenfalls zum Versagen kommen (vgl. 2.4.5, S. 25 ff.). Diese Form des Versagens kann u. a. durch Zylinder- [SEMI83; WANG87; SEMI96; LEE98; NEMA03; SCHO03; ELMA06; ZHAN17], Schrägstauch- [MEYE99], Zugversuche mit gekerbten Proben [BRES83; BIRD87; CARL87; MEYE92; KANG08; LARO10; VOLK11], Torsionsversuche [HELL88; MARC88; GILA97; ELMA98] oder spezielle Scherversuche [KLEP98; KRÜG01; BONN02; MEYE03; VURA03; DORO09; DORO11] erfolgen.

### 2.5.3 Tribologie

Die an den Kontaktflächen zwischen Werkzeug und Werkstück entstehenden Normalspannungen sind das Resultat aus dem Zusammenspiel mehrerer Einflussgrößen (vgl. 2.3.2, S. 12). Daher sollte die Tribologie verfahrensnah untersucht werden [BRET96; KAPP05]. Ein standardisierter Reibversuch existiert für die Massivumformung bislang nicht [HOFF12]. Für die Beanspruchungsfälle, die im Rahmen einer Massivumformung auftreten, ist eine Untersuchung durch Realversuche am Bauteil, Analogieversuche oder Modellversuche möglich [DIN50322]. Modellversuche können an einem Schwerlasttribometer vorgenommen werden [RAED02; KLOC04]. Analogieversuche sind z. B. der Gleit- [HEMY99; KAPP05] und der Schrägstauchversuch [LI96], das Durchdrücken [LI96; KAPP05], das kombinierte Napfvorwärts- und Napfrückwärtsfließpressen [GEIG01; TIES02; FER04; ENGE06] oder auch der Zylinder- [EBRA04; HAYH05; LIN06; HERZ08; KIM08; FAN17] und Ringstauchversuch [MALE64; BURG66; HAWK67; VIDA01; JOUN09; HU17; SANO17].

### 2.5.4 Versuchstechnik für den Hochgeschwindigkeitsbereich

Bei Erhöhung der Umformgeschwindigkeit geraten die in der Umformtechnik üblichen Prüfmaschinen mit Spindel- oder hydraulischem Antrieb an ihre Grenzen. Selbst die schnellsten servohydraulischen Prüfmaschinen können nur Umformgeschwindigkeiten  $\dot{\varphi} \leq 10^2 \frac{1}{s}$  realisieren. Abbildung 2.23 gibt einen groben Überblick über die Anlagen bzw. Methoden, die über diesen Geschwindigkeitsbereich hinaus einsetzbar sind. Im Folgenden werden die wichtigsten Anlagen für den Geschwindigkeitsbereich der Hochgeschwindigkeitsumformung mit starrem Werkzeug vorgestellt, die sich für das Aufbringen von Druckbeanspruchungen eignen.

Hauptsächlich für den Bereich  $10^2 \frac{1}{s} \leq \dot{\varphi} \leq 10^3 \frac{1}{s}$  kommen Fallwerke zum Einsatz. Das Wirkprinzip dieser Einrichtungen besteht darin, die kinetische Energie einer geführten und in vertikaler Richtung frei verschiebbaren Falleinrichtung zu nutzen. Dabei wird eine Falleinrichtung mit definierter Masse auf eine bestimmte Höhe gehoben und fallengelassen. Aufgrund der Gewichtskraft führt sie eine annähernd gleichmäßig beschleunigte Bewegung aus. Das Oberwerkzeug ist an der Falleinrichtung montiert und

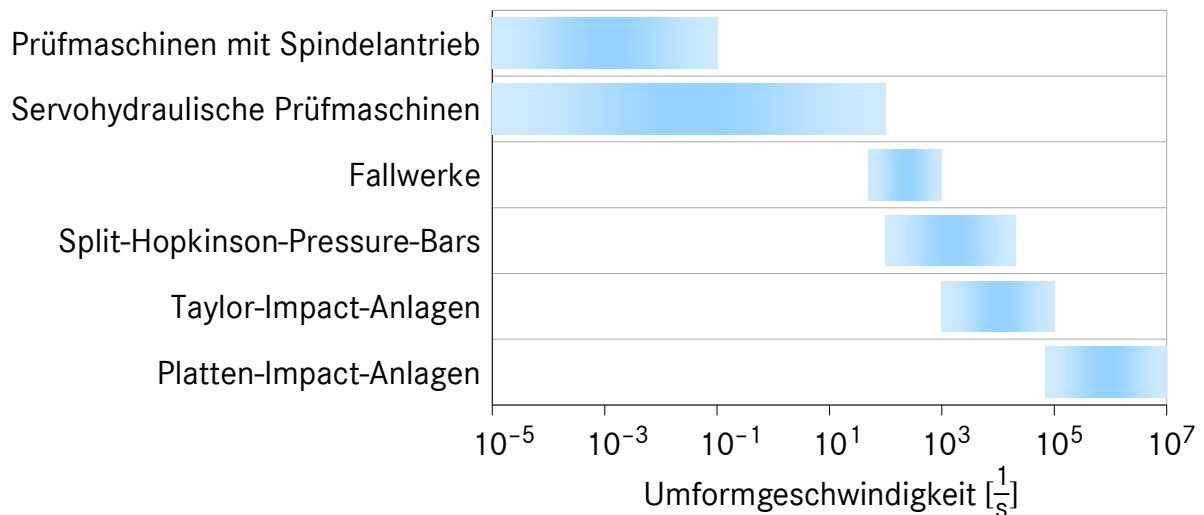


Abbildung 2.23: Geschwindigkeitsbereiche unterschiedlicher Prüfeinrichtungen und -methoden n. [JÄHN79; MEYE82; BUCH86; KRÜG01; SCHÜ01; BARI04; FIEL04; ROHR05; HIER08]

wird gemeinsam mit dieser beschleunigt. Die Probe wird auf dem Unterwerkzeug positioniert, welches auf einem Fundament befestigt ist. Letzteres bringt die erforderliche Gegenkraft auf [KUHN00; HAMO02; TRÖS07; MEYE09]. Im selben Geschwindigkeitsbereich wie Fallwerke werden auch Pendelschlagwerke eingesetzt [GORE60].

Die Split-Hopkinson-Pressure-Bar (SHPB) wird verwendet für die Ermittlung von Werkstoffeigenschaften im Geschwindigkeitsbereich  $10^3 \frac{1}{s} \leq \dot{\varphi} \leq 10^4 \frac{1}{s}$ . Das Wirkprinzip geht zurück auf Hopkinson [HOPK14]. Entsprechende Einrichtungen wurden durch Kolsky [KOLS49] realisiert und für Anwendungen der Materialprüfung weiterentwickelt. Eine SHPB besteht aus zwei hochfesten Stäben gleichen Durchmessers, deren Länge ein Vielfaches des Durchmessers beträgt. Die Stäbe sind axial frei beweglich so in einer Achse gelagert, dass sich ihre Stirnflächen berühren können. Zur Versuchsdurchführung wird zwischen den Stirnflächen eine Probe positioniert, die einen geringeren Durchmesser als die Stäbe aufweist (Abbildung 2.24). Dann wird durch einen Schlag auf das freie Ende eines dieser Stäbe eine elastische Verformungswelle initiiert, die diesen Stab durchläuft (vgl. 2.3.3, S. 15 f.). Sobald die Welle das andere Ende des Stabes erreicht hat, geht sie größtenteils auf die Probe über. Bedingt durch deren geringeren Durchmesser steigt die wirkende Spannung beim Übergang der Welle auf die Probe stark an. Es entsteht eine plastische Verformungswelle, welche die Probe durchwandert und dabei staucht. Der größte Teil der bei der Stauchung nicht absor-

bierten Energie geht in den zweiten Stab über und durchwandert diesen als elastische Verformungswelle. [ZUKA90; KUHN00; SHAR08]

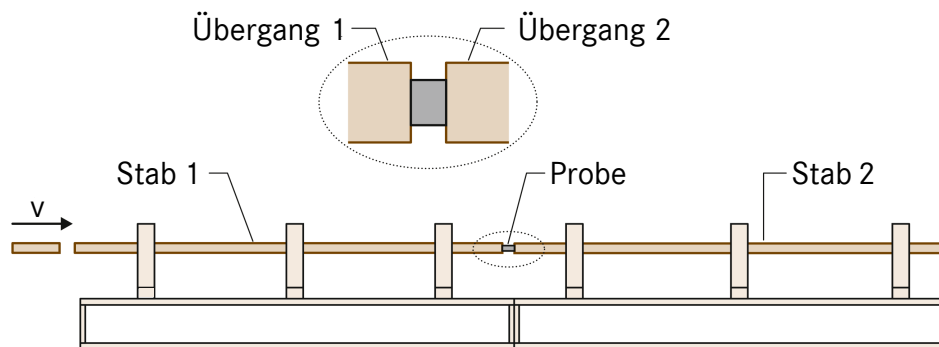


Abbildung 2.24: Aufbau und Funktionsprinzip einer SHPB n. [SHAR08]

Im selben Geschwindigkeitsbereich wie die SHPB werden ballistische Plastometer verwendet [OSTW96; TRÖT97]. Ebenso kommen Beschussanlagen zum Einsatz [KLEP05; ROHR05; ZHER07; GUO16].

Den beschriebenen Einrichtungen ist ihr Einsatzgebiet gemeinsam: die Ermittlung des dynamischen Fließ- und Verfestigungsverhaltens sowie des adiabatischen Scherversagens. Fallwerke werden zudem für die Durchführung von Crashprüfungen eingesetzt. Ein Einsatz bei der Ermittlung weiterer Versagenskennwerte (vgl. Abbildung 2.22, S. 33) ist nicht bekannt. Ebenso liegen keine Erfahrungen hinsichtlich umformtechnischer Untersuchungen mit solchen Einrichtungen vor.

### 2.5.5 Prozessgrößenerfassung in der Umformtechnik

Bei der Auseinandersetzung mit den Prüfeinrichtungen für den Hochgeschwindigkeitsbereich wird deutlich, dass hier für die Kraft-, Abstands- und Temperaturerfassung andere als die in der Umformtechnik etablierten Messverfahren eingesetzt werden. Aufgrund der niedrigen Eigenfrequenz gewöhnlicher Werkzeugaufbauten sind die mit konventionellen Methoden gewonnenen Kraftsignale bereits bei  $\dot{\varphi} = 1 \frac{1}{s}$  von Schwingungen überlagert und bei geringen Genauigkeitsanforderungen maximal bis  $\dot{\varphi} = 10 \frac{1}{s}$  verwendbar [BÖHM07].

Bei Zugbeanspruchungen können probennahe schwingungsarme Kraftmessglieder bei  $\dot{\varphi} \leq 250 \frac{1}{s}$  verwendet werden (Abbildung 2.25). Direkte Instrumentierungen der Probe mit Dehnmessstreifen (DMS) liefern gute Ergebnisse bei  $\dot{\varphi} \leq 1000 \frac{1}{s}$  [SCHÜ01;

BAER04; EP1466157B1; BÖHM07]. Zu Druckbeanspruchungen gibt es die Aussage, dass Kraftmessdosen dynamisch überhaupt nicht einsetzbar seien [MEYE09], doch wurden entsprechende Messaufbauten realisiert [BART12]. Auf jeden Fall liefert eine probennahe Instrumentierung mit DMS bei  $\dot{\varphi} = 250 \frac{1}{s}$  gute Ergebnisse [MEYE09]. Bei höheren Umformgeschwindigkeiten ist eine zuverlässige Messung nach dem Prinzip des Hopkinson-Stabes möglich [SCHR83; MEYE92; KLEP99; FENG04].

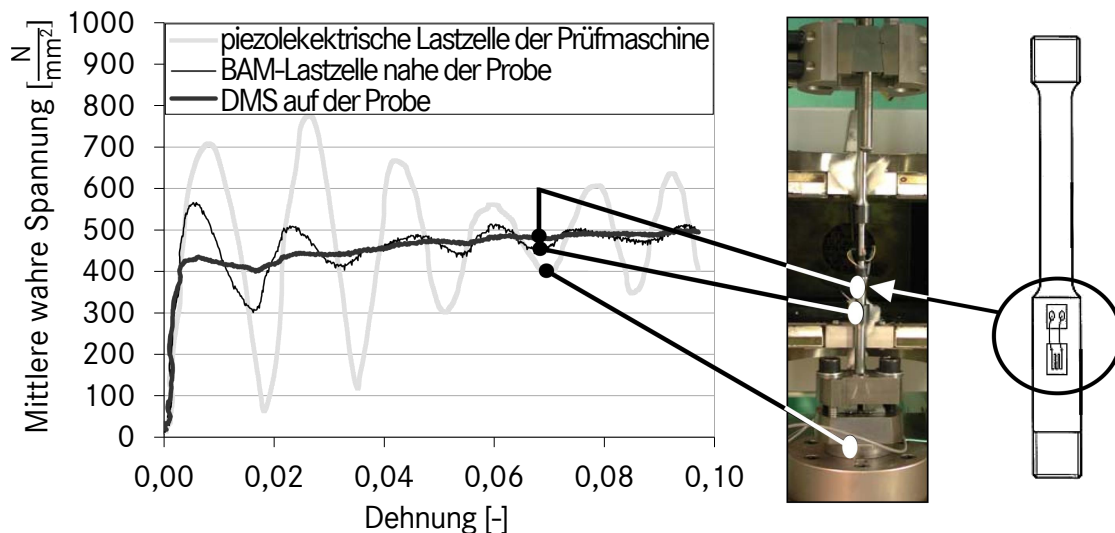


Abbildung 2.25: Vom Kraftmessort abhängige Schwingungen bei  $\dot{\varphi} = 100 \frac{1}{s} n$ . [BAER04]

Hinsichtlich der Abstandsmessung sind mit Laser-, Wirbelstrom- und faseroptischen Sensoren dynamische Messungen möglich [MICR11; SIEK16; WENG16]. Fertigungsnahe Einsatzbeispiele liegen vor [DONH99; BART12].

Die zeitliche Genauigkeit der Temperaturmessung hängt von der Reaktionszeit der jeweiligen Messaufnehmer ab. Die schnellsten Ausführungen konventioneller Thermoelemente weisen eine Reaktionszeit von 2 ms auf [TELE16]. Durch besondere Miniatürisierung und Einbettung der Thermoelemente in das Werkstück kann eine Reaktionszeit von  $10 \mu\text{s}$  realisiert werden [RITT98]. Berührungslos sind vergleichbare zeitliche Auflösungen mittels Hochgeschwindigkeitsthermografie oder -pyrometer erzielbar [TREP01].

### 3 Zielsetzung und Aufgabenstellung

Das Hochgeschwindigkeitsumformen mit starrem Werkzeug wurde in den 1960er-Jahren mit Hauptfokus auf der Warmmassivumformung dahingehend untersucht, ob es bei kostenseitiger Betrachtung signifikante Vorteile gegenüber konventionellen Umformverfahren bietet. Obwohl bereits damals technologische Vorteile festgestellt wurden, ist noch immer völlig ungeklärt, welches Potenzial das Hochgeschwindigkeitsumformen hinsichtlich der endkonturnahen Formgebung birgt.

Die Auseinandersetzung mit den Größen, die Einfluss auf die Formänderungsgrenzen beim Massivumformen nehmen, macht deutlich, dass die begünstigenden Effekte bereits umfassend untersucht wurden. Darüberhinaus wurde das dynamische Werkstoffverhalten einer Reihe von Werkstoffen umfassend erörtert. Hingegen ist das Zusammenspiel der geschwindigkeitsbezogenen Einzeleffekte im Kontext der Massivumformung noch weitgehend unerforscht.

Zudem gibt es weder eine auf die Umformtechnik ausgerichtete Anlagentechnik noch – insbesondere hinsichtlich der Prozesskraft – Messtechnik, die praxistauglich in das Werkzeug integriert werden kann.

Das Ziel dieser Arbeit ist es daher, Möglichkeiten endkonturnaher Formgebung durch Hochgeschwindigkeitsumformen mit starrem Werkzeug zu identifizieren und an einem ausgewählten Beispiel zu realisieren. Untersuchungsmöglichkeiten sollen identifiziert und derart weiterentwickelt werden, dass mit ihnen Werkstoffeigenschaften ermittelt und zugleich Erkenntnisse zum Werkzeug- und Anlagenverhalten gewonnen werden können. Anhand dieser Erkenntnisse soll die praktische Realisierung eines Umformvorgangs und dessen prozessmesstechnische Beurteilung ermöglicht und damit der Grundstein für weitere Untersuchungen und eine industrielle Anwendung gelegt werden.



## 4 Technische Einrichtungen

### 4.1 Versuchseinrichtungen

Um Untersuchungen bei einer Bandbreite an Geschwindigkeiten durchführen zu können, werden verschiedene Versuchsanlagen eingesetzt (Tabelle 4.1).

	Flexi-Press	Universalprüfmaschinen	Fallwerke	HG-Press	Impact-Anlage	SHPBs					
$m [kg]$	$\hat{=} 7 \cdot 10^{13}$	$\hat{=} 5 \cdot 10^{13}$	$\hat{=} 2 \cdot 10^{11}$	3 680	415	120	31..42	17	1,6	$\hat{=} 0,6$	$\hat{=} 0,02$
$v [\frac{m}{s}]$	0,004	$\leq 0,004$	$\leq 0,01$	$\leq 3$	$\leq 4,5$	$\leq 3$	2..4	12..29	19..75	$\hat{=} 20$	$\hat{=} 36$
$F [kN]$	$\leq 1\ 000$	$\leq 600$	$\leq 250$	$\hat{=} 1,2 \cdot 10^6$	$\hat{=} 1\ 500$	$\hat{=} 250$	$\hat{=} 200$	$\hat{=} 1\ 000$	$\hat{=} 1\ 000$	$\hat{=} 100$	$\hat{=} 10$
$\dot{\varphi} [\frac{1}{s}]$		$10^{-2}..10^0$		$10^1..10^2$			$10^2..10^3$	$10^4$	$10^3$	$10^4$	

$\hat{=}$  Bei dieser Anlage aus Prozessparametern resultierende Größe, die bei anderer Anlage mit auf kinetischer Energie basierendem Wirkprinzip für vergleichbare Ergebnisse verwendet werden müsste.

Tabelle 4.1: Versuchsanlagen

#### 4.1.1 Universalprüfmaschinen und FlexiPress

Für Versuche mit Maximalkraft  $F_{max} \leq 250$  kN wird eine Z250 SN der Zwick GmbH & Co. KG, Ulm verwendet. Bei höherem Kraftbedarf,  $F_{max} \leq 600$  kN, kommt eine RM600 des Herstellers Schenck-Trebel, Darmstadt zum Einsatz, die mit einer Steuerung der Zwick GmbH, Ulm ausgestattet ist. Versuche mit noch höherem Kraftbedarf,  $F_{max} \leq 1\ 000$  kN, werden mit einer FlexiPress FP 100 des Herstellers Stenhøj, Barrit, Dänemark durchgeführt. Sie ist mit einem Hydraulikaggregat 100M desselben Herstellers ausgestattet.

Die Kraftmesseinrichtungen der Universalprüfmaschinen entsprechen der Klasse 1 gem. DIN EN ISO 7500-1 [ZWIC11]. Die inkrementelle Auflösung ihrer Wegmesseinrichtungen beträgt 2 nm. Die Digitalisierung erfolgt mit 20 bit. Die FlexiPress besitzt keine Prozessdatenerfassung: es kann lediglich die momentan wirkende Kraft an einem Manometer abgelesen werden.

Bei den Universalprüfmaschinen erfolgt die Steuerung der Prüfvorgänge und die Aufzeichnung der Messdaten mit der Prüfsoftware *testXpert 12.0* der Fa. Zwick. Die FlexiPress weist keinerlei Automatisierung auf und wird manuell über einen Handhebel bedient.

#### 4.1.2 Fallwerke

Es werden drei Fallwerke unterschiedlicher Fallmassen und Geschwindigkeitsbereiche verwendet (vgl. 2.5.4, S. 34 ff.): der Fallturm der Daimler AG mit einer Falleinrichtung der Masse 415 kg und Fallwerke der Nordmetall GmbH, Adorf mit Falleinrichtungen der Masse 3 680 kg sowie 120 kg. Prinzipiell wären mit dem Fallturm der Daimler AG Werkzeuggeschwindigkeiten von  $v \leq 20 \frac{m}{s}$  und den Fallwerken der Nordmetall GmbH  $v \leq 4 \frac{m}{s}$  erreichbar. Aufgrund des kurzen Prozessweges beim Zylinderstauchen sowie der damit verbundenen hohen Kräfte und starken negativen Beschleunigungen ergeben sich in der Praxis andere Grenzen: Mit dem Fallturm sind  $v \leq 4,5 \frac{m}{s}$  und mit den Fallwerken  $v \leq 3 \frac{m}{s}$  realisierbar.

#### 4.1.3 Elektromagnetische Hochgeschwindigkeitspresse

Für die Untersuchungen wird eine Hochgeschwindigkeitspresse (HG-Pressen) mit elektromagnetischem Antrieb Typ *LS02P04B* des Herstellers WinSet Technologies, LLC, Islandia (USA) genutzt (Abbildung 4.1). Die Maschine ist einfachwirkend, ihre Grundplatte feststehend. Das angetriebene Element, die Stempelplatte, wird von Federn in der Ruheposition gehalten und bewegt sich bei Auslösung eines Arbeitshubs in Richtung Grundplatte. Zwischen Grund- und Stempelplatte wird das mit einer Säulenführung ausgestattete Werkzeug montiert.

Im Rahmen der Versuche wird die HG-Pressen ausschließlich im Einzelhubbetrieb eingesetzt. Im Dauerhub wären – abhängig von eingestelltem Energieniveau und Hub – 66 bis 400 Hübe pro Minute realisierbar. Der Hub setzt sich zusammen aus dem Beschleunigungs- und dem Arbeitsweg. Im Verlauf des Beschleunigungswegs nehmen die Geschwindigkeit und damit die kinetische Energie der Stempelplatte und des an ihr montierten Werkzeugteils kontinuierlich zu, bis Letzteres an einer bestimmten

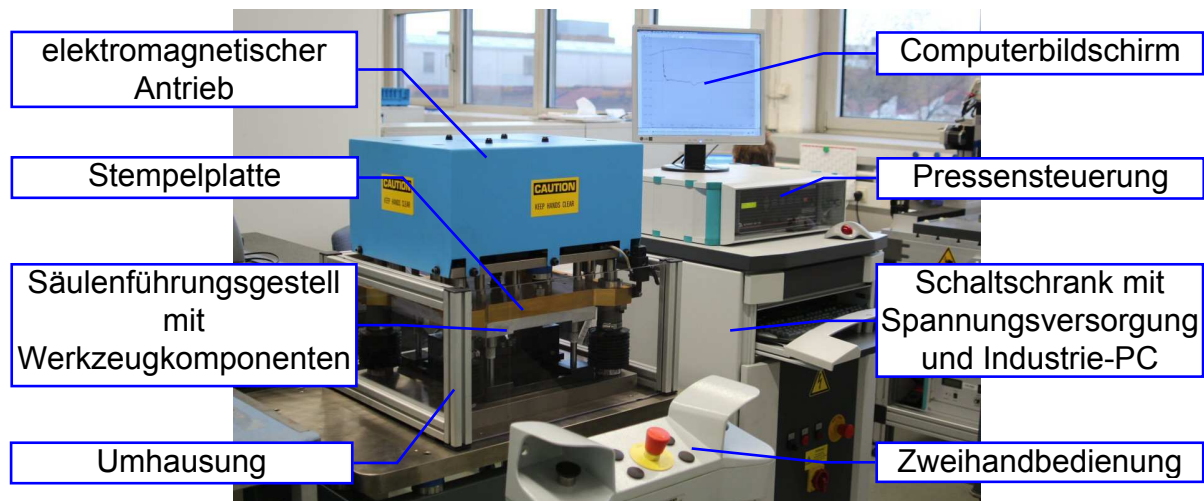


Abbildung 4.1: Hochgeschwindigkeitspresse mit elektromagnetischem Antrieb

Position mit dem Werkstück in Kontakt kommt und die akkumulierte kinetische Energie für die Verrichtung der Umformarbeit genutzt wird. Während des Umformvorgangs nimmt die Werkzeuggeschwindigkeit kontinuierlich ab, bis das Werkzeug am Ende des Umformvorgangs zum Stehen kommt und von den bereits erwähnten Federn wieder in seine Ausgangslage zurückgehoben wird. Durch den Einsatz von Anschlägen ist es möglich, den Umformvorgang früher zu beenden und damit einen anderen Geschwindigkeitsverlauf zu erzielen [MÜLL68].

Um die für das Scherschneiden entwickelte Presse optimal für das Umformen nutzen zu können, wurde sie geringfügig modifiziert. Anhand von Vorversuchen wurde in Übereinstimmung mit den Untersuchungen von Grünbaum [GRÜN96] ermittelt, dass die Geschwindigkeit der Stempelplatte im Verlauf des Beschleunigungswegs überproportional zur zurückgelegten Strecke ansteigt. Der größte Zuwachs an Geschwindigkeit ist kurz vor Ende der Beschleunigungsphase zu verzeichnen. Daher wurde der Gesamthub und damit der Beschleunigungsweg um 9,14 mm erhöht, sodass für die Untersuchungen eine Arbeitsenergie von 320 J bei einer maximalen Werkzeuggeschwindigkeit von  $4 \frac{m}{s}$  zur Verfügung steht.

#### 4.1.4 Impact-Anlage

Für die Umformversuche weiterentwickelt und verwendet wird eine für Durchschlag- und Verformungsuntersuchungen entwickelte Beschussanlage des Instituts für Leicht-

bau und Kunststofftechnik der TU-Dresden (Abbildung 4.2). Auf der Anlage wird ein Projektil mittels Druckluft in horizontaler Richtung beschleunigt und seine kinetische Energie genutzt. Die während der Versuchsdurchführung erforderliche Gegenkraft wird von einem Stahlblock aufgebracht, der translatorisch verschiebbar gelagert ist.

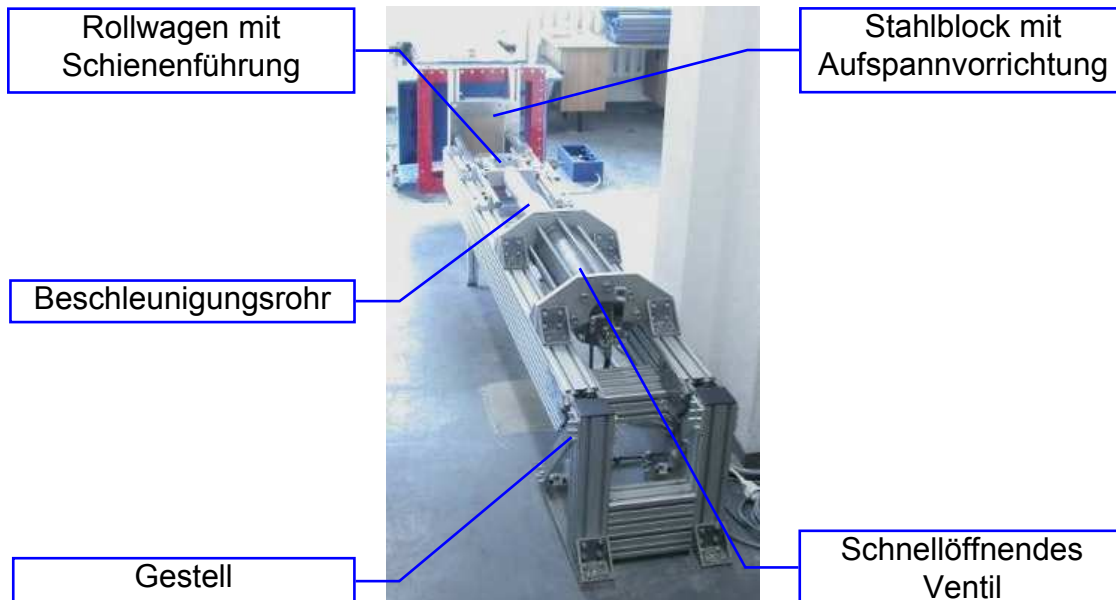


Abbildung 4.2: Impact-Anlage

Das Projektil wird in einem Beschleunigungsrohr durch die Expansion von Druckluft, die über ein schnellöffnendes Ventil aus einem Druckbehälter eingeleitet wird, beschleunigt. Je nach Art des Projektils und eingestelltem Druck können unterschiedliche Projektilgeschwindigkeiten realisiert werden. Es kommen zwei Projektilvarianten zum Einsatz: Ein Projektil ist als Rollwagen gestaltet und wird anhand einer Schienenführung geführt, das andere ist rotationssymmetrisch und wird in einem Beschleunigungsrohr geführt. Der Rollwagen hat eine Masse von 17,3 kg bzw. 17,6 kg und wird auf Geschwindigkeiten  $11,5 \frac{m}{s} \leq v \leq 28,6 \frac{m}{s}$  beschleunigt. Das rotationssymmetrische Projektil weist eine Masse von 1,59 kg auf und wird beschleunigt auf  $18,7 \frac{m}{s} \leq v \leq 74,6 \frac{m}{s}$ .

#### 4.1.5 Split-Hopkinson-Pressure-Bars

Es kommen zwei Split-Hopkinson-Pressure-Bars (vgl. 2.5.4, S.34 ff.) der Nordmetall GmbH, Adorf zum Einsatz. Sie unterscheiden sich im Durchmesser ihrer Stäbe,

der 8 mm bzw. 20 mm beträgt. So können Umformgeschwindigkeiten in den Bereichen  $\dot{\varphi} = 10^3 \frac{1}{s}$  bzw.  $\dot{\varphi} = 10^4 \frac{1}{s}$  realisiert werden.

#### 4.1.6 Induktionserwärmungseinrichtung

Für die Durchführung temperierter Stauchversuche werden Proben induktiv erwärmt. Hierfür wird ein wassergekühlter Induktor mit einem Hochfrequenzgenerator *C-011* des Herstellers Inductoheat Europe GmbH, Reichenbach verwendet. Die Spule des Induktors besteht aus einer selbst gefertigten Windung aus Kupferrohr rechteckigen Querschnitts mit den Außenabmessungen  $6 \times 3$  mm. Der Innendurchmesser der Windung beträgt 13,6 mm. Der Hochfrequenzgenerator hat eine Leistung von 1,5 kW und eine Arbeitsfrequenz von 850 kHz.

Zur Gewährleistung der Vergleichbarkeit der Versuche sind Zeitpunkt und Dauer des Aufheizens der Proben von entscheidender Bedeutung. Daher wird dieser Prozess automatisiert, indem die Einschaltdauer der Spannungsquelle gesteuert wird. Verwendet wird hierzu eine Datenerfassungskarte *NuDAQ PCI-9112* des Herstellers ADLINK Technology Inc., Taipeh (Taiwan) in Verbindung mit der *Data Acquisition System Laboratory (DASYLab) Version 8* von National Instruments Ireland Resources Limited, Dublin (Irland). Die Schaltbefehle werden von einem selbst erstellten Programm gegeben. Die Datenerfassungskarte wird betrieben in einem Industrie-PC *SIMATIC IPC 847C*, hergestellt von der Siemens AG, München.

## 4.2 Messeinrichtungen

An dieser Stelle werden die verwendeten am Markt erhältlichen Messeinrichtungen vorgestellt. Darüber hinaus wird in Abschnitt 6.2 ein eigenes Messsystem für Prozesskenngrößen entwickelt. Weitere, ausschließlich für die Kalibrierung dieses Messsystems verwendete Messeinrichtungen sind in Abschnitt 7.3 erläutert.

### 4.2.1 Werkstoff- und Bauteileigenschaften

#### Funkenemissionsspektrometer

Für die Ermittlung der chemischen Zusammensetzung von Versuchswerkstoffen wird ein Funkenemissionsspektrometer *Lab S* des Herstellers Spectro Analytical Instruments GmbH, Kleve eingesetzt.

#### Oberflächenmessgerät

Rauheitsmessungen werden mit einem taktilen Messgerät *T 8000 SC*, Hommel-Etamic GmbH, Villingen-Schwenningen durchgeführt. Seine Auflösung beträgt 6 nm in vertikaler und 100 nm in horizontaler Richtung.

#### Mikroskope

Die optische Auswertung der angefertigten Schriffe erfolgt zum einen mit einem Laser-Lichtmikroskop *VK-X210* des Herstellers Keyence Deutschland, Neu-Isenburg. Zum anderen wird ein Auflichtmikroskop *DMRME* der Leica Microsystems GmbH, Wetzlar eingesetzt, das mit einer Kamera *ProgRes C10 plus* der Jenopic AG, Jena ausgestattet ist.

#### Härteprüfer

Es wird ein Härteprüfsystem *AMH 43* der LECO Instrumente GmbH, Mönchengladbach verwendet, das die automatische Ermittlung von Härteverläufen ermöglicht. Das System besteht aus einem Härteprüfer *LM 247 AT* mit motorisch angetriebenem Kreuztisch und CCD-Kamera sowie einem PC mit Steuer- und Auswertsoftware. Als Indenter kommt die zum Härteprüfer gehörende Standard-Vickers-Pyramide zum Einsatz.

#### Längenmessgeräte

Die Höhen und Durchmesser der Proben werden mit einer mechanischen Bügelmessschraube sowie einem mechanischen Messtaster *Oditest* ermittelt. Der Messbereich der Bügelmessschraube beträgt 0 – 25 mm, ihre Skaleneinteilung 0,01 mm, ihre Fehlergrenze 4  $\mu\text{m}$ . Der Messbereich des Messtasters beträgt 0 – 20 mm, seine Skaleneinteilung 0,01 mm, seine Fehlergrenze 0,03 mm, seine Wiederholgrenze 0,01 mm. Die Innendurchmesser der Ringstauchproben werden mit einem Digitalmessschieber ermittelt. Sein Zifferenschwellwert und die Fehlergrenze betragen 0,02 mm.

## 4.2.2 Prozessgrößen

### Temperaturmesssystem

Die Ermittlung von Referenztemperaturen erfolgt mit Thermoelementen Typ K, Modell *XF 324 FAR* des Herstellers Labfacility, West Sussex (UK). Um den Wärmeübergang von den Proben auf die Thermoelemente zu verbessern, werden Letztere entweder mittels Widerstandspressschweißens an die Mantelflächen der Proben gefügt oder in Bohrungen in den Proben platziert. Zur Verbesserung des Wärmeübergangs in den Bohrungen wird Flüssigmetall-Wärmeleitpaste *Collaboratory Liquid Pro* des Herstellers Innovatek OS GmbH, Stammham eingesetzt (Abbildung 4.3).

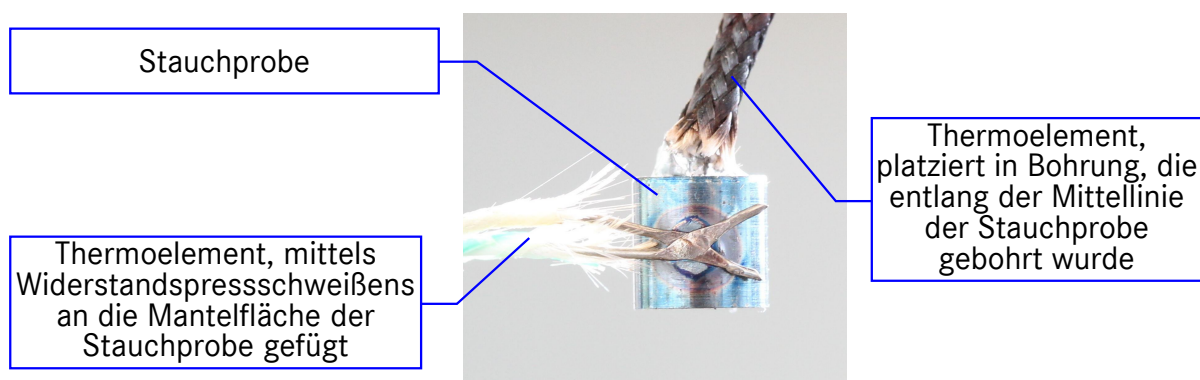


Abbildung 4.3: Mit Thermoelementen applizierte Stauchprobe  $\text{Ø}4 \times 4 \text{ mm}$

Die vom jeweiligen Thermoelement erzeugte Spannung wird durch eine Messkarte *NI 6251* des Herstellers National Instruments, Austin (USA) in Verbindung mit der Anschlussbox *BNC 2120* erfasst. Die Anschlussbox verfügt über eine integrierte Temperaturreferenz, mit welcher der für die Ermittlung des absoluten Temperaturwerts erforderliche Bezugswert generiert wird. Die Messkarte ist in dem bereits beschriebenen Industrie-PC verbaut (vgl. 4.1.6, S.43). Die Aufzeichnung der Messwerte erfolgt mit der ebenda beschriebenen Software *DASYLab* und einem selbsterstellten Programm.

### Thermografiekameras

Für die Ermittlung der Temperatur an der Probenoberfläche werden zwei Kameras des Herstellers Infratec, Dresden eingesetzt. Es kommt eine Hochgeschwindigkeitsthermografiekamera *ImageIR 5386/50 mm* sowie eine Thermographiekamera *VarioCAM* zum Einsatz. Die Kameras sind vom Hersteller kalibriert, die Messgenauigkeit der ImageIR beträgt bei Temperaturen  $\vartheta \leq 100 \text{ °C} \pm 1 \text{ °C}$  bzw. bei darüber liegenden Temperaturen  $\pm 1 \%$  vom Messbereichsendwert. Bei der VarioCAM beträgt sie  $\pm 2 \text{ °C}$  bzw.  $\pm 2 \%$ .

Die Auswertung der Messdaten erfolgt mit der Software *IRBIS 3 Professional* sowie *IRBIS 3 Plus* desselben Herstellers.

### **Hochgeschwindigkeitskamera**

Für die Beobachtung der Versuche mit der Impact-Anlage wird eine Hochgeschwindigkeitskamera *Phantom v7.3* des Herstellers Vision Research Inc., Wayne (USA) eingesetzt. Diese ist mit einem Objektiv *AF-S Nikor ED-IF* der Nikon GmbH, Düsseldorf mit Brennweitenbereich 28 – 70 mm und Lichtstärke 1 : 2,8 ausgestattet.

## **4.3 Finite Elemente Simulationssystem**

Für die Finite-Elemente-Analyse (FEA) werden die Softwareprodukte *Catia V5R19* sowie *ABAQUS/Explicit Version 6.11-1* Dassault Systèmes, Vélizy-Villacoublay (Frankreich) verwendet. Als Pre- und Postprozessor wird *ABAQUS/CAE* derselben Version eingesetzt.



## 5 Versuchswerkstoffe

Die experimentellen Untersuchungen werden an zwei Werkstoffen, einem durchhärtenden Stahl und einem Einsatzstahl, durchgeführt. Es handelt sich um 100Cr6 und 20CrMo5, die beide gemäß [DIN10020] als „andere legierte Stähle“ einzuordnen sind. Sämtliches Versuchsmaterial stammt bei beiden Werkstoffen aus jeweils der selben Charge, was eine konstante chemische Zusammensetzung der Proben gewährleistet.

### 5.1 100Cr6

100Cr6, Werkstoffnummer 1.3505 ist ein durchhärtender Wälzlagerstahl entsprechend [DIN68317]. Er wurde vom Hersteller gegläht auf kugelige Carbide, kaltverformt und als Stangenmaterial mit  $\varnothing = 20$  mm angeliefert. Der Stahl ist für die Zerspanung konditioniert und hat damit schlechtere Umformeigenschaften als für die Umformung optimierte Werkstoffvarianten.

Die chemische Zusammensetzung wurde mittels Spektralanalyse ermittelt. Abbildung 5.1 stellt sie den Anforderungen der [DIN68317] gegenüber. Es ist ersichtlich, dass der Stahl den Spezifikationen vollkommen entspricht.

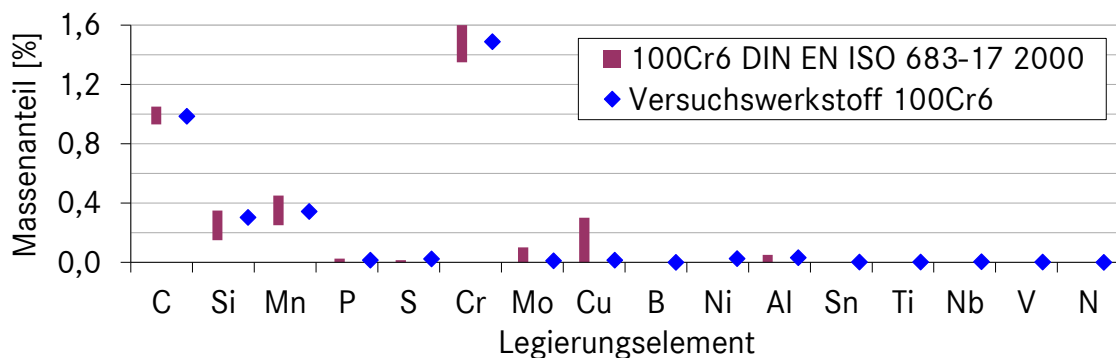


Abbildung 5.1: Legierungselemente Versuchswerkstoff 100Cr6

Die Schlibfbilder in Abbildung 5.2 und 5.3 veranschaulichen den weichgeglühten Zustand des Werkstoffs. Es ist eine ferritische Struktur mit eingeformten Chromkarbiden zu erkennen. Die Körner sind gleichmäßig über den Werkstoffquerschnitt verteilt. Auf den Übersichtsaufnahmen der Längsschliffe wird deutlich, dass der Werkstoff herstellprozessbedingte zeilige Seigerungszone in Längsrichtung besitzt. Diese Zonen sind

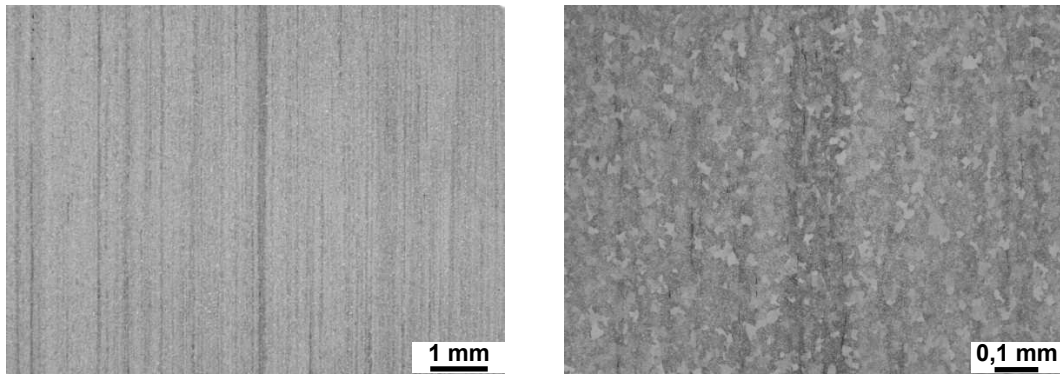


Abbildung 5.2: Übersichtsaufnahmen Versuchswerkstoff 100Cr6 längs zur Walzrichtung

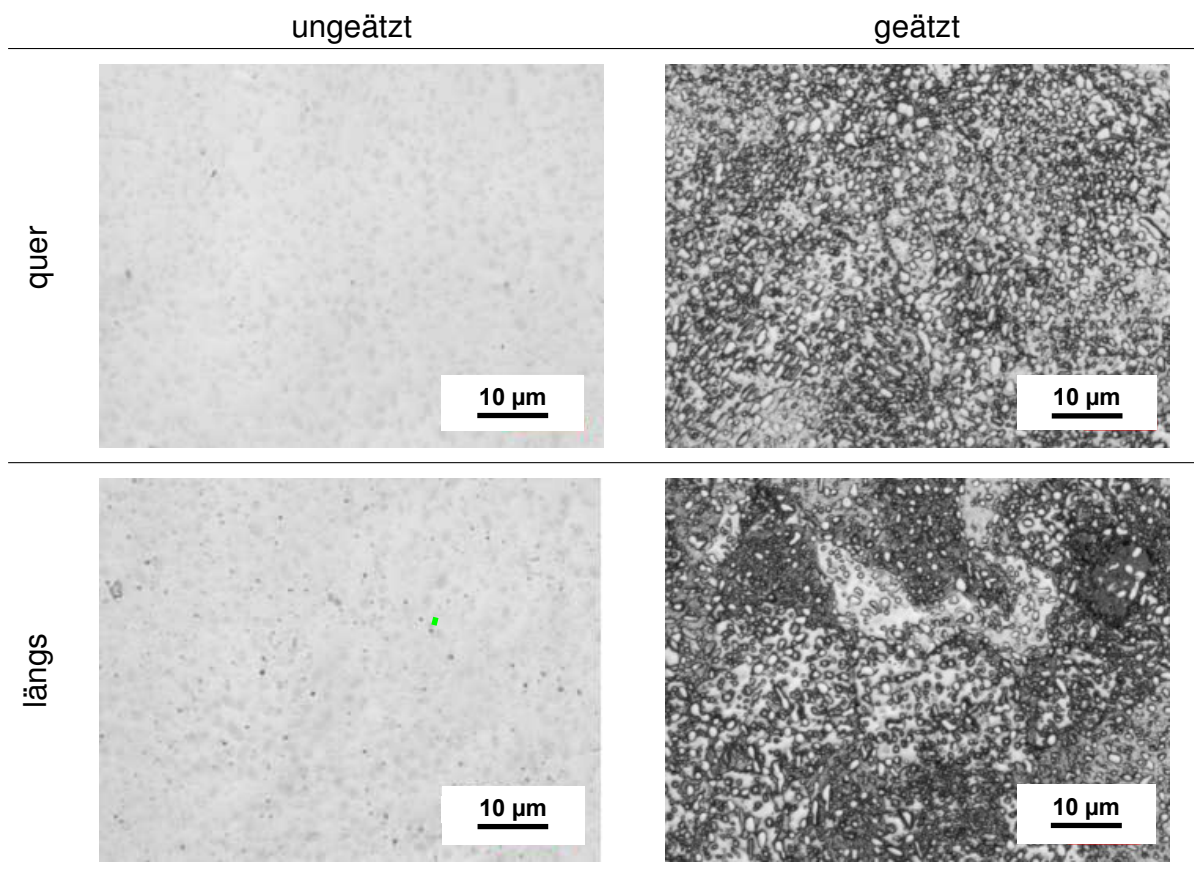


Abbildung 5.3: Detailaufnahmen Versuchswerkstoff 100Cr6 längs und quer zur Walzrichtung

für die Untersuchungen insofern vorteilhaft, als sie den während des Umformens verursachten Werkstofffluss leichter nachvollziehbar machen. Gleichzeitig können in den Seigerungszone jedoch auch lokale Unterschiede der Legierungszusammensetzung oder des Gefüges vorherrschen, die sich nachteilig auf das Formänderungsvermögen auswirken.

Sowohl am Stangenmaterial als auch an daraus entnommenen Proben wurde die Härte gemessen. Das Mittel der Messwerte des Stangenmaterials beträgt 241 HV1. Bei einem in Stangenmitte durch Zerspanung entnommenen Rohteil beträgt es 261 HV0,1 (Abbildung 5.4). Bei beiden Messobjekten sind die Härtewerte über die Querschnitte weitgehend konstant. Die lokalen Unterschiede sind auf Seigerungszone sowie bei der Mikrohärtmessung zusätzlich auf den Einfluss einzelner Körner und Korngrenzen zurückzuführen.

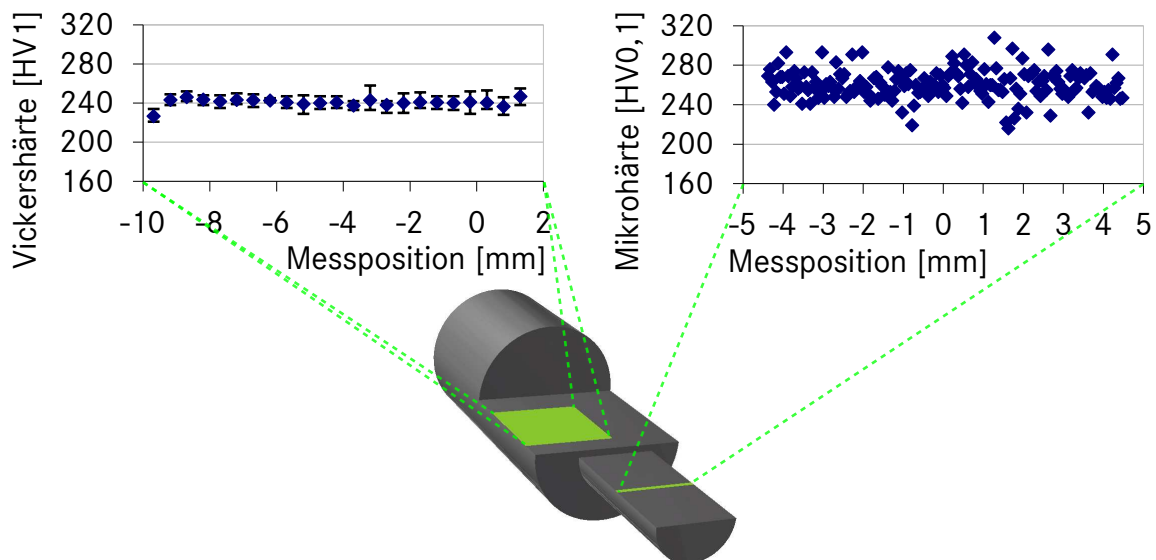


Abbildung 5.4: Verteilung der Härte im Stangenmaterial aus Versuchswerkstoff 100Cr6 und in einer aus diesem entnommenen Stauchprobe  $\varnothing 10 \times 20$  mm

## 5.2 20CrMo5

20CrMo5, Werkstoffnummer 1.7264, ist gemäß [SEL; DIN10084] als Einsatzstahl klassifiziert. Sein Legierungskonzept ist für die Kaltumformung konditioniert [CLAU10]. Er wurde als Stangenmaterial im gewalzten und auf  $\varnothing = 55$  mm geschälten Zustand angeliefert.

Die vom Hersteller ermittelte chemische Zusammensetzung entspricht dem Werkstoff 20CrMo5 mod. gemäß [DBL4027]. Sie ist in Abbildung 5.5 den Anforderungen der [SEL] gegenübergestellt.

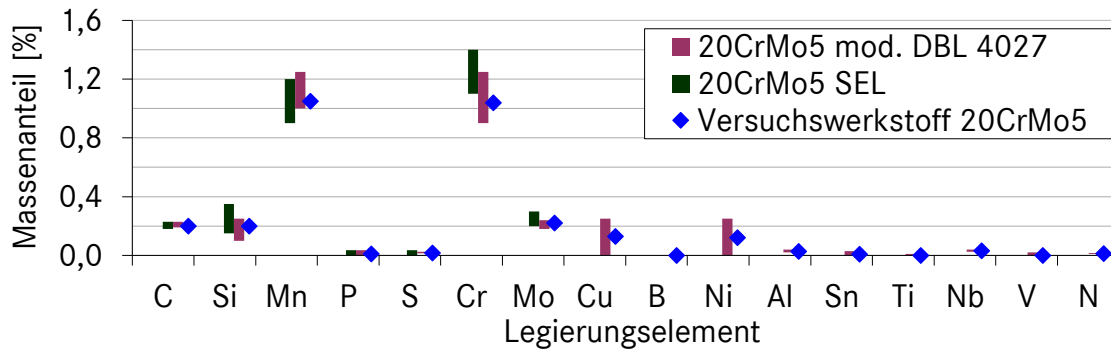


Abbildung 5.5: Legierungselemente Versuchswerkstoff 20CrMo5

### 5.2.1 Anlieferungszustand

Der Werkstoff weist ebenfalls durch herstellungsprozessbedingte zeitliche Seigerungs-zonen in Längsrichtung auf (Abbildungen 5.6 bis 5.9). Das Gefüge besteht aus Ferrit und Perlit in bainitischer Anordnung. In den Seigerungs-zonen ist der Perlit etwas an-gehäuft und stellenweise ist Martensit vorhanden.

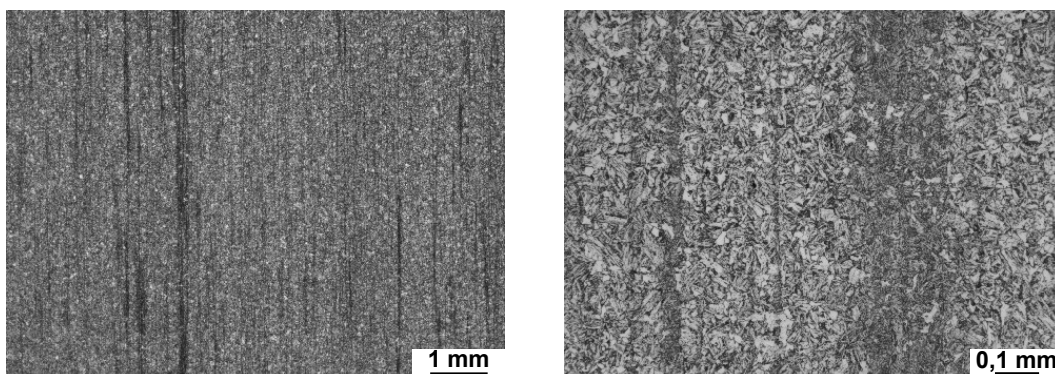


Abbildung 5.6: Übersichtsaufnahmen Versuchswerkstoff 20CrMo5 längs zur Walzrichtung

Sowohl am Stangenmaterial als auch an daraus entnommenen Proben wurde die Här-te gemessen. Das Mittel der Messwerte des Stangenmaterials beträgt 269 HV1. Bei einer in Stangenmitte durch Zerspannung entnommenen Probe beträgt es 248 HV0,1 (Abbildung 5.10). Die Härtewerte des Stangenmaterials folgen einem von der radialen Position abhängigem Trend. Die Werte der Probe sind über deren Querschnitt weit-gehend konstant. Wie auch beim 100Cr6 können die lokalen Unterschiede auf Seige-rungszonen sowie bei der Mikrohärtemessung zusätzlich auf den Einfluss einzelner Körner sowie der Korngrenzen zurückgeführt werden.

### 5.2.2 Geglühter Zustand für Vergleichsuntersuchungen

Um die Auswirkungen der Hochgeschwindigkeitsumformung auf das Gefüge beurteilen zu können, wurde ein Teil des Stangenmaterials einer Glühbehandlung mit zwei isothermen Stufen unterzogen (FP-Glügen) und damit ein eindeutiger ferritisch-perlitischer Zustand herbeigeführt. Da das homogenste Gefüge prinzipiell außerhalb der Stangenmitte zu finden ist, wurden die geglühten Stangenabschnitte durch Zerspannen geviertelt. Aus diesen Vierteln können nun Proben mit bezogen auf den Stangenabschnitt außermittiger Lage entnommen werden. Abbildung 5.11, S. 53 veranschaulicht den Prozess und das Ergebnis der Wärmebehandlung. Es ist Ferrit mit lamellarem, teilweise eingeformtem Perlit in zeiliger Anordnung zu erkennen.

Abbildung 5.12, S. 53 illustriert den Härteverlauf über den Querschnitt eines der Viertel. Der Mittelwert der Messwerte beträgt 172 HV<sub>0,1</sub>. Die Werte sind insbesondere im mittleren Bereich des Viertels und damit an der Position, an der die Proben durch Drehen entnommen werden, homogen.

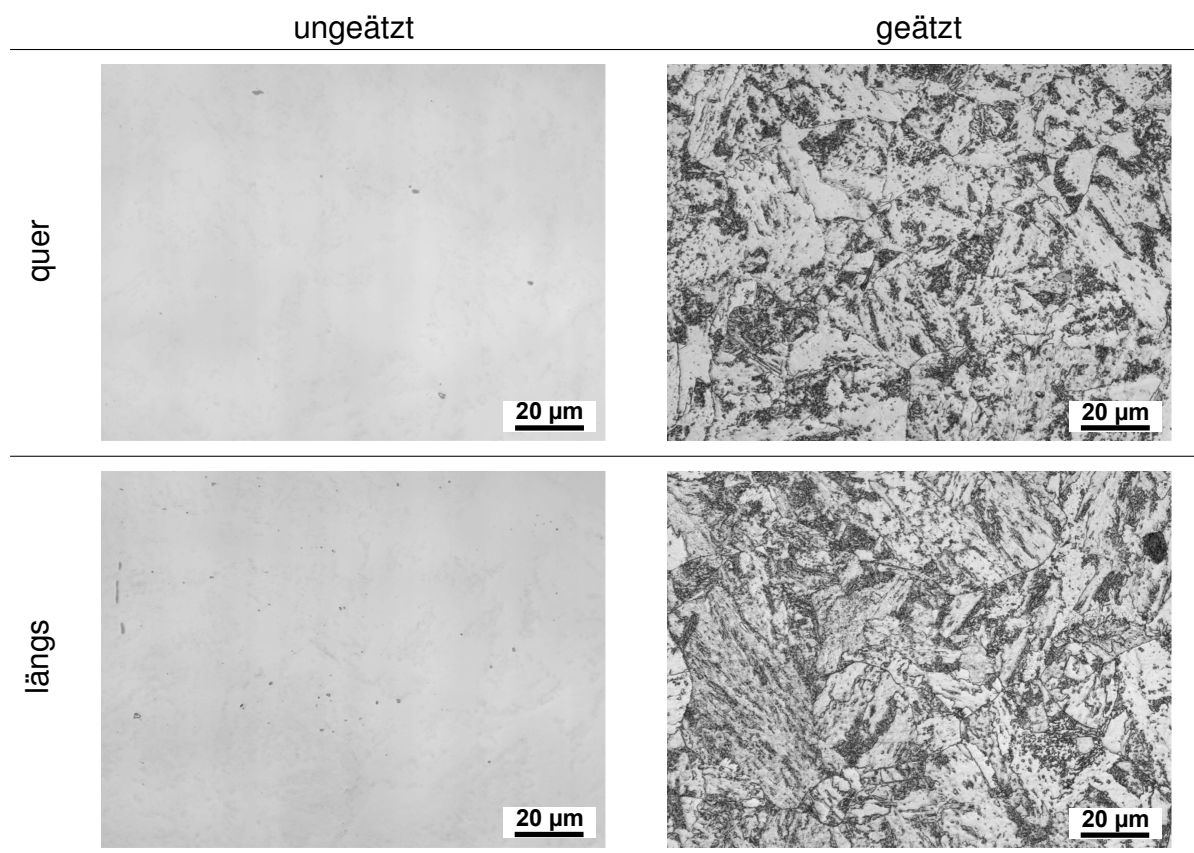


Abbildung 5.7: Detailaufnahmen Versuchswerkstoff 20CrMo5 längs und quer zur Walzrichtung

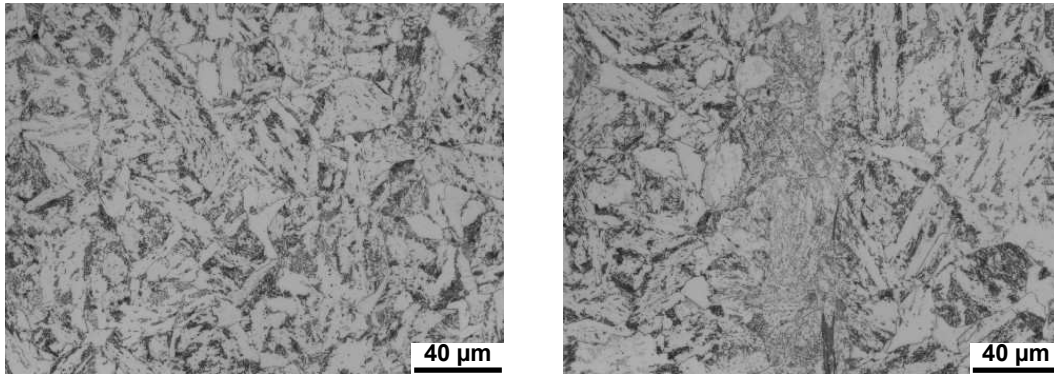


Abbildung 5.8: Gefügeausprägungen in Versuchswerkstoff 20CrMo5 längs zur Walzrichtung (rechts: Seigerungszone)

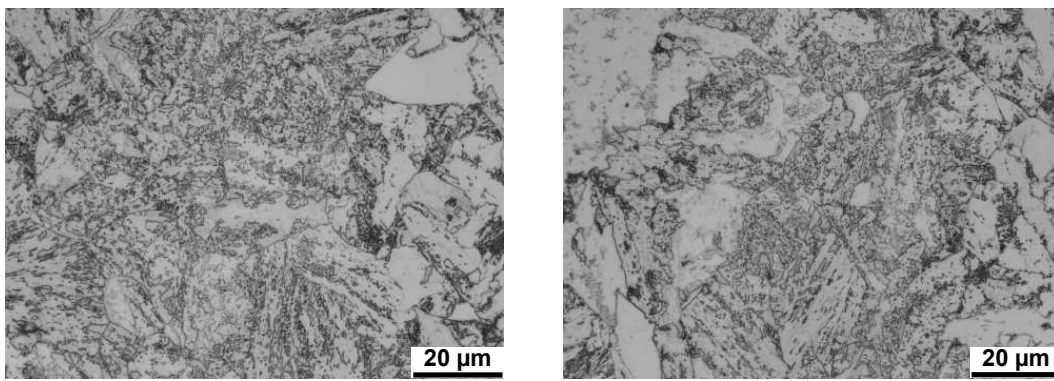


Abbildung 5.9: Martensitgebiete in Seigerungszone in Versuchswerkstoff 20CrMo5 längs zur Walzrichtung

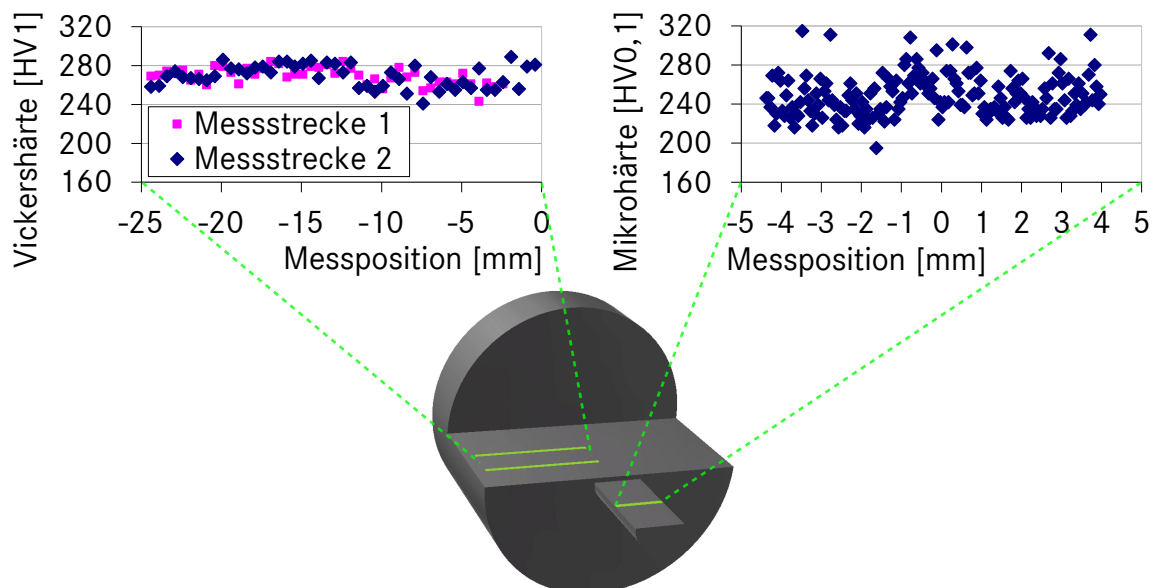


Abbildung 5.10: Verteilung der Härte im Stangenmaterial aus Versuchswerkstoff 20CrMo5 und in einer aus diesem entnommenen Stauchprobe  $\varnothing 10 \times 20$  mm

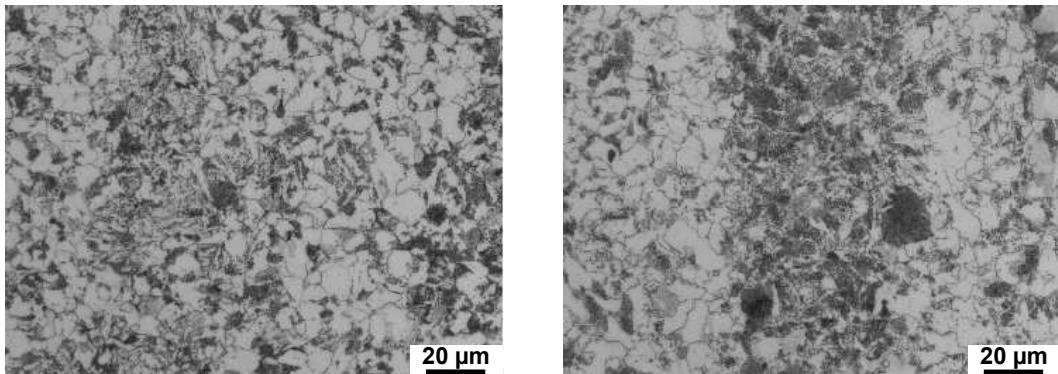
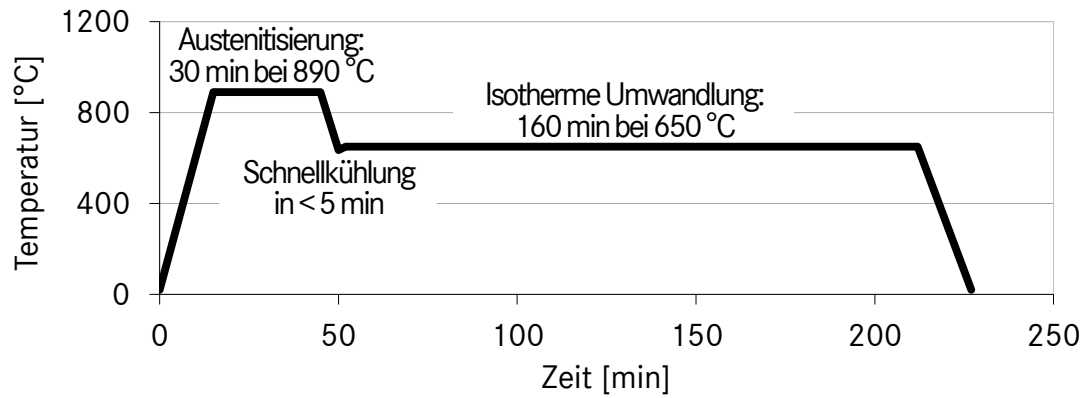


Abbildung 5.11: Durchgeführte Wärmebehandlung (oben) und durch diese erzeugtes Gefüge in Versuchswerkstoff 20CrMo5 längs zur Walzrichtung (unten links und rechts)

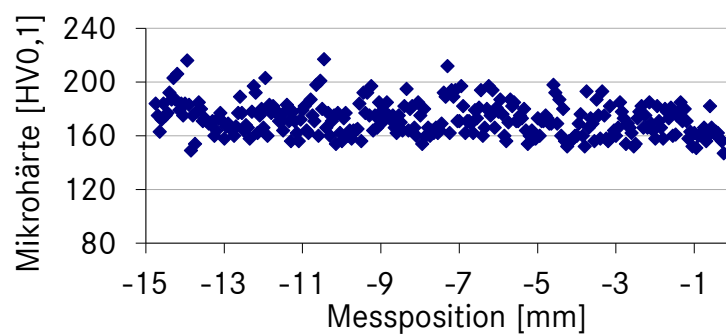


Abbildung 5.12: Verteilung der Härte in Versuchswerkstoff 20CrMo5 FP-geglüht

## **6 Versuchsmethodik, Prozessmesstechnik und Werkzeuge**

An den vorgestellten Versuchseinrichtungen wird deutlich, dass für die Untersuchung des erforderlichen Spektrums an Umformgeschwindigkeiten die Verwendung von verschiedenen Anlagen erforderlich ist. Im Folgenden werden Versuche identifiziert, die über alle Anlagen hinweg anwendbar sind. Des Weiteren wird die für ihre Durchführung erforderliche Mess- und Werkzeugtechnik entwickelt.

### **6.1 Anwendung umformtechnischer Prüfverfahren auf den Hochgeschwindigkeitsbereich**

Für die Untersuchung des Formänderungsvermögens ist die Kenntnis des Fließ- und Versagensverhaltens der Werkstoffe erforderlich. Wegen des starken Einflusses des tribologischen Verhaltens muss auch dieses beurteilt werden.

#### **6.1.1 Verfahrensauswahl**

Sowohl für die Ermittlung des Fließ- und Versagensverhaltens als auch der Tribologie existieren eine Vielzahl von Verfahren (vgl. 2.5, S. 30 ff.). Um aus diesen im Folgenden eine Auswahl zu treffen, werden drei Kriterien herangezogen: Die gewählten technologischen Prüfverfahren sollen erstens aussagekräftige Ergebnisse für die relevanten technischen Vorgänge liefern können. Sie sollen zweitens auf den ausgewählten Versuchsanlagen mit hoher Reproduzierbarkeit realisierbar sein. Drittens müssen sie sich für eine messtechnische Erfassung der Eingangs- und Ausgangsgrößen eignen.

Oben wurde beschrieben, dass der Zylinder- und Flachstauchversuch für die Ermittlung des Fließverhaltens bei den Umformverfahren, die für das Hochgeschwindigkeitsumformen mit starrem Werkzeug relevant sind, empfohlen werden. Beide Prüfverfahren sind auf den Versuchsanlagen realisierbar, da alle Anlagen eine translatorische Kinematik besitzen, die für das Aufbringen von Druckkräften geeignet ist. Des Weiteren ist bei beiden Prüfverfahren eine hohe Reproduzierbarkeit anzunehmen, da bei



allen Anlagen eine genaue Steuerung der Eingangsgrößen gewährleistet werden kann und die erforderlichen Proben einfache Geometrien aufweisen, die mit Standardbearbeitungsverfahren innerhalb enger Toleranzen gefertigt werden können.

Da die ersten beiden Kriterien von beiden Prüfverfahren gleichermaßen erfüllt sind, ist deren messtechnische Beurteilbarkeit ausschlaggebend für die Wahl eines der beiden. Hier hat der Zylinderstauchversuch signifikante Vorteile. Bei ihm ist die Probe in radialer Richtung allseitig zugänglich. Dadurch ist es möglich, Geometrie, Oberflächenprägung und Oberflächentemperatur während des gesamten Umformvorgangs zu verfolgen. Zudem beruht die Messung der Prozessparameter bei der SHPB auf Wellenausbreitungen, von denen für die Auswertung angenommen wird, dass sie über den Querschnitt des Stabes konstant sind [KOLS49]. Diese Annahme ist nur beim Zylinderstauchen aufgrund der Konzentrizität der Probe zulässig und darüberhinaus maximal bei quadratischer Grundfläche der Probe haltbar [SHAR08].

Der Zylinderstauchversuch hat den weiteren Vorteil, dass mit ihm gleichzeitig zwei Formen des Versagens untersucht werden können – Rissentstehung an der Probenoberfläche sowie Schädigungen im Inneren des Werkstücks (vgl. 2.5.2, S. 32 f.). Außerdem kann bei ihm durch Realisierung unterschiedlicher tribologischer Bedingungen der Spannungszustand variiert werden. Damit ergibt sich die Möglichkeit, den Druckversuch mit radialer Zugüberlagerung sowie den nahezu einachsigen Druckversuch durchzuführen (vgl. Abbildung 2.15, S. 24). Um den experimentellen Aufwand in Grenzen zu halten, erfolgt eine Fokussierung auf den Druckversuch mit radialer Zugüberlagerung. Auf weitere Versuche zur Ermittlung des Versagensverhaltens wird verzichtet.

Damit die erzielten Ergebnisse besser interpretiert werden können, werden die Untersuchungen zur Tribologie auf die Bedingungen beim Zylinderstauchversuch fokussiert. Dazu bietet sich der Ringstauchversuch an, der es zulässt, dieselben Werkstoffpaarungen unter vergleichbaren Normalkräften und Relativbewegungen zu untersuchen (vgl. 2.5.3, S. 34). Von großem Vorteil ist, dass der Ringstauchversuch mit identischen Versuchsaufbauten und Werkzeugen umgesetzt werden kann.

### 6.1.2 Zylinderstauchen

Nachdem der Zylinderstauchversuch als Prüfverfahren ausgewählt wurde, muss entschieden werden, ob seine Grundform bzw. seine Varianten eingesetzt werden sollen (vgl. Abbildungen 2.20 links und 2.21, S. 31 f.).

Beim Kegelstauchversuch wird der Neigungswinkel der Kegelform in Werkzeug und Probe ex ante auf Basis des Reibwerts festgelegt. Bei richtiger Wahl des Winkels erfolgt eine weitgehend homogene Stauchung der Probe bis  $\varphi = 0,7$ . Ungünstig für eine Anwendung im Rahmen dieser Arbeit ist das durch diesen Umformgrad begrenzte Prozessfenster. Weiterhin ist ungünstig, dass für die Auswertung anstatt der Probenhöhe der Probendurchmesser herangezogen werden sollte, welcher während des Prozesses deutlich schwieriger zu ermitteln und bei hohen Umformgraden sehr fehlerbehaftet ist [FROB66]. Da zudem neuere Untersuchungen empfehlen, statt des Kegelstauchversuchs den Zylinderstauchversuch mit effektiver Schmierung zu verwenden [LORE03], wird der Kegelstauchversuch nicht weiter in Betracht gezogen.

Zum Schulter- sowie Rastegaevstauchversuch wurden Vorversuche durchgeführt, um zu ermitteln, ob eine Anwendung bei den Versuchswerkstoffen Vorteile bringt. Beim Schulterstauchversuch stellte sich analog zum Stauchversuch mit Haftreibung [NEST82] eine starke Mehrachsigkeit durch sofortiges Ausbauchen der Probe ein. Damit eignet sich dieser vorrangig, um Informationen über das Versagensverhalten zu erhalten (vgl. Abbildung 2.22, S. 33), und wird nicht weiter verfolgt, da für diese Arbeit zunächst grundlegende Erkenntnisse gewonnen werden müssen.

Der Rastegaevstauchversuch zeichnet sich durch flächige Schmierstofftaschen an den Stirnflächen der Proben aus. Beim Werkstoff 20CrMo5 konnte mit ihm der ab  $\varphi \geq 0,8$  zutage tretende Reibungseinfluss [HAYH05] bei  $\dot{\varphi}_0 = 0,15 \frac{1}{s}$  reduziert werden (Abbildung 6.1). Zugleich wurde jedoch deutlich, dass auch der Rastegaevstauchversuch maximal als Ergänzung angewendet werden kann, da seine Durchführung nur bei dieser Kombination von Werkstoff und Umformgeschwindigkeit zum Erfolg führt, wobei seine Prozesssicherheit nach wie vor geringer ist, wie die dargestellten Standardabweichungen der Versuchsergebnisse veranschaulichen.

Aufgrund dieser Ergebnisse wird für die Ermittlung des Fließverhaltens der Zylinderstauchversuch in seiner Grundform durchgeführt. Da er über alle Geschwindigkeits-

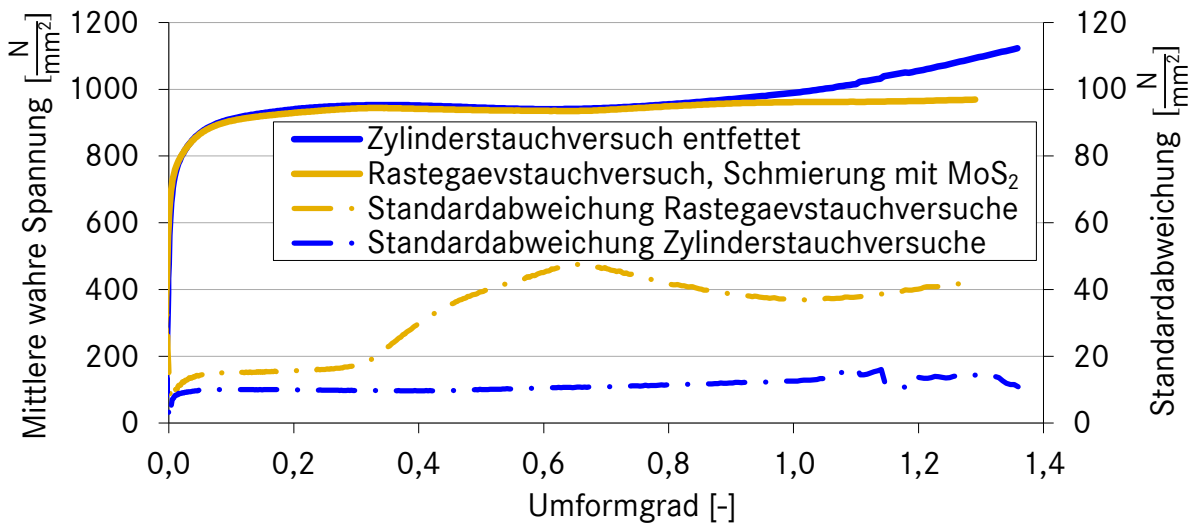


Abbildung 6.1: Reduktion des Reibungseinflusses durch den Rastegaevstauchversuch, 20Cr-Mo5,  $\dot{\varphi}_0 = 0,15 \frac{1}{s}$ , RT

bereiche hinweg auch in der Literatur der am weitesten verbreitete Versuch ist, ergibt sich der Vorteil der Vergleichbarkeit. Die Beurteilung des Versagensverhaltens beruht ebenfalls auf der Grundform des Zylinderstauchversuches: Bei Reibungsfreiheit entsteht an der Mantelfläche ein einachsiger Zugspannungszustand in Äquatorrichtung. Bei Auftreten von Stirnflächenreibung wird dieser einachsige durch weitere Zugspannungen in Meridianrichtung zu einem zweiachsigen Zugspannungszustand erweitert (Abbildung 6.2 links). Innerhalb der Probe führt die Stirnflächenreibung zu mehreren Umformzonen, wobei in der Hauptformänderungszone (II) signifikante Schubbeanspruchungen wirken (Abbildung 6.2 rechts). [SIEB32]

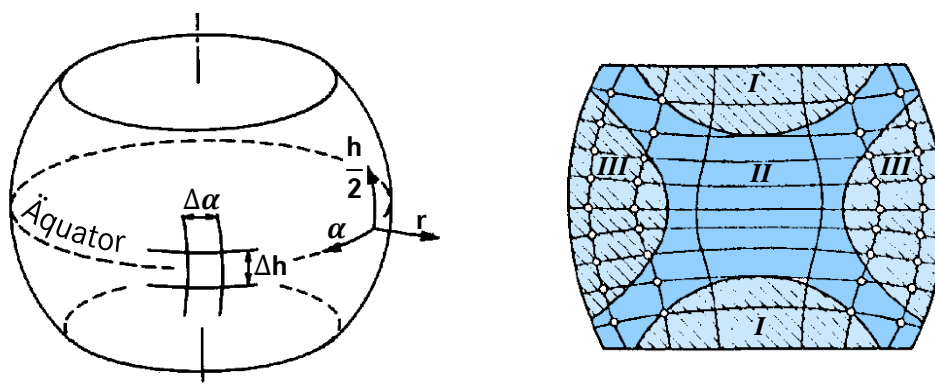


Abbildung 6.2: Wirkung von Reibungskräften beim Zylinderstauchen: Entstehen von Dehnungen der Mantelfläche infolge von Zugspannungen (links) n. [SAMA75] und Bildung der unterschiedlichen Fließzonen I, II, III im Inneren der Stauchprobe (rechts) n. [SIEB32]

Um die Versuche einsetzen zu können, ist eine Parametrierung erforderlich, bei der Durchmesser, Höhe sowie Fertigungsmethode der Proben festzulegen sind. Bezüglich Durchmesser und Höhe sind dabei sowohl die absoluten Werte als auch das Verhältnis der beiden Größen zueinander zu definieren. Ausschlaggebend für die Wahl der absoluten Werte und das aus diesen resultierende Probenvolumen ist bei den dynamischen Anlagen die von der Probe zu absorbierende Energie. Bei den übrigen Anlagen ist der auszunutzende Messbereich der Kraftmesseinrichtung ausschlaggebend [SEP1123]. Das Verhältnis von Probenhöhe zu Probendurchmesser sollte gemäß [DIN50106] im Bereich  $1 \leq \frac{h_0}{\varnothing_0} \leq 2$  liegen. Je größer dieses Verhältnis, umso höher ist der Umformgrad, zu dem der Einfluss der Stirnflächenreibung auf die Fließspannung gering bleibt [SEP1123]. Je kleiner dieses Verhältnis, desto besser ist die praktische Umsetzbarkeit [PÖHL86] und desto höher ist die erzielte Umformgeschwindigkeit (Gleichung 2.6, S. 11).

Aus diesen Rahmenbedingungen ergeben sich die größten Restriktionen bei den SHPBs. Die Erfahrungen mit diesen Anlagen berücksichtigend [BERT75; GORH89; SHAR08], werden die Probenmaße wie in Tabelle 6.1 angegeben festgelegt. Um die Vergleichbarkeit zu gewährleisten, werden die festgelegten Geometrien auch an den anderen Anlagen verwendet. Ergänzend werden Proben mit  $\varnothing 10 \times 20$  mm untersucht.

SHPB mit $\dot{\varphi}$ [ $\frac{1}{s}$ ]	$10^3$		$10^4$
Probengeometrie	1	2	3
$\frac{h_0}{\varnothing_0}$ [-]	1	1,5	1
$\varnothing_0 \times h_0$ [mm]	$4 \times 4$	$3 \times 4,4$	$2 \times 2$

Tabelle 6.1: Ausgehend von den Eigenschaften der SHPBs festgelegte Geometrien der Zylinderstauchproben

### 6.1.3 Ringstauchen

Beim Ringstauchversuch wird ein zylindrischer Hohlkörper gestaucht und aus den erzielten relativen Höhen- und Durchmesseränderungen auf die vorherrschenden tribologischen Bedingungen an den Kontaktflächen zwischen Probe und Werkzeug geschlossen. Unter Annahme des Coulomb'schen Reibmodells wurden die Zusammenhänge

von Male experimentell ermittelt (Abbildung A 2, S. A-1), von Hawkyard und Johnson analytisch betrachtet und von Burgdorf verifiziert [MALE64; BURG67; HAWK67].

Das Nomogramm ist hinsichtlich des absoluten Betrages des Reibwerts  $\mu$  nur dann aussagekräftig, wenn dieser Betrag des Reibwerts während des gesamten Versuchs konstant ist. Daher wird in vorliegender Arbeit kein Anspruch auf absolute Korrektheit der ermittelten Werte erhoben. Vielmehr wird die Entwicklung der Werte bei Variation von Einflussgrößen lediglich für Tendenzaussagen genutzt. Hierfür sind die repräsentativen Durchmesser nach Burgdorf unerheblich. Da deren Ermittlung wegen des Ausbauchens der Proben schwierig ist, wird darauf verzichtet und stattdessen der gut messbare Innendurchmesser an den Kontaktflächen für die Auswertung herangezogen, obwohl dies tendenziell zu einer Unterschätzung der absoluten Werte führt [HAWK67]. Die Verwendung des Innendurchmessers hat gegenüber dem Außendurchmesser den Vorteil, dass Ersterer sensibler auf Reibwertänderungen reagiert [BURG67; AVIT78].

Wie bei den Zylinderstauchversuchen werden Proben unterschiedlicher Volumen verwendet, welche je nach Eigenschaften der Versuchsanlagen festgelegt werden (Tabelle 6.2).

Probengeometrie	Außendurchmesser [mm]	Innendurchmesser [mm]	Höhe [mm]
1	12,0	6,0	4,0
2	20,0	10,0	6,7
3	22,6	11,3	7,5
4	24,0	12,0	8,0

Tabelle 6.2: Geometrien der Ringstauchproben

## 6.2 Messkonzept für Prozesskenngrößen

Zur Charakterisierung von Zylinderstauchversuchen sind die Verläufe von Stauchweg, Stauchkraft, Stauchgeschwindigkeit sowie Probentemperatur von Bedeutung [SEP1123]. Bei den Universalprüfmaschinen, den Fallwerken und den SHPB kommen integrierte Kraft- und Wegmesssysteme zum Einsatz. Für die Hochgeschwindigkeitspresse und die Impact-Anlage wird im Folgenden ein Messsystem für die Erfassung

des vom Werkzeug zurückgelegten Weges und der vom Werkzeug übertragenen Kraft erarbeitet. Auf ein separates Messsystem für die Erfassung der Werkzeuggeschwindigkeit wird verzichtet, da diese durch Ableiten des Weges bestimmt werden kann.

### 6.2.1 Anforderungen

Die Anforderungen an die Messmethode lassen sich in vier Kategorien unterteilen: Anforderungen an die Genauigkeit der Messgrößenaufnehmer, an die Genauigkeit des Messsystems, an das Messprinzip sowie an die Wandlung und Aufzeichnung der Messsignale. Sie werden im Folgenden mit Fokus auf die Kraft- und Wegmessung vorgestellt und anschließend quantifiziert.

Messgrößenaufnehmer müssen Messsignale generieren, welche die Messgrößen korrekt abbilden. Ihr statisches und dynamisches Verhalten ist zu berücksichtigen [WEIC10]. Für die Ermittlung von Fließkurven sollte die Messabweichung von Wegsensoren so gering sein, dass eine Messunsicherheit des Gesamtsystems  $< \pm 2\%$  der Ausgangshöhe der Probe  $h_0$  realisiert werden kann [SEP1123]. Die Messabweichung der Kraftsensoren sollte  $\pm 1\%$  nicht überschreiten [SEP1123; DIN7500]. Bei der Bestimmung der Stauchgeschwindigkeit sollte eine Messunsicherheit  $\leq \pm 10\%$  realisiert werden [SEP1123]. Hinsichtlich des dynamischen Verhaltens besteht die Anforderung, dass sowohl die mechanische Eigenfrequenz als auch die elektrische Bandbreite des Messkreises so hoch wie möglich sind [REHR06] bzw. mindestens das Zehnfache der Frequenz der zu erfassenden Kraftgröße betragen [MEYE09].

Das Messkonzept muss die gleichzeitige Aufzeichnung von Kraft und Weg gewährleisten. Die Wegsensoren sollten so angeordnet sein, dass sie nur wenig elastische Verformung des Aufbaus erfassen. Zusätzlich ist diese Verformung bei der Kalibrierung zu ermitteln und abzuziehen. Die Kraftsensoren sollten so angeordnet sein, dass sie nur die für Umformung aufgebrauchte Kraft erfassen [SEP1123]. Darüber hinaus sind elektromagnetische Störquellen zu minimieren [HOFF07] und weitere Einflussgrößen wie Temperatur, Versorgungsspannung, Magnetfelder konstant zu halten bzw. zu kontrollieren [WEIC10].

Damit die Messsignale bei der Wandlung und Aufzeichnung nicht drastisch verfälscht werden, ist das Abtasttheorem einzuhalten und eine Abtastfrequenz zu wählen, welche

mindestens doppelt so hoch wie die höchste auftretende Signalfrequenz ist [WEIC10]. Des Weiteren muss gewährleistet sein, dass im relevanten Prozessfenster ausreichend Messpunkte aufgenommen werden. Um auch den Fließbeginn zuverlässig erfassen zu können, wird die Forderung der [DIN50106], mindestens zehn gleichmäßig verteilte Messpunkte über den Spannungsbereich aufzuzeichnen, in dieser Arbeit verschärft und auf den deutlich kürzeren elastischen Kraftanstieg bezogen.

Tabelle 6.3 gibt die Anwendung dieser Anforderungen auf die oben parametrisierten Stauchversuche wieder. Dabei wird jeweils die anspruchsvollste zu erwartende Kombination von Probenhöhe und Werkzeuggeschwindigkeit angesetzt. Die Frequenz der Kraftgröße  $f_{Kraft}$  wird errechnet aus der Dauer des Umformprozesses  $t_{Kraft}$ . Mit der Annahme, dass dieser Anstieg dem Viertel eines periodischen Signals entspricht, gilt  $f = \frac{1}{4t}$ . Die Dauer des elastischen Kraftanstiegs  $t_{elast}$  wird bestimmt auf Basis des Weges, der zurückzulegen ist, bis das Fließen des Werkstoffs eintritt. Mit dem Hook'schen Gesetz  $\sigma = \varepsilon E$  und  $\varepsilon = \frac{\Delta l}{l_0}$ ,  $v = \frac{s}{t}$ ,  $s = \Delta l$  gilt  $t_{elast} = \frac{\sigma l_0}{vE}$ . Als zu erreichende Spannung wird  $\sigma = 1\,000\text{ MPa}$  und als E-Modul  $E = 210\text{ GPa}$  angesetzt.

	$h_0$ [mm]	$s$ [mm]	$v_{max}$ [ $\frac{m}{s}$ ]	$t_{Kraft}$ $\geq$ [ms]	Bandbreite $\geq$ [kHz]	$t_{elast}$ $\geq$ [ $\mu s$ ]	Messungen in $t_{elast}$ [-]	Abtastrate $\geq$ [ $\frac{MS}{s}$ ]
HG-Pressen	4	3,6	4	0,9	3	5	10	2
Impact-Anlage	4	3,6	20	0,2	56	1	10	11

Tabelle 6.3: Anforderungen an Bandbreite und Abtastrate des Kraft- und Wegmesssystems

## 6.2.2 Kraftsensorik und Konzept werkzeugintegrierter Kraftmessung

Um die Anforderungen aus Tabelle 6.3 bei dem bei der HG-Pressen stark begrenzten Bauraum erfüllen zu können (vgl. 2.5.5, S. 36 f.), wurde systematisch nach Messprinzipien mit flachen Sensoren geringer Masse gesucht. Polyvinylidenfluorid (PVDF)-Dünnschichtsensoren wurden als geeignet identifiziert. Diese werden beispielsweise für Schockwellenmessungen bei Impact-Versuchen im Geschwindigkeitsbereich  $250 \frac{m}{s} \leq v \leq 3\,000 \frac{m}{s}$  verwendet (Abbildung 6.3 links) [ISBE05; BAUE07; ZHER07]. Sie basieren auf einem Polymer, dem über ein Polarisationsverfahren definierte piezoelektrische Eigenschaften verliehen werden. Das Polymer wird zwischen zwei elektri-

schen Leitern aus Gold in Polyesterfolie eingebettet [BAUE88; BAUE06]. Aufgrund ihrer geringen Eigenmasse und niedrigen Bauform weisen die Sensoren eine Reaktionszeit von Nanosekunden auf und beeinflussen die Eigenfrequenz des Aufbaus kaum. Des Weiteren sind sie für Drücke  $p \leq 30\,000 \frac{N}{mm^2}$  einsetzbar [PIÉZ10b].

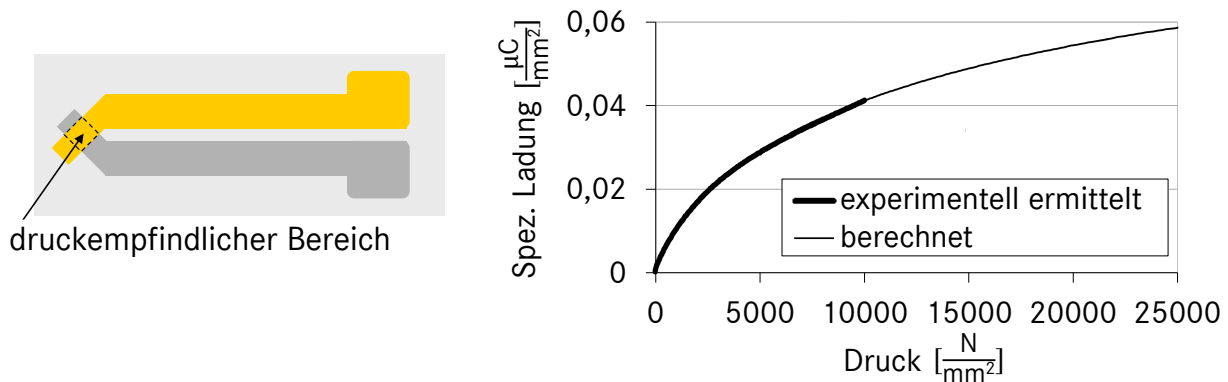


Abbildung 6.3: Schematischer Aufbau eines PVDF-Dünnschichtensors (links) n. [PIÉZ10a] sowie dessen Wirkung (rechts) n. [BAUE02]

Die PVDF-Dünnschichtsensoren generieren bei Druckbelastung  $p$  eine elektrische Ladung  $q = f(p)$ . Es besteht ein proportionaler Zusammenhang zwischen beiden Größen (Abbildung 6.3 rechts). Bei Einsatz eines Ladungsverstärkers könnte diese Ladung ausgewertet und die Kraft aus ihr berechnet werden. Um alle Details des Kraftanstiegs erfassen zu können, ist jedoch eine sehr hohe Bandbreite des Ladungsverstärkers erforderlich, die nur mit Spezialgeräten realisierbar ist [HOFF07; LABO10].

Daher wird der Ansatz verfolgt, die beiden Leiter des PVDF-Sensors mit einem Widerstand zu verbinden und den entstehenden Spannungsabfall zu messen [GRAH93]. Durch das Verbinden beider Pole entsteht ein Stromkreis, in dem gilt  $\frac{dQ}{dt} = I$ . Es fließt ein Strom, welcher von der erzeugten Ladung abhängig ist. Bei dynamischen Versuchen ist dieser ausreichend groß, um messtechnisch erfasst werden zu können. Da  $I = \frac{U}{R}$ ,  $Q = \int I dt$  und  $F = pA$ , kann mit der Umkehrfunktion des in Abbildung 6.3 (rechts) dargestellten Zusammenhangs  $p = f(q)$  die auftretende Kraft aus der gemessenen Spannung berechnet werden,  $F = f(U)$ .

Bei den bekannten Anwendungen werden die PVDF-Sensoren direkt vom Messobjekt belastet und sind nach einem Prozessdurchlauf zerstört. Bei den während der Umformung entstehenden Oberflächenvergrößerungen ist es wahrscheinlich, dass die elektrischen Leiter im Verlauf der Umformung reißen und die Messung damit vorzeitig



beendet ist. Daher wird der Ansatz verfolgt, einen Sensor in das Werkzeug zu integrieren [DE102012012], welcher möglichst werkstücknah im Kraftfluss angeordnet wird, ohne dass ein direkter Werkstückkontakt besteht (Abbildung 6.4). Damit ist es möglich den Sensor wiederholt einzusetzen.

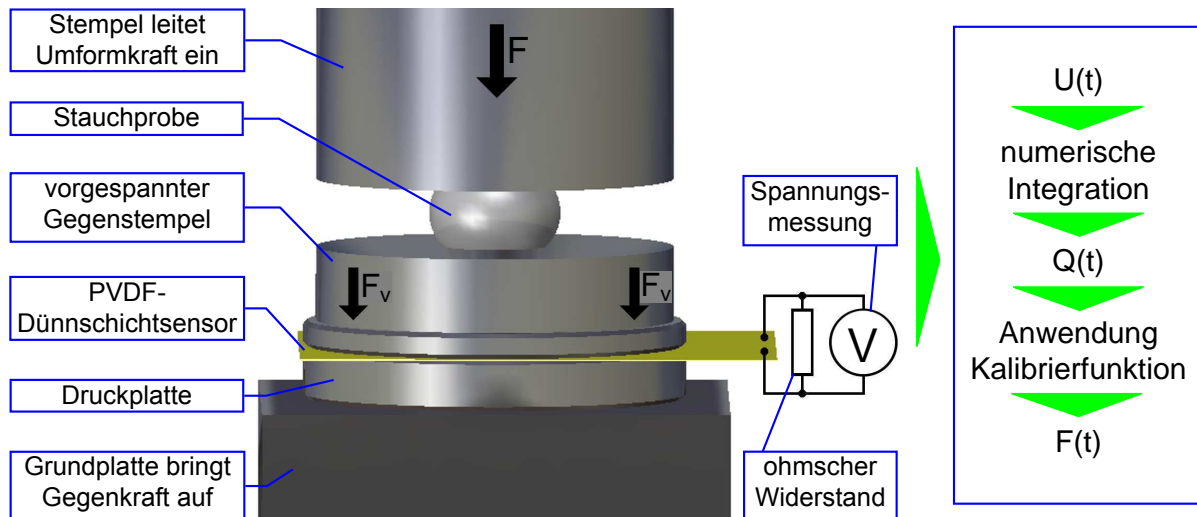


Abbildung 6.4: Konzept werkzeugintegrierter Kraftmessung

### 6.2.3 Wegsensorik

Für die Wegmessung werden zwei faseroptische Sensoren vom Typ *D 171* des Herstellers Philtec Inc., Annapolis, Maryland (USA) eingesetzt. Das Funktionsprinzip der Sensoren basiert auf dem Reflexionsgesetz. Lichtquelle und Auswerteelektronik sind in einem Gehäuse integriert. Die optischen Signale werden über einen flexiblen Lichtleiter an die Messstelle übertragen.

Am Ende des Lichtleiters wird Licht emittiert, welches vom Messobjekt auf die Lichtaustrittsöffnung zurückgeworfen und vom Lichtleiter zur Auswerteelektronik geleitet wird. Die Auswerteelektronik generiert eine zum Abstand zwischen Lichtaustrittsöffnung und Messobjekt sowie zum Reflexionsgrad des Messobjekts proportionale Spannung. Diese als Exponentialfunktion approximierbare Abhängigkeit der Spannung vom Abstand hat ein Maximum. Daher muss für die eindeutige Bestimmung des Abstandes aus einem Spannungswert bekannt sein, ob dieser Wert dem Funktionsabschnitt links- oder rechtsseitig des Spannungsmaximums zuzuordnen ist (Abbildung 6.5). Folglich stehen zwei den Funktionsabschnitten entsprechende Messbereiche zur Verfügung

[PHIL10]. Auch wenn auf eine vom Hersteller bereitgestellte Funktion zurückgegriffen werden kann, empfiehlt sich eine Kalibrierung an der Einsatzstelle für höchste Genauigkeit.

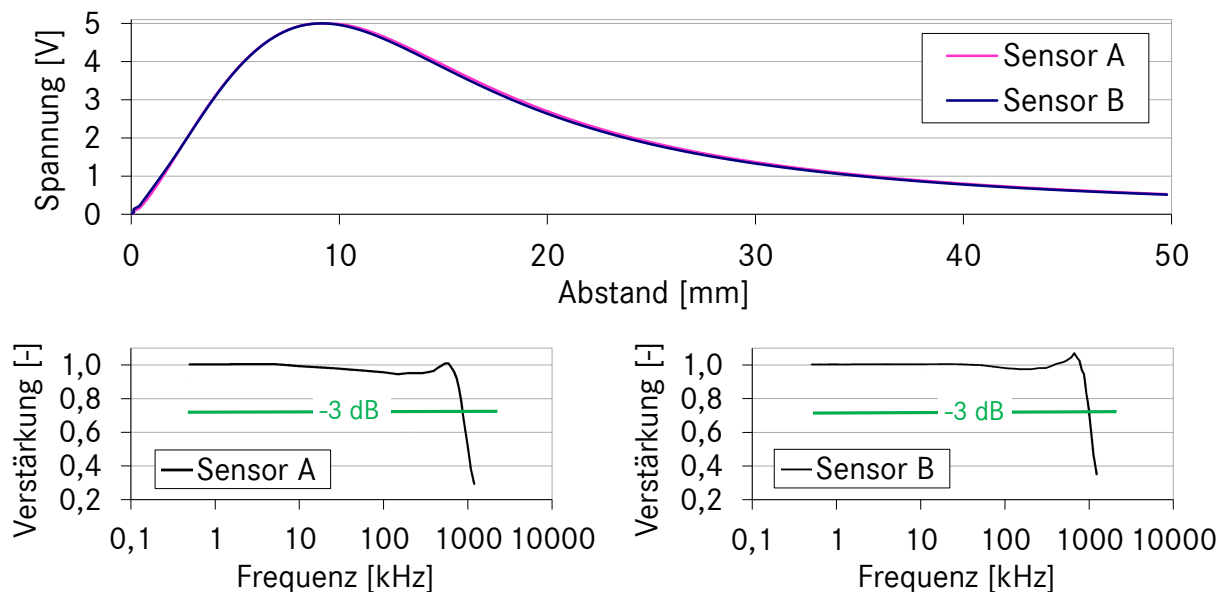


Abbildung 6.5: Ausgangssignal (oben) und Bandbreite der faseroptischen Abstandssensoren (unten links sowie rechts) n. [PHIL11]

Die Sensoren wurden benutzerspezifisch konfiguriert und sind mit jeweils einem Ausgang mit einer Bandbreite von 20 kHz und einem mit einer Bandbreite von 1 MHz ausgestattet (Tabelle 6.4). Damit sind die oben formulierten Anorderungen an Eigenfrequenz und Messunsicherheit erfüllbar.

Bandbreite des Ausgangs	Messbereich	Auflösung Sensor A	Auflösung Sensor B
1 MHz	< 9,27 mm	4,0 $\mu m$	4,1 $\mu m$
1 MHz	> 9,27 mm	13,2 $\mu m$	13,1 $\mu m$
20 kHz	< 9,27 mm	3,2 $\mu m$	1,7 $\mu m$
20 kHz	> 9,27 mm	10,4 $\mu m$	5,6 $\mu m$

Tabelle 6.4: Auflösung der faseroptischen Abstandssensoren (Herstellerangabe)

### 6.2.4 Signalaufzeichnung und -auswertung

Als Signalaufzeichnungssystem wird ein *PicoScope 6403*, hergestellt von Pico Technology, Cambridgeshire (UK) zusammen mit der zum Produkt gehörenden Software verwendet. Das *PicoScope 6403* ist ein Vier-Kanal-Oszilloskop an einer externen

Rechnerschnittstelle. Es weist eine Bandbreite von 350 MHz auf und kann selbst bei Verwendung aller Kanäle mit 1,25 GHz abtasten [PICO09]. Weiterhin ist es in der Lage, eine Milliarde Werte in seinen Pufferspeicher aufzunehmen und somit alle Messwerte des Gesamtprozesses aufzuzeichnen, ohne von der Geschwindigkeit der Datenübertragung zum Rechner abhängig zu sein. Die vertikale Auflösung beträgt 8 bit bei voller und 12 bit bei verringerter Abtastrate.

Mit dem *PicoScope* werden die Kraft- und Wegsignale gleichzeitig aufgezeichnet. Danach erfolgt die Verarbeitung der Messdaten mit dem Programm *Matlab* Version *R2012a* der MathWorks GmbH, Aachen. Zunächst wird das Kraftsignal integriert, wobei es unweigerlich mit einer linearen, monoton steigenden Funktion überlagert wird, die das Integral des stets vorhandenen Grundrauschens darstellt. Diese Funktion wird approximiert und vom Ergebnis der Integration abgezogen. Abschließend wird die Anzahl der Werte aller Kanäle so weit reduziert, dass die Weiterverarbeitung möglich ist.

Die weitere Auswertung des Kraft- und Wegsignals erfolgt mit *Microsoft Office Excel 2003*, Microsoft Corporation, Redmont (USA). Mit dem bereits vorliegenden Integral des Kraftsignals und dem Widerstand des Messkreises wird die vom Sensor erzeugte Ladung und die mit dieser Ladung zusammenhängende Kraft berechnet. Weiterhin wird der gleitende Mittelwert des Wegsignals und daraus der Abstand des bewegten Werkzeugelements zum Sensor bestimmt. Die Geschwindigkeit des bewegten Werkzeugelements wird anhand des Differenzenquotienten des Abstandes berechnet und die Geschwindigkeitswerte werden gleitend gemittelt. Mit diesen Größen erfolgt dann die Berechnung des Umformwegs, der Dehnung  $\varepsilon = \frac{h_1 - h_0}{h_0}$ , des Betrags des Umformgrads  $|\varphi| = -\ln(1 - \varepsilon)$ , des Mittelwerts der wahren Spannung über die Approximation des aktuellen Probenquerschnitts  $\sigma = \frac{F}{A_0}(1 - \varepsilon)$  sowie des Differenzenquotienten des Betrags des Umformgrads, welcher der Umformgeschwindigkeit  $|\dot{\varphi}|$  entspricht. Da im Folgenden nur Druckumformungen betrachtet werden, wird zur besseren Verständlichkeit die Betragbildung nicht mehr erwähnt; lediglich die Bezeichnungen Umformgrad  $\varphi$  werden verwendet.

### 6.3 Entwicklung der Versuchswerkzeuge und Umsetzung des Konzeptes werkzeugintegrierter Kraftmessung

Für die Durchführung der experimentellen Untersuchungen sind für alle Anlagen mit Ausnahme der SHPB Werkzeuge erforderlich. Für die vergleichbare Durchführung der Stauch- und Ringstauchversuche müssen diese Versuchswerkzeuge bei allen Versuchsanlagen eine vergleichbare Kinematik sicherstellen, bei allen Werkzeugflächen mit Werkstückkontakt vergleichbare Eigenschaften aufweisen und die vergleichbare Erfassung der Prozesskenngößen ermöglichen. Zudem sollen sie für die Realisierung von Druckumformprozessen erweiterbar sein.

Hinsichtlich der Kinematik fordert das [SEP1123], dass eine parallele Führung der aktiven Stauchflächen mit maximaler Parallelitätsabweichung von 0,2% der Probenausgangshöhe sowie eine genaue Zentrierung der Proben gewährleistet sind. Um das Geschwindigkeitsspektrum der Anlagen ausnutzen zu können, müssen die bewegten Werkzeugelemente so leicht wie möglich sein und dürfen während des Beschleunigungs- und Umformvorgangs durch nichts behindert werden. Damit der Umformvorgang gezielt beendet werden kann, sollten Anschläge bzw. Bremskörper vorhanden sein, welche verbleibende Energie aufnehmen können (vgl. 4.1.3, S. 40).

Als Aktivteilwerkstoff wird im [SEP1123] Hartmetall empfohlen. Es sollten jedoch auch Aktivteile aus weiteren Werkstoffen verfügbar sein. Es gilt zu beurteilen, ob sich die für das Druckumformen empfohlenen Werkstoffe [VDI3186; LANG08; KLOC17] auch für das Hochgeschwindigkeitsumformen eignen. Darüberhinaus ist eine induktive Erwärmung der Proben im Werkzeug zu realisieren. Tabelle 6.5 fasst die Werkstoffauswahl zusammen. Die Hartmetallsorten unterscheiden sich in der Korngröße sowie bei CTC35 – eine Sorte, die nur für die Prallplatten verwendet wird – im Binderanteil.

#### 6.3.1 Modularer Werkzeugsatz

Den oben definierten Anforderungen wird mit einem modularen Werkzeugsatz Rechnung getragen. Entscheidend für die Gestaltung ist die Umsetzung der werkzeugintegrierten Kraftmessung (vgl. Abbildung 6.4, S. 63). Diese wird mittels der FEA mit *Catia* dahingehend optimiert, dass der druckempfindliche Bereich des PVDF-Sensors gleichmäßig belastet wird und keine Spannungsspitzen an den Kanten der Werkzeugele-

		HSS	Hartmetall	Keramik
		1.3343	CTF40/CTM40/CTC35	MZ111
E-Modul	[GPa]	219	449/449/480	210
Druckfestigkeit	[MPa]	3 500*	3 900/3 700/3 500	2 200
Wärmeleitfähigkeit	$[\frac{W}{mK}]$	22	90/100/103	2,5
Dichte	$[\frac{g}{cm^3}]$	8,1	13,6/13,6/13,8	6,1

\*eigene Schätzung auf Basis von Erfahrungswerten für die durchgeführte Wärmebehandlung

Tabelle 6.5: Kennwerte der Werkzeugaktivteilwerkstoffe [CERA11; BÖHL14; CERA15]

mente auftreten [ROLL11], welche den Sensor beschädigen könnten (Abbildung 6.6). Der PVDF-Sensor ist zwischen dem Gegenstempel und der unter diesem liegenden Druckplatte angeordnet. Seine Vorspannung kann mit außerhalb des Kraftflusses befindlichen Distanzblechen eingestellt werden. Die Eigenfrequenz des Kraftmessaufbaus wird vom Gegenstempel dominiert und kann mit  $f_E = \frac{1}{4l} \sqrt{\frac{E}{\rho}}$  für die jeweiligen Werkstoffe abgeschätzt werden [MÜLL68]. Die Eigenfrequenzen betragen bei den unterschiedlichen Werkstoffen  $f_{E_{HSS}} = 118$  kHz,  $f_{E_{Hartmetall}} = 131$  kHz und  $f_{E_{Keramik}} = 73$  kHz. Somit sind die definierten Anforderungen vollkommen erfüllt (vgl. 6.2.1, S. 60 f.).

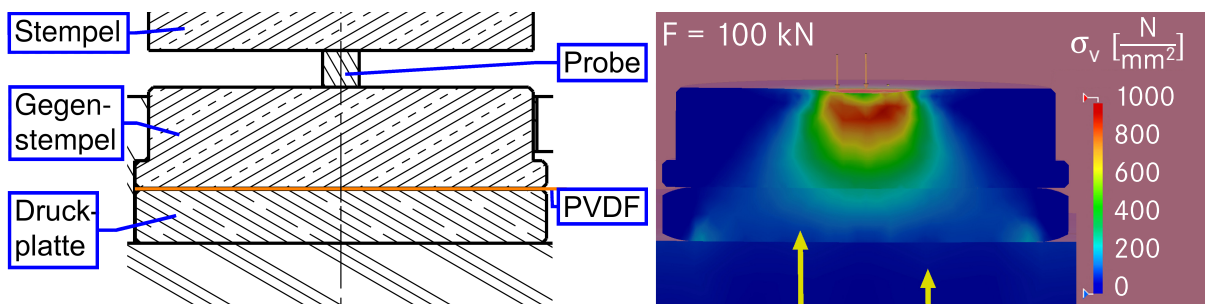


Abbildung 6.6: Integration des Kraftsensors in das Werkzeug (links) und FEA der Spannungsverteilung in Gegenstempel und Druckplatte während eines Stauchversuchs (rechts)

Individuell abgestimmte PVDF-Sensoren werden vom Hersteller Piézotech SAS, Héringue (Frankreich) bezogen. Grundlage der Sensoren bildet das Modell S25 CP. Dieses besitzt eine quadratische PVDF-Schicht mit Kantenlänge 5 mm und Dicke 25  $\mu\text{m}$ . Sie ist polarisiert auf  $9,0 \pm 0,1 \frac{\mu\text{C}}{\text{cm}^2}$  und gemeinsam mit den für den Transport der Ladungen vorgesehenen Leitern beidseitig in Polyesterfolie der Dicke 55  $\mu\text{m}$  eingebettet (Abbildung 6.7 links).

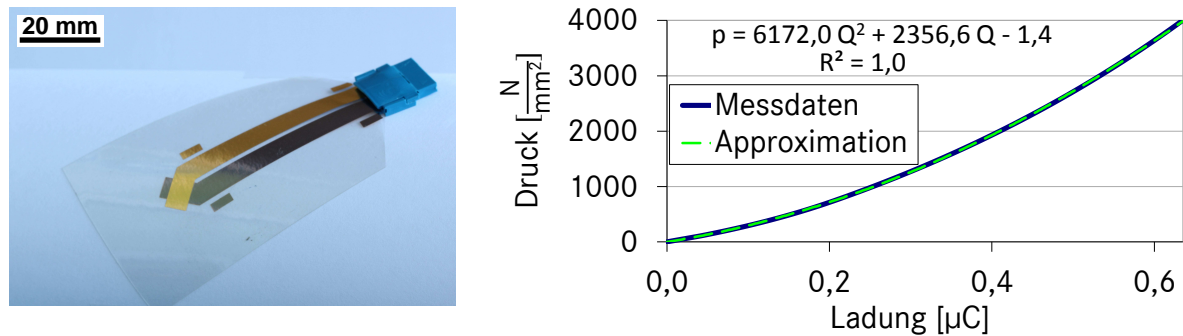


Abbildung 6.7: Piezoelektrischer Dünnschichtsensor (links) und Zusammenhang zwischen Ladung und Druck (rechts) n. [PIÉZ11]

Abbildung 6.7 (rechts) veranschaulicht die approximierte Funktion  $p = f(Q)$ , basierend auf einer vom Hersteller bereitgestellten Wertetabelle und der Größe der aktiven Sensorfläche. Theoretisch eignet sich diese, um  $F$  aus einer Messung von  $U$  rechnerisch zu bestimmen. Da die Kraft sowohl über die aktive als auch die passive Fläche des Sensors übertragen wird (vgl. Abbildung 6.3 links, S. 62), ist ihr Wert stark von der Spannungsverteilung im Werkzeug abhängig. Auch wenn der erforderliche Zusammenhang analytisch hergestellt werden kann, sollte der funktionale Zusammenhang  $F = f(Q)$  für den jeweiligen Aufbau und die Probengeometrie durch Kalibrierung ermittelt werden.

Für einen Einsatz mit der Hochgeschwindigkeitspresse werden die Werkzeugkomponenten in ein kugelgeführtes Säulenführungsgestell verbaut. Bei Konfiguration für die Impact-Anlage dient das Werkzeugunterteil als Basis, auf welcher die weiteren Komponenten befestigt werden. Mit den Universalprüfmaschinen sind beide Konfigurationen einsetzbar (Abbildungen 6.8 sowie 6.9). Passend zu allen Stempel- und Probengeometrien sind Zentriervorrichtungen vorhanden.

Um ein hohes Signalniveau der Wegsensoren zu erzielen, sind die jeweiligen Messbezugsflächen poliert. Somit kann auf die Verwendung zusätzlicher Spiegel verzichtet werden, was eine Beeinflussung der Messergebnisse durch das dynamische Verhalten solcher Zusatzelemente ausschließt.

### 6.3.2 Prallplatten

Für Versuche mit den Fallwerken und der FlexiPress wurden zwei Prallplatten aus Hartmetall mit Befestigungsvorrichtungen sowie Zentriervorrichtungen für die Proben konstruiert (Abbildung A 3, S. A-2). Für Verwendung mit der FlexiPress werden die Prall-

platten in ein Säulenführungsgestell verbaut. Sie sind nicht für den Gebrauch mit der Kraft- oder der Wegsensorik vorgesehen.

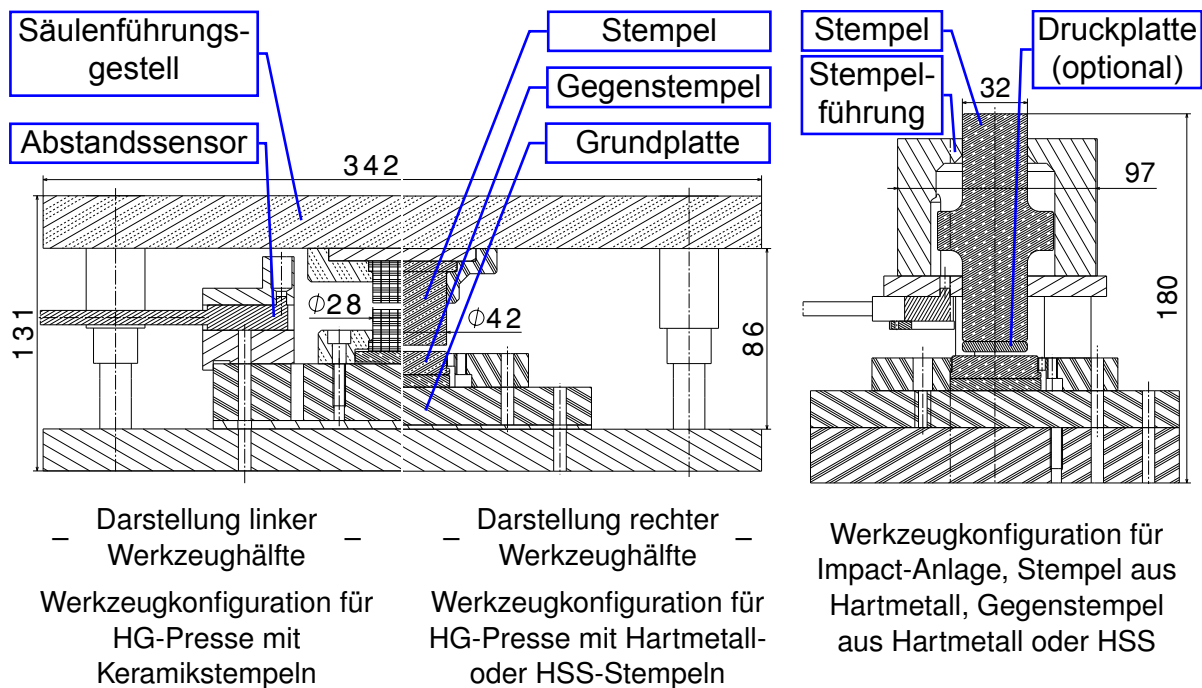


Abbildung 6.8: Modularer Werkzeugsatz für Stauchversuche (Bemaßung in mm)

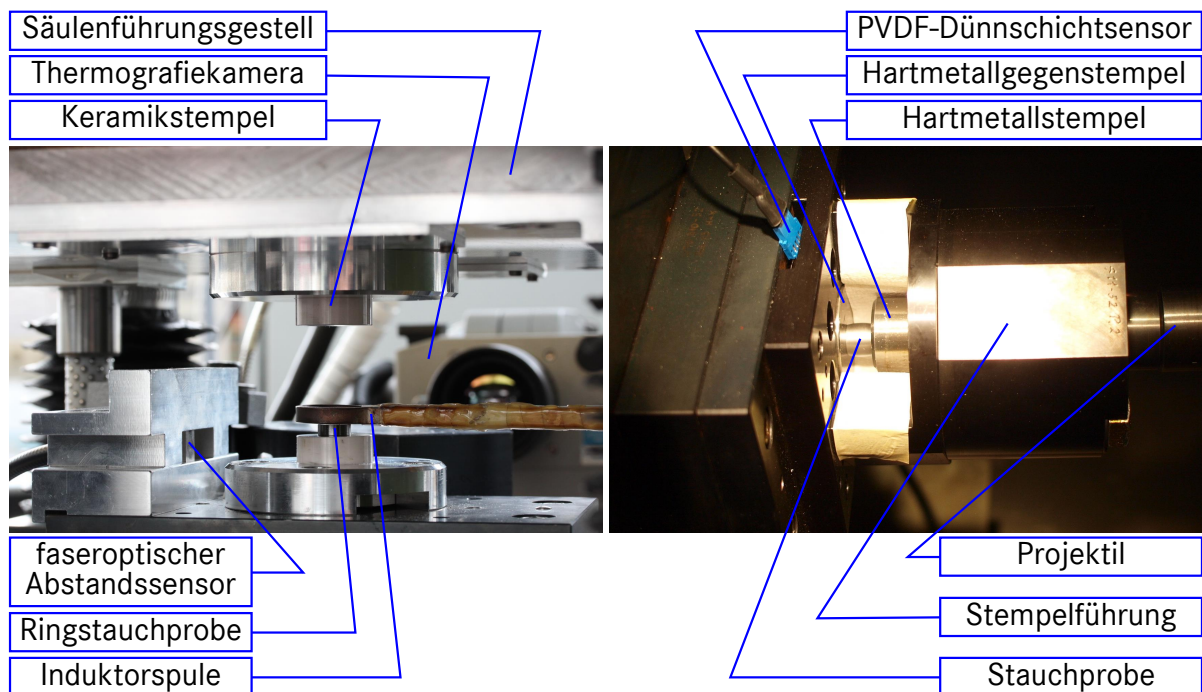


Abbildung 6.9: Einsatz des Werkzeugsatzes für Warmstauchversuche mit der HG-Pressen (links) sowie für Stauchversuche mit der Impact-Anlage (rechts)

## 7 Versuchsbeschreibung und -durchführung

### 7.1 Versuchsplan

Die experimentellen Untersuchungen werden entsprechend der in Abbildung 7.1 dargestellten Vorgehensweise durchgeführt. Die Ziele der Versuche gliedern sich in drei Gruppen: Kalibrierung der Messsysteme, Ermittlung der Parameter, mit denen eine Vergleichbarkeit der Versuche sichergestellt wird, und Schaffen der Datenbasis, mit der die Ermittlung der geschwindigkeitsabhängigen Effekte erfolgt.

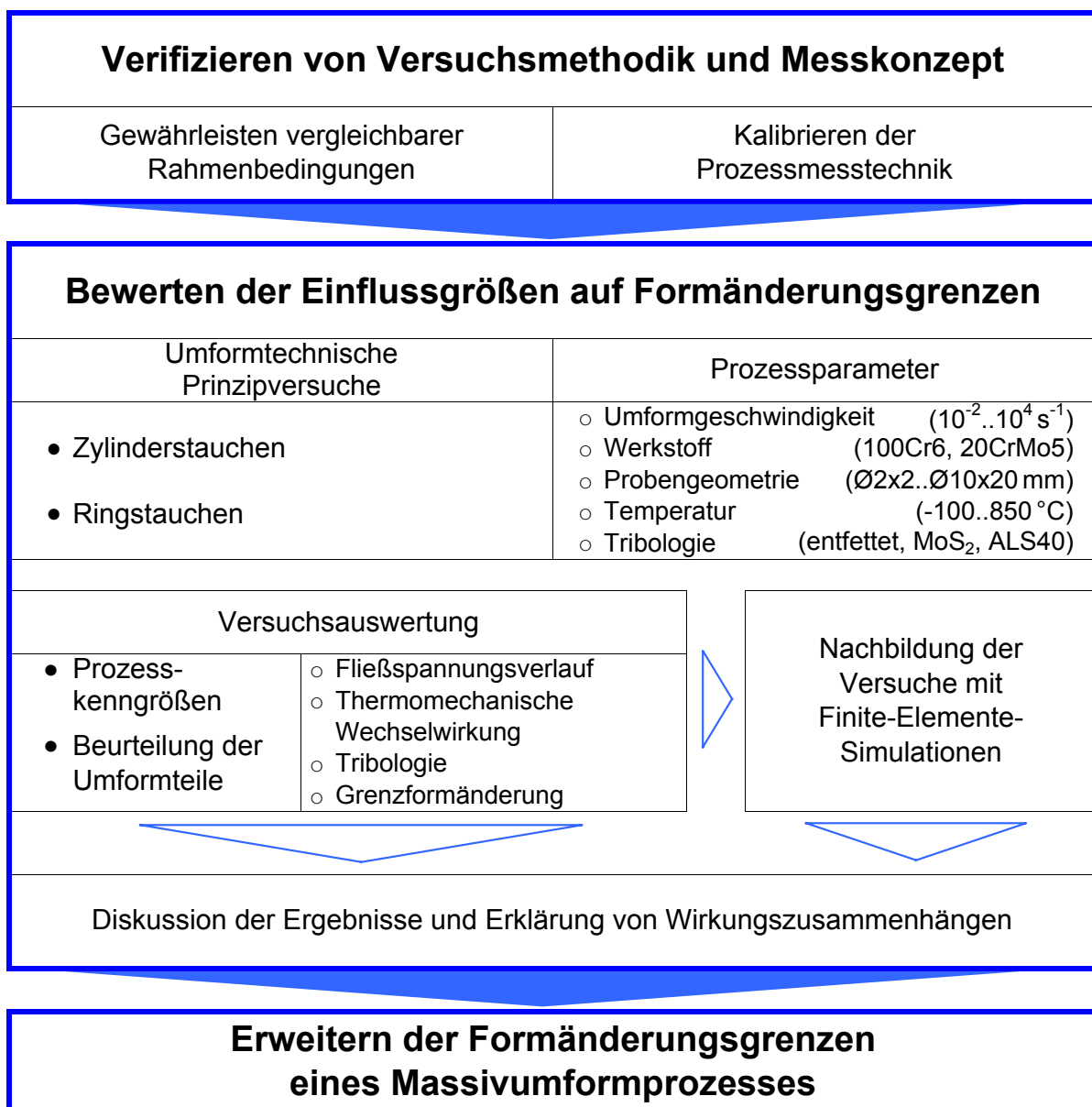


Abbildung 7.1: Versuchsplan



## 7.2 Gewährleisten vergleichbarer Rahmenbedingungen

### 7.2.1 Probengeometrien

Bei den Zylinder- sowie Ringstauchversuchen kommen unterschiedliche Probengeometrien zum Einsatz (vgl. 6.1, S. 54 ff.). Da die bei der Auswertung verwendeten relativen Größen rechnerisch vom Einfluss der absoluten Maße befreit sind, ist für die Vergleichbarkeit zu prüfen, ob sich das Verhalten der Proben mit dem Volumen sowie dem Verhältnis von Höhe zu Durchmesser ändert.

**Hinsichtlich des Volumens der Probe** wird vier Einflussgrößen besondere Signifikanz zugesprochen: dem Verhältnis von Proben- zu Korngröße, der Tribologie, dem adiabatischen Verhalten der Umformung und den Trägheitskräften. Sowohl Messner als auch Herzig haben bestätigt, dass die Probengröße stets gemeinsam mit der Korngröße zu betrachten ist [MESS94; HERZ08]. Übereinstimmend gibt Jia an, dass das Probenmaß mindestens das Zehnfache der Korngröße betragen sollte [JIA04]. Peng hat gezeigt, dass bei Verwendung von Schmierstoff mit Verkleinerung der Probe der Anteil offener Schmiertaschen zunimmt, wodurch sich die Tribologie dem Zustand ohne Schmierstoff annähert [PENG10]. Dies erklärt, warum Herzig, der mit Molybdändisulfidpaste arbeitet, bei zunehmender Miniaturisierung der Proben eine Erhöhung der Fließspannung ermittelt, wohingegen Messner, PTFE-Folie verwendend, eine mit der Probengröße abnehmende Fließspannung feststellt.

Bezüglich des adiabatischen Verhaltens der Umformung verdeutlicht die Berechnungsmethode der Fourierzahl den Einfluss der Probengröße (vgl. 2.4.2, S. 18 ff.). Es wird deutlich, dass sich der gleiche thermodynamische Zustand bei Verkleinerung der Probe erst bei einer höheren Umformgeschwindigkeit einstellt.

Auch hinsichtlich der Trägheitskräfte hat die Geometrie der Probe einen Einfluss. Herzig hat gezeigt, dass diese bei Proben mit  $\varnothing 9 \times 9$  mm bereits bei  $\dot{\varphi} = 1\,200 \frac{1}{s}$  Einfluss auf die Messergebnisse haben, bei Proben mit  $\varnothing 2 \times 2$  mm hingegen erst bei  $\dot{\varphi} = 7\,000 \frac{1}{s}$ .

Werden die konzipierten Versuche anhand dieser Kriterien beurteilt, ergibt sich folgendes Bild: Das erforderliche Verhältnis von Probengröße zu Korngröße ist bei den

betrachteten Werkstoffen mit Korngrößen  $\leq 20 \mu\text{m}$  bereits beim kleinsten Probenmaß von  $\varnothing_0 = h_0 = 2 \text{ mm}$  bei Weitem erfüllt. Wenn Schmierstoff eingesetzt wird, ist beim kleinsten Probenmaß eine höhere Spannung als bei den übrigen zu erwarten. Wird kein Schmierstoff eingesetzt, ist maximal eine gleich große Spannung zu erwarten. Bei  $\dot{\varphi} = 0,01 \frac{1}{\text{s}}$  durchgeführte Stauchversuche bestätigen diese Folgerungen (Abbildung 7.2). Des Weiteren wird deutlich, dass bei den untersuchten Konfigurationen die Miniaturisierung der Probe mit zunehmendem Umformgrad einen deutlich höheren Einfluss als der Stempelwerkstoff hat.

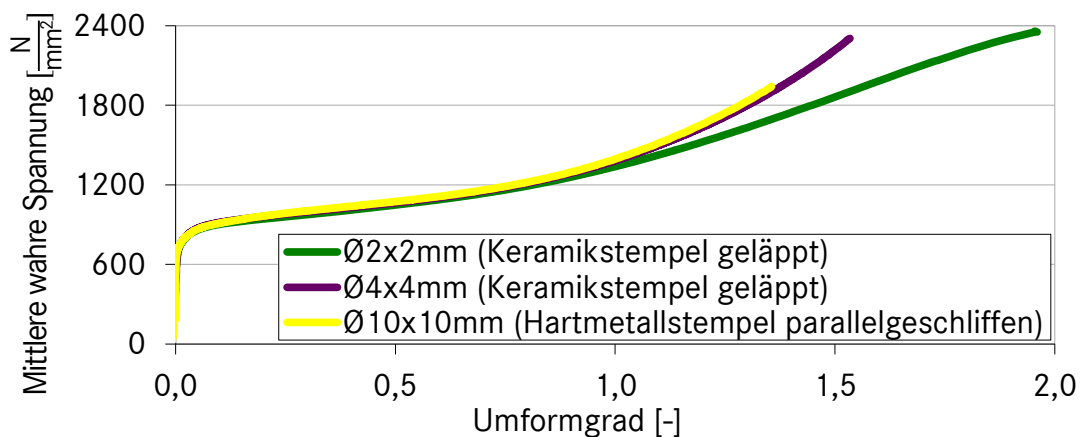


Abbildung 7.2: Einfluss des Probenvolumens auf die mittlere wahre Spannung, Versuchswerkstoff 20CrMo5,  $\dot{\varphi}_0 = 0,01 \frac{1}{\text{s}}$ , entfettet

Aus thermischer Sicht kann bis zu einem Umformgrad von  $\varphi = 1$  von einem isothermen Verhalten ausgegangen werden, falls  $\dot{\varphi}_{\varnothing_0=2 \text{ mm}} \leq 0,3 \frac{1}{\text{s}}$ ;  $\dot{\varphi}_{\varnothing_0=4 \text{ mm}} \leq 0,08 \frac{1}{\text{s}}$ ;  $\dot{\varphi}_{\varnothing_0=10 \text{ mm}} \leq 0,013 \frac{1}{\text{s}}$  und von einem adiabatischen falls  $\dot{\varphi}_{\varnothing_0=2 \text{ mm}} \geq 326 \frac{1}{\text{s}}$ ;  $\dot{\varphi}_{\varnothing_0=4 \text{ mm}} \geq 82 \frac{1}{\text{s}}$ ;  $\dot{\varphi}_{\varnothing_0=10 \text{ mm}} \geq 13 \frac{1}{\text{s}}$ . Daher können alle Versuche bei  $\dot{\varphi} = 0,01 \frac{1}{\text{s}}$  als isotherm eingestuft werden. Die Versuche mit  $\varnothing_0 = 10 \text{ mm}$  bei  $\dot{\varphi} = 0,15 \frac{1}{\text{s}}$  sowie mit  $\varnothing_0 = 2 \text{ mm}$  bei  $\dot{\varphi} = 200 \frac{1}{\text{s}}$  sind als teilweise adiabatisch zu betrachten. Folglich ist bei Ersteren die Temperatur höher als im isothermen Fall und bei Letzteren die Temperatur niedriger als im adiabatischen. Alle weiteren Versuche können als adiabatisch angesehen werden.

Eine Beeinflussung der Messergebnisse durch Trägheitsspannungen ist bei den SHPBs und teilweise bei der Impact-Anlage möglich. Analytische Zusammenhänge wurden für die SHPB von Davies und Hunter in anwendbare Form gebracht und von Samanta um einen weiteren Term ergänzt. Dieser Term wurde von Bertholf und Karnes berichtigt und von Gorham nochmals erweitert [DAVI63; BERT75; SAMA75; GORH89].

Da die Erweiterung von Gorham nur bei simulativer Betrachtung sinnvolle Ergebnisse liefert, wird auf die Formulierung von Bertholf und Karnes zurückgegriffen (Gleichung 7.1). Mit dieser kann die tatsächlich wirkende Fließspannung aus der über die Hopkinson-Stäbe gemessenen wahren Spannung  $\sigma_{mess}$  bei Berücksichtigung axialer und radialer Trägheitskomponenten ermittelt werden.

$$k_f = \sigma_{mess} + \rho \left( \frac{h^2}{6} - \nu^2 \frac{\varnothing^2}{8} \right) \ddot{\varphi} + \rho \left( \frac{\varnothing^2}{64} - \frac{h^2}{3} \right) \dot{\varphi}^2 \quad (7.1)$$

Abbildung 7.3 veranschaulicht den Effekt der Berücksichtigung von Trägheitsspannungen bei Anwendung von Gleichung 7.1 auf die Messdaten. Es wird deutlich, dass die Trägheitsspannungen nur im höchsten Umformgeschwindigkeitsbereich einen Einfluss haben. Dieser ist jedoch sehr gering und bereits bei  $\varphi = 0,1$  kaum noch ersichtlich. Anhand einer Abschätzung der vergleichbaren Werkzeuggeschwindigkeit mit Gleichung 2.6 (S. 11) zu  $v_{\dot{\varphi}=15000} \approx 30 \frac{m}{s}$  wird deutlich, dass sich dieses Ergebnis im Einklang mit anderen Untersuchungen befindet (2.3.3, S. 15 f.).

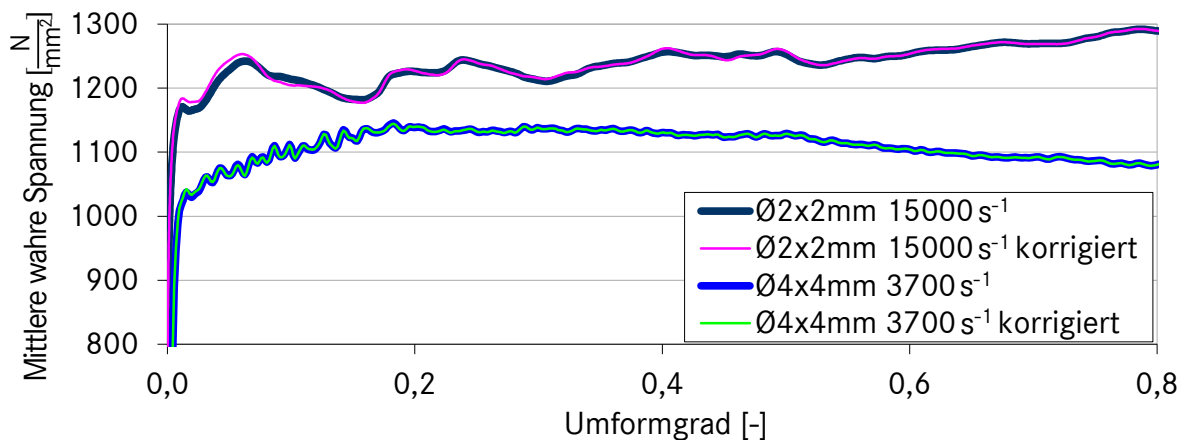


Abbildung 7.3: SHPB-Spannungsverläufe ohne und mit Berücksichtigung von Trägheitskräften, Versuchswerkstoff 20CrMo5, RT

**Das Verhältnis von Höhe zu Durchmesser der Probe** hat, wie bereits ersichtlich wurde, einen Einfluss auf den Spannungszustand, sobald Reibung an den Stirnflächen auftritt. Je geringer das Verhältnis von Probenhöhe zu -durchmesser ist und je höher der Reibwert ist, desto stärker weicht der Spannungszustand vom einachsigen Spannungszustand ab (vgl. Gleichung 2.10, S. 31). Dieser Einfluss nimmt im Verlauf

der Stauchung zu, da bestimmungsgemäß die Höhe der Probe reduziert und ihr Durchmesser erhöht wird.

Die Untersuchungen von Herzig zeigen, dass es vermieden werden sollte,  $\varnothing_0 < h_0$  zu wählen, denn dies kann zum einen die zum Einleiten des Fließbeginns erforderliche Spannung erhöhen und zum anderen den Einfluss des von Bearbeitungsrestspannungen behafteten Volumens signifikant verstärken. Demgegenüber ist bei  $\frac{h_0}{\varnothing_0} \geq 1$  und  $\varphi \leq 0,4$  teilweise keinerlei Einfluss auf den Spannungsverlauf zu erkennen. Bei der hier verwendeten Charge des Werkstoffs 100Cr6 ist dies bei  $\varphi \leq 0,35$  der Fall [GRUB16]. Danach driften die Spannungsverläufe zunehmend auseinander. Bei 20CrMo5 weichen sie bei diesem Umformgrad bereits um maximal 4,3 % voneinander ab (vgl. Abbildung 7.4).

Sollen die Spannungsverläufe über diese Umformgrade hinaus miteinander verglichen werden, empfiehlt sich eine Extrapolation auf Reibungsfreiheit. Dies kann bei Kenntnis des Reibwertes anhand des von Siebel aufgestellten Zusammenhangs erfolgen (Gleichung 2.10, S. 31). Ist der Reibwert nicht bekannt, eignet sich dafür die von Cook und Larke beschriebene Methode, welche bei verschiedenen  $\frac{h_0}{\varnothing_0}$  ermittelte Spannungsverläufe als Eingangsgrößen verwendet [COOK45].

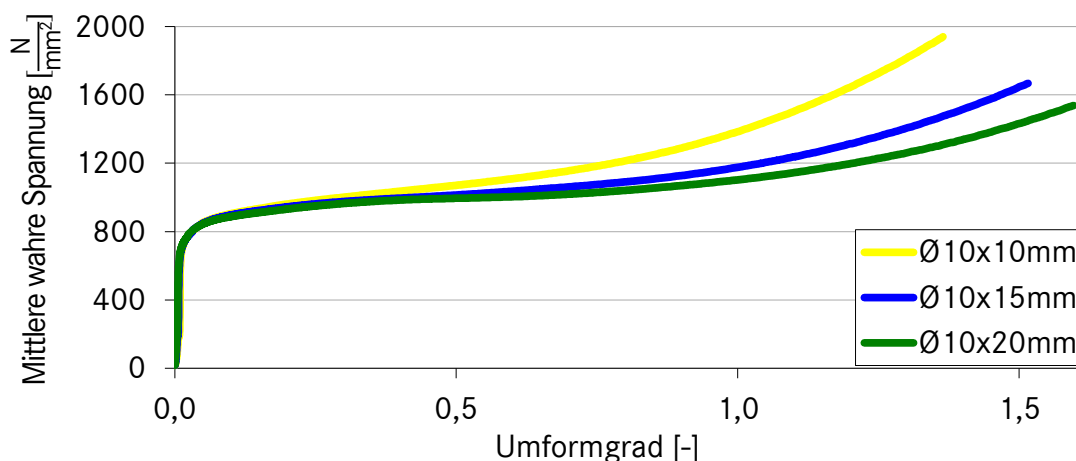


Abbildung 7.4: Einfluss des Verhältnisses von Probenhöhe zu -durchmesser, Versuchswerkstoff 20CrMo5,  $\dot{\varphi}_0 = 0,01 \frac{1}{s}$ , RT

## 7.2.2 Probenfertigung

Laut [DIN50106] besteht die Anforderung, dass die Proben allseitig bearbeitet, ihre Stirnflächen fein geschlichtet oder geschliffen sowie rechtwinklig zur Probenachse

sind. Dabei sollten die Rechtwinkligkeit sowie der Durchmesser auf 0,2 % genau gefertigt sein [SEP1123]. Herzig hat bei seinen Untersuchungen den Einfluss verschiedener Form- und Lageabweichungen ermittelt und festgestellt, dass sich eine Parallelitätsabweichung der Stirnflächen signifikant auf die Spannungsverläufe im Druckversuch auswirken kann. Im Experiment zeigte er, dass die Spannung bei Fließbeginn bei einer Parallelitätsabweichung von 0,1 mm um ca. 40 % niedriger ist als bei planparallelen Stirnflächen. Hingegen haben Rechtwinkligkeitsabweichungen sowie zu erwartende Abweichungen der Mantelfläche von einem Idealzylinder deutlich geringeren Einfluss. Sie liegen bei Formabweichungen gleicher Größenordnung bei lediglich 3 %, wobei die Abweichungen der Spannungsverläufe der normalen Streuung mit identischen Proben erzielter Versuchsergebnisse ähneln und keine eindeutige Tendenz aufweisen [HERZ08].

Die Bearbeitung der Proben kann mit verschiedenen Fertigungsverfahren erfolgen. Je nach Verfahren werden unterschiedliche Oberflächentopografien und Bearbeitungsrestspannungen im Bauteil erzeugt (Abbildung 7.5). Es können sich im Versuch Auswirkungen auf die Spannungsverläufe sowie auf das Formänderungsvermögen ergeben. Hinsichtlich der Spannungsverläufe zeigen die Untersuchungen von Herzig, dass der Einfluss der Topografie auf die Tribologie maßgeblich ist [HERZ08]. Hingegen wird der Einfluss der Bearbeitungsrestspannungen – aufgrund des mit zunehmender Miniaturisierung wachsenden Anteils davon betroffenen Volumens – bei zerspanenden Fertigungsverfahren erst bei Proben  $\varnothing < 2$  mm signifikant. Hinsichtlich des Formänderungsvermögens hat Breuer ermittelt, dass zwischen schlichtgedrehten und geschliffenen Proben kein Unterschied besteht, wohingegen bei schrappgedrehten Proben die Rissinitiierung begünstigt wird. Dies habe im Verhältnis zum gesamten Formänderungsvermögen jedoch nur einen sehr geringen Einfluss. [BREU07]

Um festzustellen, welchen Einfluss die Probenfertigung bei den Versuchswerkstoffen auf die Spannungsverläufe hat, wurden Proben mit  $\varnothing 10 \times 20$  mm mit den in Tabelle 7.1 angegebenen Parametern gefertigt. Abbildung 7.6, S. 77 zeigt die optischen sowie taktil ermittelten Oberflächeneigenschaften. Eine repräsentative Anzahl von Proben wurde im entfetteten Zustand mit demselben Werkzeug gestaucht (Abbildung 7.7, S. 78).

Demnach hat das Fertigungsverfahren bei den durchgeführten Versuchen bis  $\varphi = 0,8$  nur sehr geringen Einfluss auf den Spannungsverlauf: Der Spannungsverlauf der schrappgedrehten Proben ist um ca. 1 % erhöht gegenüber den nahezu identischen

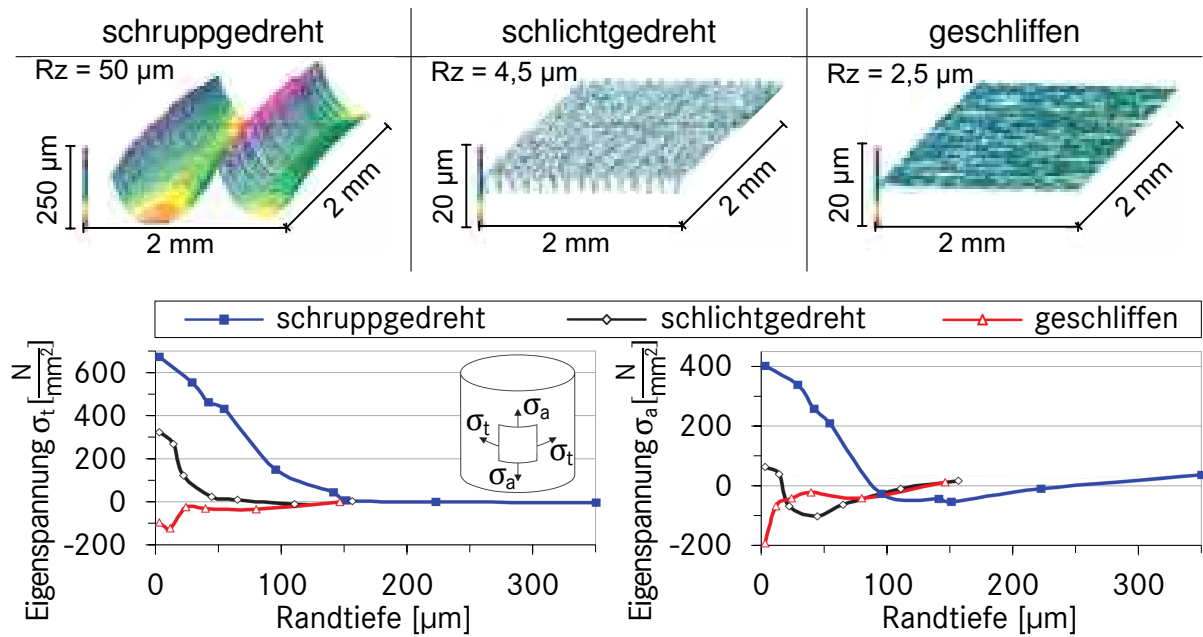


Abbildung 7.5: Einfluss des Fertigungsverfahrens auf Oberflächentopografie (oben) und Eigenspannungen an der Probenoberfläche (unten) n. [BREU07]

Versuchswerkstoff	100Cr6			20CrMo5		
	Schrupp-drehen	Schlicht-drehen	Schleifen	Schrupp-drehen	Schlicht-drehen	Schleifen
Bearbeitung	A	B	C	A	B	C
Aktivelement	A	B	C	A	B	C
$v_c$ [m/min]	200	200	1920	200	200	1920
Vorschub [mm]	0,1	0,1	0,1	0,25	0,15	0,1
Schnitttiefe [mm]	1,2	0,5	0,004	1,5	0,5	0,004
Kühlschmierstoff	ja	ja	ja	ja	ja	ja

Aktivelemente: <sup>A</sup> Seco CVMG120408-M3, <sup>B</sup> Mitsubishi VBMT331MP, <sup>C</sup> Tyrolit 89A80J5AV217

Tabelle 7.1: Schnittparameter der spanenden Bearbeitung von Stirn- und Mantelflächen der Stauchproben

Verläufen der übrigen Proben. Ab  $\varphi > 0,8$  weisen die Proben mit schlichtgedrehten Mantelflächen und planparallel geschliffenen Stirnflächen die niedrigsten Spannungswerte auf, was darauf schließen lässt, dass bei diesen der geringste Reibungseinfluss vorherrscht. Daher wird diese Fertigungsmethode für alle weiteren Zylinderstauchproben festgelegt (vgl. Abbildung A 4, S. A-2). Lediglich bei den Proben mit  $\varnothing = 2$  mm ist dies fertigungstechnisch bei den Mantelflächen nicht realisierbar, sodass diese abweichend durch Schleifen gefertigt werden.

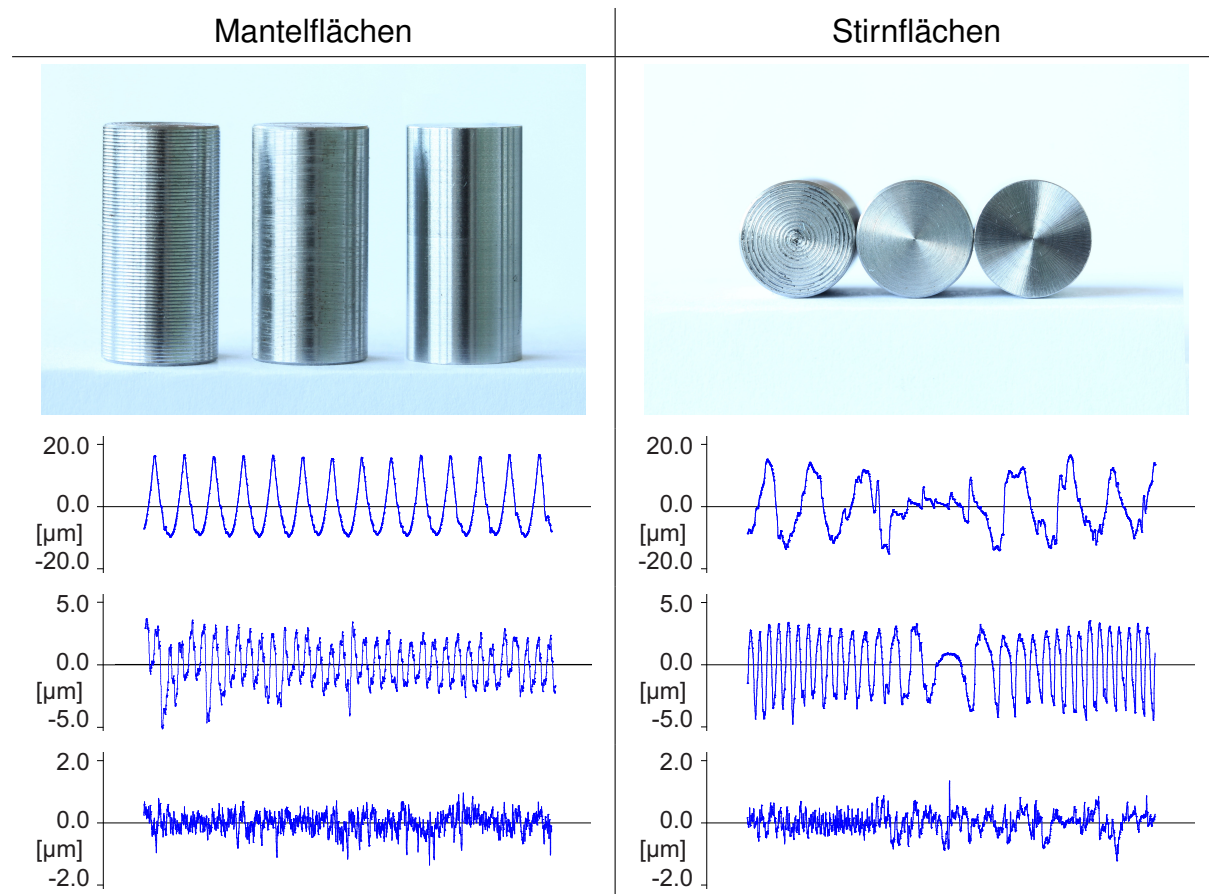


Abbildung 7.6: Ansichten und Rauheitsprofile der Stauchproben aus Versuchswerkstoff 20CrMo5,  $\varnothing 10 \times 20$  mm: schruppedreht – schlichtgedreht – geschliffen

### 7.2.3 Werkzeugeigenschaften

Im Zuge der Versuche kommen Werkzeuge aus unterschiedlichen Werkstoffen (vgl. Tabelle 6.5, S. 67) mit unterschiedlichen Oberflächentopografien zum Einsatz. Hinsichtlich der Oberflächentopografien hat Herzig den Einfluss von gedrehten, geschliffenen und polierten Werkzeugaktivflächen auf die Stauchergebnisse untersucht und festgestellt, dass geschliffene Aktivflächen die besten Ergebnisse liefern (Abbildung 7.8 links, S. 78) [HERZ08]. In Anlehnung daran werden alle im Rahmen dieser Arbeit genutzten Werkzeuge durch Schleifen bearbeitet, sofern dies fertigungstechnisch realisierbar ist. Da das Schleifen je nach Werkzeuggeometrie auf zwei unterschiedliche Arten erfolgt, wird deren Einfluss untersucht (Abbildung 7.8 rechts). Bei  $\varphi \leq 0,7$  hat die Schleifrichtung keinen signifikanten Einfluss auf die Spannungsverläufe. Bei darüber hinausgehenden Umformgraden muss sie beachtet werden. Die Hartmetallstempel für die

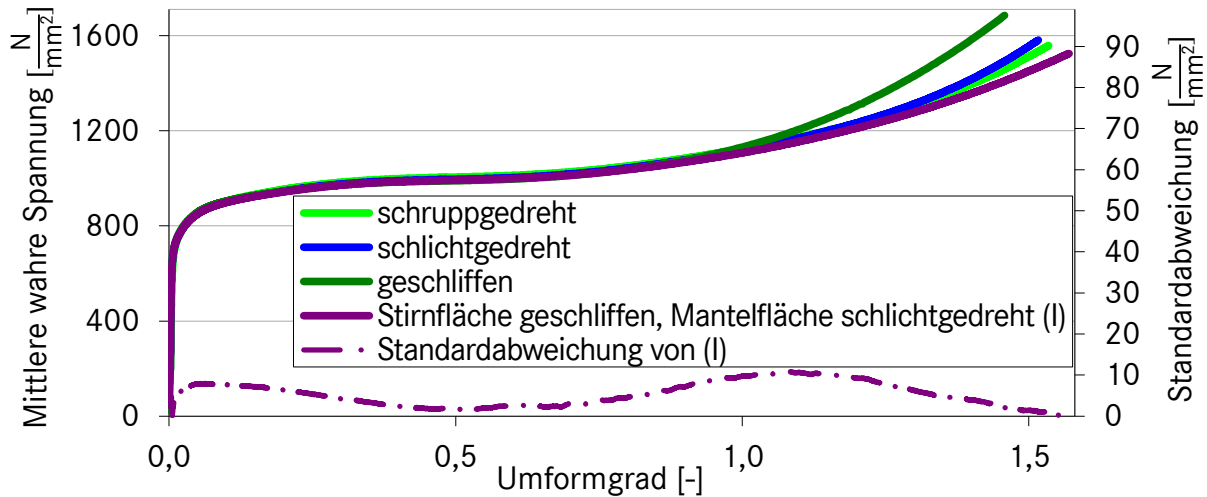


Abbildung 7.7: Einfluss der Probenfertigung auf die mittlere wahre Spannung, Versuchswerkstoff 20CrMo5,  $\varnothing 10 \times 20$  mm, Hartmetallwerkzeug parallelgeschliffen, entfettet,  $\dot{\varphi}_0 = 0,01 \frac{1}{s}$ , RT

Impact-Anlage sind durch Radialschleifen gefertigt, alle übrigen Aktivteile aus Hartmetall, HSS durch Parallelschleifen.

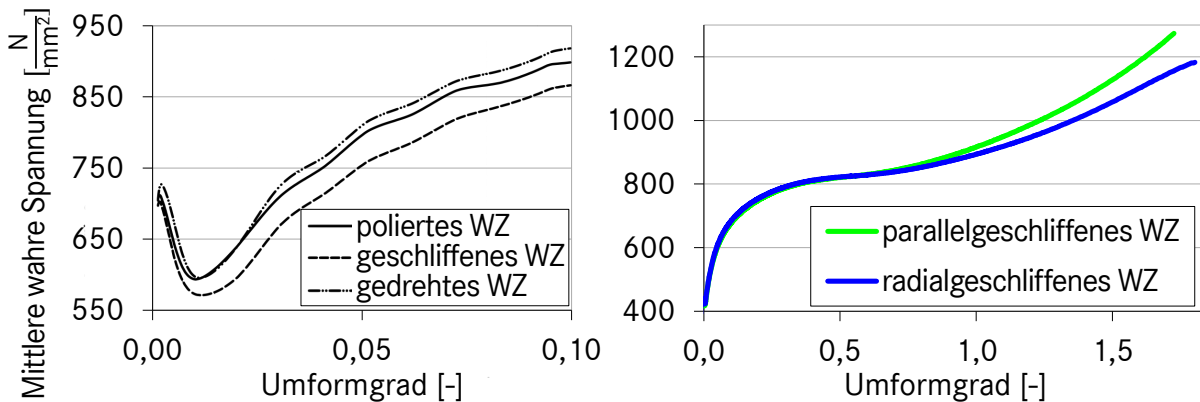


Abbildung 7.8: Einfluss der Werkzeugfertigung auf die mittlere wahre Spannung: Fertigungsverfahren (links) n. [HERZ08]; Schleifrichtung (rechts) – Hartmetallstempel, Proben aus Versuchswerkstoff 20CrMo5 FP-geglüht,  $\varnothing 10 \times 20$  mm, entfettet,  $\dot{\varphi}_0 = 0,01 \frac{1}{s}$ , RT

Als weitere Stempelvariante kommen geläppte Keramikstempel zum Einsatz. Sie sind für Proben mit  $\varnothing_0 = 4$  mm ausgelegt und können für Proben mit  $\varnothing_0 = 10$  mm nicht verwendet werden. Entsprechend der späteren Versuchskonfigurationen erfolgt daher der Vergleich der Keramik- mit den Hartmetallstempeln bei unterschiedlichen Probengeometrien (Abbildung 7.2, S. 72). Bei  $\varphi \leq 0,9$  ist kein Unterschied der Spannungsverläufe erkennbar, daher wird bis zu diesem Umformgrad eine Vergleichbarkeit angenommen.



### 7.2.4 Versuchsdurchführung und -auswertung

Da die Versuche auf mehreren Versuchsanlagen mit unterschiedlichen Probengeometrien und Werkzeugen durchgeführt werden, sind die Erkenntnisse aus den vorangegangenen Abschnitten mit Blick auf die Vergleichbarkeit der Versuche zu berücksichtigen. Um diese Vergleichbarkeit sicher zu gewährleisten, findet ein direkter Vergleich ermittelter Spannungswerte nur bei  $\varphi = 0,1$  statt. Sofern möglich, werden jeweils mehrere Versuche unter identischen Rahmenbedingungen durchgeführt, Messungen mit stark abweichenden Werten aussortiert und ein Mittelwert der Verläufe gebildet [SEP1123]. Für die arithmetische Mittelwertbildung werden die Werte linear zwischen den Messpunkten interpoliert.

Die Verarbeitung der Prozessmesswerte erfolgt wie in Abschnitt 6.2.4 (S. 64 f.) beschrieben. Sowohl bei der Datenreduktion mit Matlab als auch bei der Bildung der gleitenden Mittelwerte mit Excel werden versuchsübergreifend dieselben Parameter gewählt, um die Vergleichbarkeit sicherzustellen. Bei der Ermittlung der Umformgrade werden die aus elastischen Verformungen von Anlage, Werkzeug und Probe resultierenden Anteile abgezogen (6.2.1, S. 60). Bei den Universalprüfmaschinen wird dafür vor der jeweiligen Versuchsreihe eine Korrekturkurve aufgezeichnet, die anhand der dafür vorgesehenen Softwarefunktion in die Auswertung eingeht. Bei den Anlagen, bei denen das in vorliegender Arbeit vorgestellte Wegmesssystem zum Einsatz kommt, wird im Rahmen der dynamischen Kalibrierung eine Funktion zur Beschreibung der elastischen Anteile ermittelt und bei der Auswertung angewendet. Beim Fallwerk und den SHPBs sind die Messwerte bereits um die elastischen Anteile bereinigt.

Hinsichtlich des Einflusses der tribologischen Rahmenbedingungen werden Versuche mit verschiedenen Anlagen und Probengeometrien durchgeführt (Abbildung 7.9). Bei Proben mit  $\varnothing_0 = 2 \text{ mm}$  kann kein Unterschied festgestellt werden. Die Spannungsverläufe der übrigen Proben unterscheiden sich bei  $\varphi \leq 0,8$  nur marginal. Diese Ergebnisse stehen im Einklang mit anderen Untersuchungen (vgl. 7.2.1, S. 71, [HAYH05]). Da Versuche mit Proben in entfettetem Zustand am besten reproduzierbar sind, werden vorzugsweise diese Versuche berücksichtigt. Unter anderen tribologischen Bedingungen durchgeführte Versuche werden nicht zur Ermittlung von Spannungswerten herangezogen.

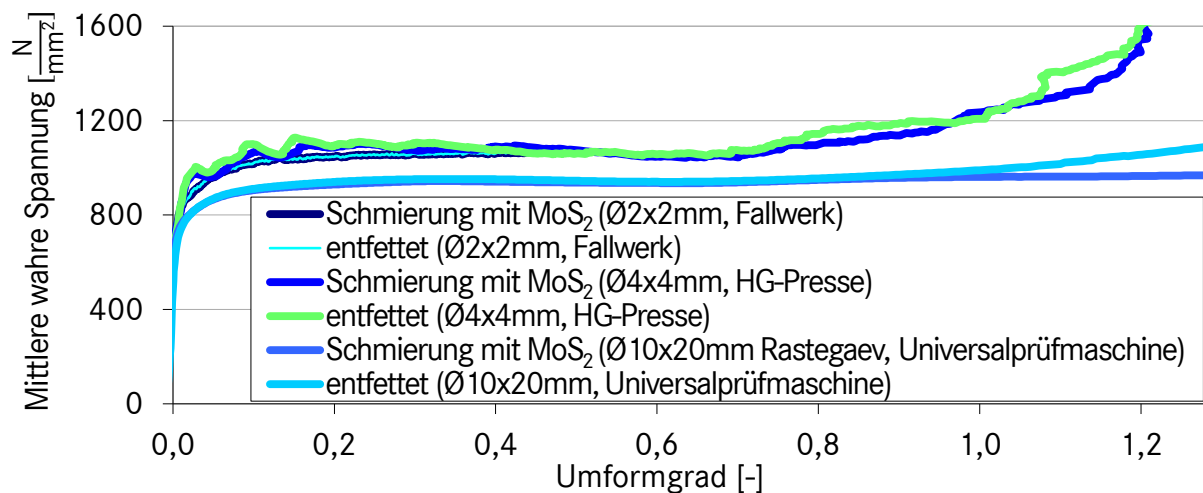


Abbildung 7.9: Einfluss des Schmierstoffeinsatzes auf die mittlere wahre Spannung bei unterschiedlichen Probengeometrien und Versuchsanlagen, Versuchswerkstoff 20CrMo5, RT

Bei Ermittlung der Fließspannungswerte erfolgt eine Korrektur des Reibungseinflusses und des Einflusses der adiabatischen Erwärmung. Der Reibungseinfluss wird unter Anwendung von Gleichung 2.10 (S. 31) berücksichtigt. Diese Gleichung von Siebel liefert bei Kenntnis des Reibwerts nach wie vor eine sehr gute Extrapolation [FROB66; GRUB14]. Die Ermittlung der adiabatischen Erwärmung erfolgt mit Gleichung 2.7 (S. 20). Trägheitskräfte werden aufgrund ihres marginalen Einflusses nicht weiter beachtet (vgl. Abbildung 7.3, S. 73).

Die Proben werden vor und nach dem Versuch vermessen. In dem Fall, dass die Höhe der gestauchten Proben über dem Probenquerschnitt variiert, wird ein Mittelwert aus der maximalen und minimalen Höhe gebildet. Bei Ringstauchproben wird ebenso separat mit dem unteren und oberen Innendurchmesser verfahren.

Bei den dynamischen Versuchen wird die von der jeweiligen Versuchsanlage bereitgestellte Energie fast vollständig für den Umformprozess genutzt. Infolgedessen wird bei den auf kinetischer Energie basierenden Anlagen das Werkzeug kontinuierlich bis zum Stillstand abgebremst. Diese Geschwindigkeitsabnahme wird durch die Höhenreduktion der Probe überkompensiert, sodass die Umformgeschwindigkeit während des größten Teils der Stauchung kontinuierlich ansteigt und erst kurz vor Ende des Prozesses abfällt (Abbildung 7.10 links). Bei den SHPBs ist der Verlauf der Umformgeschwindigkeit ähnlich. Um bei den dynamischen Versuchen die Umformgeschwindigkeit zu charakterisieren, wird – wie beim Umformgrad – der Zustand zu Beginn des Prozesses

beschrieben, indem der arithmetische Mittelwert der Umformgeschwindigkeit im Bereich  $0 \leq \varphi \leq 0,3$  gebildet wird. Bei den Universalprüfmaschinen wird mit konstanter Werkzeuggeschwindigkeit gearbeitet, durch welche die Umformgeschwindigkeit während des Versuchs ebenfalls kontinuierlich ansteigt. Hier wird in Übereinstimmung mit [SEP1123] die Umformgeschwindigkeit zu Beginn der Umformung zur Charakterisierung herangezogen.

Abbildung 7.10 (rechts) gibt eine Gegenüberstellung der jeweiligen Geschwindigkeitsverläufe der unterschiedlichen Anlagen wieder. Die Werte stellen den Mittelwert der Umformgeschwindigkeit in Richtung der Hauptformänderung über die Probenhöhe dar. Die Absolutgeschwindigkeit des Werkstoffs in Richtung der Werkzeugbewegung ist an der Werkstückseite, die sich mit dem bewegten Werkzeug in Kontakt befindet, maximal und nimmt linear zur gegenüberliegenden Werkstückseite hin bis zum Wert Null ab [BURG67].

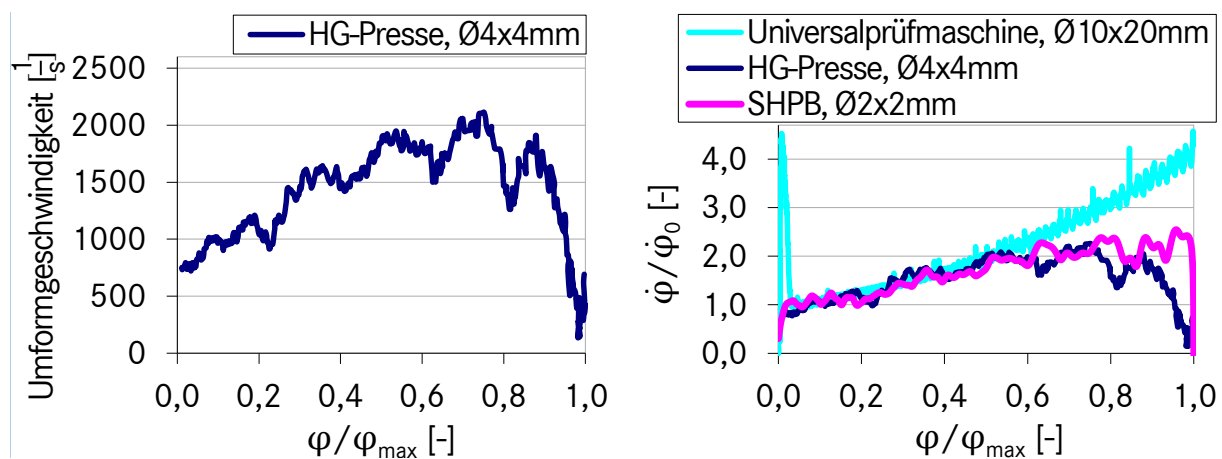


Abbildung 7.10: Verlauf der Umformgeschwindigkeit bei HG-Pressen (links) und Vergleich der Umformgeschwindigkeitsverläufe unterschiedlicher Versuchsanlagen (rechts), Versuchswerkstoff 100Cr6

Ausschlaggebend für die Geschwindigkeitsabhängigkeit des Reibwerts ist die durch den radialen Fluss des Werkstoffs entstehende Relativgeschwindigkeit zwischen Werkstück und Werkzeug. Letztere hat bei Reibungsfreiheit bei Zylinder- und Ringstauchversuch dieselbe Kinematik. Die Geschwindigkeit in der Zylindermitte ist Null und nimmt nach außen hin zu. Die Ringstauchprobe verhält sich bei Reibungsfreiheit so, als wäre sie Teil des Zylinders, ist also an allen Punkten radial in Bewegung. In Abhängigkeit vom Reibwert verändert sich dieses Verhalten der Ringstauchprobe. Es kann sowohl zum Stillstand von Punkten als auch zur Richtungsumkehr kommen (Ab-

bildung 7.11). [BURG67] Da sich damit das Geschwindigkeitsprofil des Ringstauchens dem Stauchen annähert, wird für die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit von einer Vergleichbarkeit ausgegangen. Die Charakterisierung der Geschwindigkeit wird anhand der Werkzeuggeschwindigkeit zu Beginn der Umformung vorgenommen.

### 7.3 Kalibrierversuche

Die Kalibrierversuche erfolgen vor bzw. nach den Versuchsreihen sowie bei Änderung der Werkzeugkonfiguration. Die meisten Kalibrierversuche werden in der Hochgeschwindigkeitspresse durchgeführt und mit Versuchen am Fallwerk sowie auf einer Messplatte ergänzt.

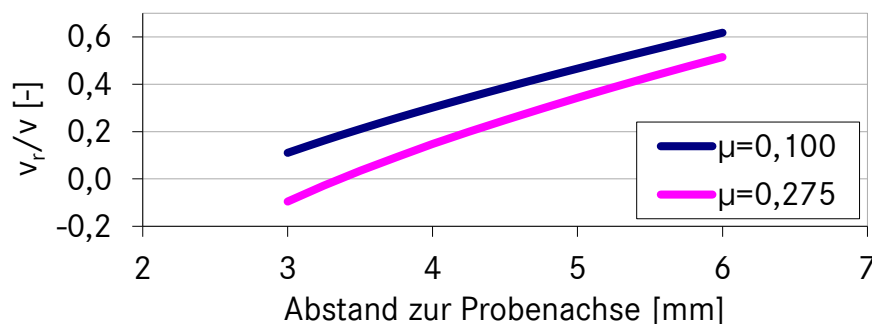


Abbildung 7.11: Abhängigkeit radialer Werkstückgeschwindigkeit von der Stempelgeschwindigkeit und dem Reibwert beim Ringstauchen, Probe  $\varnothing 12 \times \varnothing 6 \times 4$  mm, werkstoffunabhängig, näherungsweise berechnet nach [BURG67]

#### 7.3.1 Kraft

Das Kraftmesssystem wird im Zuge von dynamischen Versuchen kalibriert, da es auf solche ausgelegt ist. Ein HSS-Stempel des modularen Werkzeugsatzes wurde mit Dehnmessstreifen (DMS) zum Kraftmessstempel instrumentiert, um als Referenzmessglied für die Kalibrierung dienen zu können. Er wird verwendet mit einem DMS-Brückmessverstärker *HERO® DMS 805 B*, hergestellt von der Rohrer GmbH, München, sowie einer austauschbaren Druckplatte aus HSS (Abbildung 7.12 links). Die Instrumentierung und Kalibrierung wurde durchgeführt von der Nordmetall GmbH, Adorf. Für den Messbereich  $0 \leq F \leq 1\,000$  kN wurde eine Funktion bereitgestellt, welche die Berechnung der Kraft aus dem Spannungssignal unter Einbeziehung des Proben-durchmessers ermöglicht.

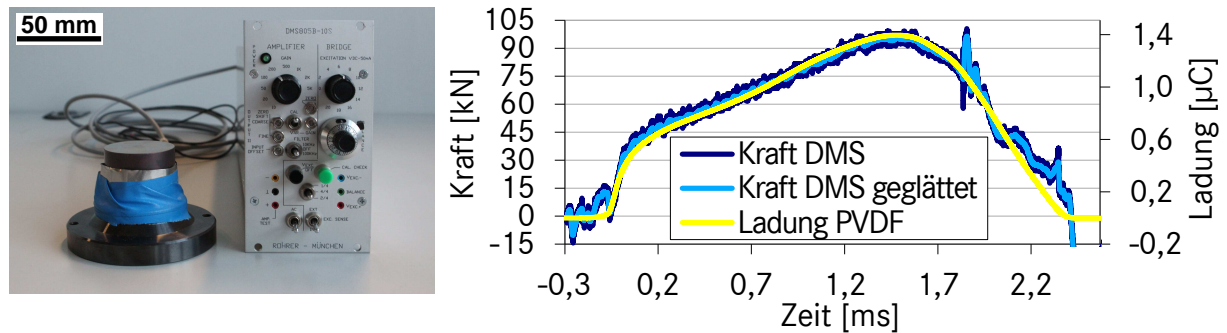


Abbildung 7.12: Kraftmessstempel mit Messverstärker (links) sowie ausgewertete Signale von Kraftmessstempel und PVDF-Dünnschichtsensor (rechts)

Die Eigenfrequenz des Messstempels einschließlich der Druckplatte beträgt  $f_E = 26$  kHz (Berechnung gem. 6.3.1, S. 66 f.). Damit ist der Messstempel für Kraftmessungen mit der Hochgeschwindigkeitspresse geeignet (vgl. Tabelle 6.3, S. 61). Aus dem Brückenmessverstärker ergeben sich keine Einschränkungen, da seine Bandbreite mit 1 MHz deutlich höher ist [ROHR12].

Als Versuchsbasis für die Kalibrierung werden Stauchversuche durchgeführt, bei denen der Kraftmessstempel anstelle des jeweiligen Stempels verwendet wird. So kann gleichzeitig die vom PVDF-Dünnschichtsensor erzeugte Ladung und die vom Messstempel übertragene Kraft erfasst werden (Abbildung 7.12 rechts, S. 83). Am dargestellten Kraftverlauf wird deutlich, dass die DMS-Schaltung sensibel auf Störungen reagiert: Das Kraftsignal ist bei  $t < 0$  ms sowie  $t > 1,9$  ms von Einflüssen des elektromagnetischen Antriebs der Hochgeschwindigkeitspresse überlagert. Aus diesem Grund werden die Versuchsparameter für die Kalibrierung so gewählt, dass die Störungen außerhalb des relevanten Bereichs der Kraftverläufe liegen.

Um das erforderliche Kraftspektrum abzudecken, erfolgen die Kalibrierversuche sowohl mit der Hochgeschwindigkeitspresse als auch mit einem Fallwerk der Nordmetall GmbH, Adorf. Verschiedene Kraftverläufe werden erzeugt, indem sowohl Proben unterschiedlicher Werkstoffe und Geometrien als auch bereits gestauchte Proben zum Einsatz kommen. Neben Proben aus den Versuchswerkstoffen in den Abmessungen  $\varnothing 4 \times 4$  mm und  $\varnothing 10 \times 20$  mm werden schergeschnittene Proben aus dem Werkstoff StW 24 gemäß [DIN10111] in der Abmessung  $\varnothing 8 \times 4$  mm verwendet. Bei Werkzeugkonfiguration mit Hartmetallgegenstempel werden mit der Hochgeschwindigkeitspresse Messwerte im Kraftbereich  $0 \text{ kN} \leq F \leq 96 \text{ kN}$  gewonnen und mit dem Fallwerk im Kraftbereich  $0 \text{ kN} \leq F \leq 1081 \text{ kN}$ . Bei Werkzeugkonfiguration mit Keramikge-

genstempel erfolgen Messungen in der Hochgeschwindigkeitspresse im Kraftbereich  $0 \text{ kN} \leq F \leq 90 \text{ kN}$ .

### 7.3.2 Weg

Es werden sowohl dynamische als auch quasi-statische Versuche durchgeführt, deren Ergebnisse als Datenbasis für die Erstellung der Wegfunktionen dienen. Die dynamischen Versuche erfolgen in der HG-Presse mit Proben aus dem Versuchswerkstoff 100Cr6, wobei bereits gestauchte Proben ursprünglichen Abmaßes  $\varnothing 4 \times 4 \text{ mm}$  nochmals gestaucht werden.

Um die quasi-statischen Kennlinien zu ermitteln, werden Endmaße sowie ein induktives Wegmesssystem, bestehend aus Wegsensor *W20 TK* und Messverstärker *KWS 3073* des Herstellers Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, Darmstadt, eingesetzt. Die Endmaße werden genutzt, um Referenzwerte bei definierten Abständen aufzuzeichnen. Mit dem induktiven Messsystem werden kontinuierliche Signalverläufe erfasst, die sowohl den Bereich der Endmaße als auch die über das größte Endmaß hinausgehende Abstandswerte abbilden. Die Wegfunktionen des induktiven Messsystems  $s_i = f_{ind_i}(U_{ind_i})$  für die jeweilige Werkzeugkonfiguration und Messanordnung  $i$  sind in Abbildung 7.13 dargestellt.

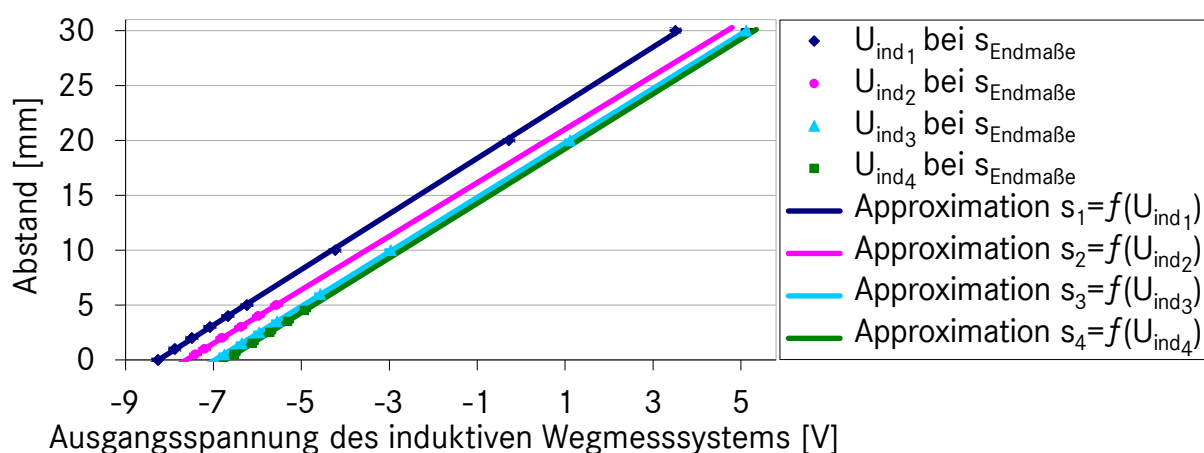


Abbildung 7.13: Approximation der Abstandswerte des induktiven Wegmesssystems in Stauchrichtung bei Werkzeugkonfiguration mit Säulenführung und unterschiedlichen Stempelvarianten bzw. Messanordnungen

Alle Wegkalibrierversuche der Werkzeuge für die HG-Presse werden in eben dieser Presse durchgeführt, um der Möglichkeit Rechnung zu tragen, dass die Presse Geo-

metrie und Kinematik des Säulenführungsgestells des Werkzeugs beeinflussen kann. Die Werkzeuge für die Impact-Anlage werden auf einer Messplatte in jener Lage vermessen, die sie auch im Versuch einnehmen. Eine Montage in die Versuchsanlage ist hier nicht erforderlich, da die Führung des Stempels ausschließlich durch das Werkzeug erfolgt und somit nicht von der Anlage beeinflusst wird. Der induktive Wegsensor wird jeweils so befestigt, dass er in Bewegungsrichtung ausgerichtet ist und die Translation des bewegten Werkzeugelements möglichst nahe an der Werkzeugwirkfläche spielfrei erfasst. Die Lageveränderung des bewegten Werkzeugelements erfolgt manuell. Zeitgleich werden die Signale der verschiedenen Ausgänge sowohl der optischen Sensoren als auch des induktiven Messsystems aufgezeichnet.

### 7.3.3 Temperatur

Die von den Thermografiekameras erfasste Wärmestrahlung ist abhängig von den Wärmestrahleigenschaften des jeweiligen Messobjektes und der Messumgebung. Die Wärmestrahleigenschaften des Messobjektes werden durch den Emissionskoeffizienten  $e = \frac{\vartheta_{\text{Thermographie}}}{\vartheta_{\text{tatsächlich}}}$  subsummiert, der auch Berechnungsgrundlage für die Auswertung der Messungen ist und den Rückschluss auf die Oberflächentemperatur des Messobjektes ermöglicht. Aufgrund seiner Abhängigkeit von Werkstoff, Oberflächeneigenschaften, Abstrahlwinkel, Wellenlängenbereich und Temperatur [MAUE08] bedarf es einer breiten Versuchsbasis. Hinsichtlich der Messumgebung können vor allem weitere Wärmequellen das Messergebnis stark beeinflussen. Um deren Einfluss so konstant wie möglich zu halten, erfolgen alle Kalibrierversuche in der Hochgeschwindigkeitspresse unter Versuchsbedingungen. Dabei werden Stauchproben induktiv erwärmt und ihre Temperatur gleichzeitig mittels Thermoelement und Thermografie gemessen. Der Versuchsplan ist hinsichtlich Probengeometrie, Werkstoff, Kamera und gewählten Umformgradstufen vollfaktoriell.

Um sicherzustellen, dass das Thermoelement die tatsächliche Proben temperatur möglichst gut wiedergibt, wurden zwei Messpositionen untersucht (Abbildung 4.3, S. 45). Die Messposition im Probeninneren erwies sich als besonders geeignet. Zum einen ist sie reproduzierbarer zu fertigen. Zum anderen gibt sie die mittlere Temperatur der Probe besser wieder – die Temperatur an der Probenoberfläche kann aufgrund des Skin-Effektes unverhältnismäßig hoch sein [JUST05].

## 7.4 Prinzipversuche

Tabelle 7.2 stellt den teilfaktoriellen Versuchsplan dar, anhand dessen es möglich wird, ein breites Geschwindigkeitsspektrum abzudecken. Gleichzeitig wird es durch Parallelversuche in den jeweiligen Geschwindigkeitsbereichen möglich, nochmals sicherzustellen, dass die mit verschiedenen Anlagen und Probengeometrien durchgeführten Versuche vergleichbar sind.

		Versuchsanlagen / Versuchsanlagenkonfiguration										
		Flexi-Press	Universalprüfmaschinen		Fallwerk			HG-Press	Impact-Anlage		SHPB	
		1 000 kN	600 kN	250 kN	3 680 kg	415 kg	120 kg	41 kg	17 kg	1,6 kg	20 mm	8 mm
Zylinderstauchen	Ø 2 x 2 mm			X			X					X
	Ø 3 x 4,4 mm		X	X							X	X
	Ø 4 x 4 mm		X	X				X		X	X	
	Ø 4 x 4 mm erwärmt							X				
	Ø 4 x 4 mm gekühlt							X				
	Ø 10 x 15 mm		X		X							
	Ø 10 x 20 mm	X	X		X	X			X			
Ø 10 x 20 mm gestoppt		X		X	X							
Ringstauchen	Ø 12 x Ø 6 x 4 mm		X					X		X		
	Ø 12 x Ø 6 x 4 mm erwärmt							X				
	Ø 20 x Ø 10 x 6,7 mm	X	X						X			
	Ø 22,6 x Ø 11,3 x 7,5 mm		X		X							
Ø 24 x Ø 12 x 8 mm		X										

Tabelle 7.2: Durchgeführte Prinzipversuche



## 8 Versuchsergebnisse

### 8.1 Kalibrierung der Prozessmesstechnik

Eine Kalibrierung erfolgt nur bei den selbst entwickelten Messsystemen der HG-Pressen sowie der Impact-Anlage. Bei den übrigen Versuchsanlagen wird auf die Kalibrierung der Hersteller bzw. Betreiber zurückgegriffen.

#### 8.1.1 Kraft dynamisch

Der Zusammenhang zwischen der vom PVDF-Dünnschichtsensor erzeugten Ladung und der mit Messstempel ermittelten Kraft  $F = f(Q)$  ist abhängig von der Werkzeugkonfiguration sowie der Vorspannung des Sensors. Des Weiteren hat der Probendurchmesser einen Einfluss auf die Ladung, da die mittig unter dem Gegenstempel angeordnete aktive Fläche des PVDF-Dünnschichtensors von  $5\text{ mm} \times 5\text{ mm}$  nur einen Teil der vom Gegenstempel auf die Stützplatte übertragene Kraft erfasst und dieser Anteil mit dem Probendurchmesser variiert (vgl. 6.3.1, S. 66 f.). Die Analyse der Kalibrierkurven macht deutlich, dass sie jeweils besonders stark korrelieren, wenn die Kombination von Werkzeugelementen, Sensorvorspannung und Probengeometrie vergleichbar ist. Entsprechend werden vier Gruppen  $j$  mit jeweils fünf bis elf Messreihen gebildet. Alle Messreihen einer Gruppe werden gesammelt betrachtet und mit einer Exponentialfunktion  $F = K_j(Q)$  approximiert (Abbildung 8.1). Dabei wird darauf geachtet, dass die Funktionen Kraftwerte, die über die jeweiligen gemessenen Werte hinausgehen, sinnvoll extrapolieren. Die Korrektheit der ermittelten Funktionen wird durch Quervergleiche mit identischen, unter vergleichbaren Bedingungen gestauchten Proben verifiziert.

Abbildung 8.2, S. 89 stellt die ermittelten Kraftfunktionen gegenüber. Beim Vergleich werden die unterschiedlichen Einflussfaktoren deutlich:  $K_1$  weicht stark von den übrigen Funktionen ab, da hier mit einer niedrigeren Sensorvorspannung gearbeitet wurde.  $K_2$  und  $K_3$  ähneln sich, da sowohl Sensorvorspannung als auch Probengeometrien identisch sind. Der Unterschied zwischen  $K_1$  und  $K_2, K_3$  entsteht aufgrund der geometrischen Verschiedenheit von Hartmetall- und Keramikgegenstempel. Aufgrund seiner größeren Höhe biegt sich der Keramikgegenstempel während des Versuchs weniger durch, was zu einer gleichmäßigeren Zunahme des Druckes auf den Sensor und einer geradlinigen Funktion führt.  $K_4$  wurde mittels Hartmetallgegenstempel und

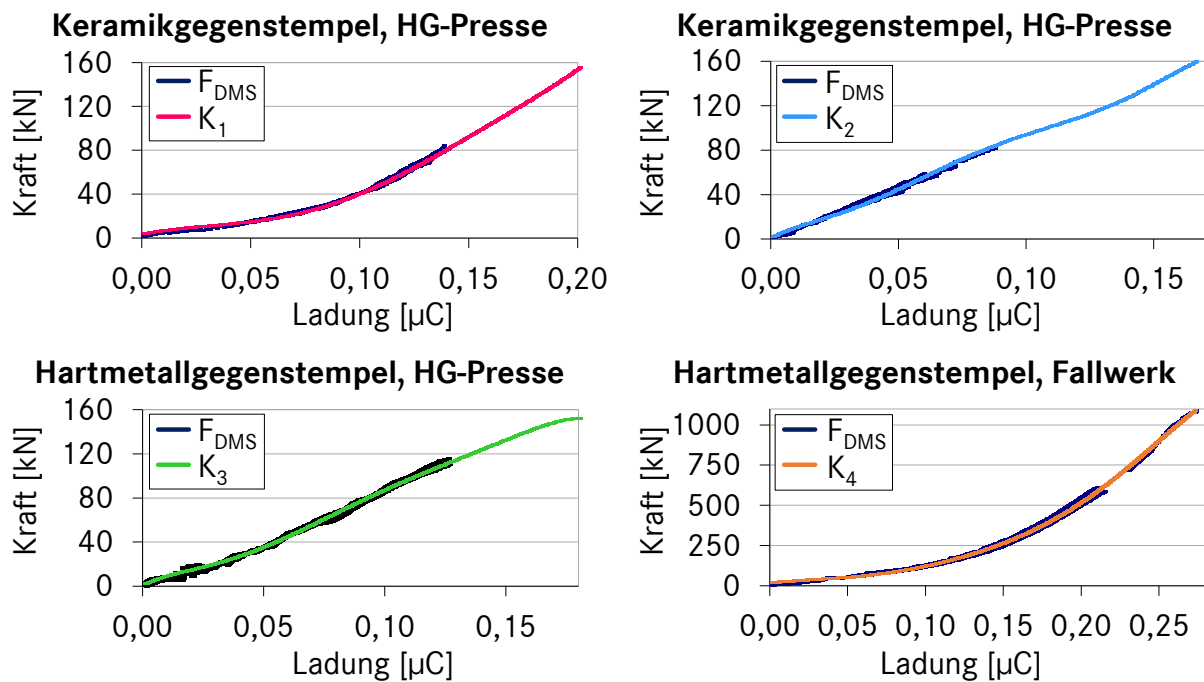


Abbildung 8.1: Ermittelte Kraftfunktionen der PVDF-Dünnschichtsensoren bei unterschiedlichen Konfigurationen des modularen Werkzeugsatzes<sup>9</sup>

als einzige mit der Probengeometrie  $\varnothing 10 \times 20$  mm ermittelt. Aufgrund ihres größeren Ausgangsdurchmessers verformt sich die Probe bis zu einer höheren Kraft elastisch und erhöht währenddessen bis ca.  $Q = 0,04 \mu C$  die Steifigkeit des Hartmetallgegenstempels. In der Folge ergibt sich eine noch höhere Belastung des Sensors als beim Keramikgegenstempel. Danach setzt die plastische Stauchung und damit eine signifikante Querschnittsvergrößerung der Probe ein. Diese fördert zum einen die Durchbiegung des Hartmetallgegenstempels. Zum anderen führt sie dazu, dass ein immer kleinerer Kraftanteil von der aktiven Fläche des Sensors erfasst wird. Die erzeugte Ladung steigt weniger stark an und es kommt zu einem gegenüber  $K_2$  überproportionalen Anstieg der Kraftkurve.

### 8.1.2 Weg quasi-statisch

Wie bereits erwähnt, erfolgt die Kalibrierung des Wegmesssystems in zwei Stufen. Zunächst werden die quasi-statischen Kennlinien ausgewertet. Danach wird die elas-

<sup>9</sup>  $K_1 : F = 10621559775,5 Q^6 - 4859571918,4 Q^5 + 514189939,8 Q^4 + 45504795,6 Q^3 - 5831192,9 Q^2 + 366034,6 Q + 3992,9$ ;  $K_2 : F = -132272526919,0 Q^6 + 66849309395,9 Q^5 - 12308338067,6 Q^4 + 990942679,2 Q^3 - 31911322,2 Q^2 + 1154182,8 Q + 2160,9$ ;  $K_3 : F = -75029936350,8 Q^6 + 41470468408,3 Q^5 - 8640436525,3 Q^4 + 811847858,1 Q^3 - 30256647,1 Q^2 + 1012809,3 Q + 1925,2$ ;  $K_4 : F = -18357676508,5 Q^6 + 13467679162,2 Q^5 - 3771248127,7 Q^4 + 548636535,5 Q^3 - 31071347,1 Q^2 + 1306563,7 Q + 17409,0$

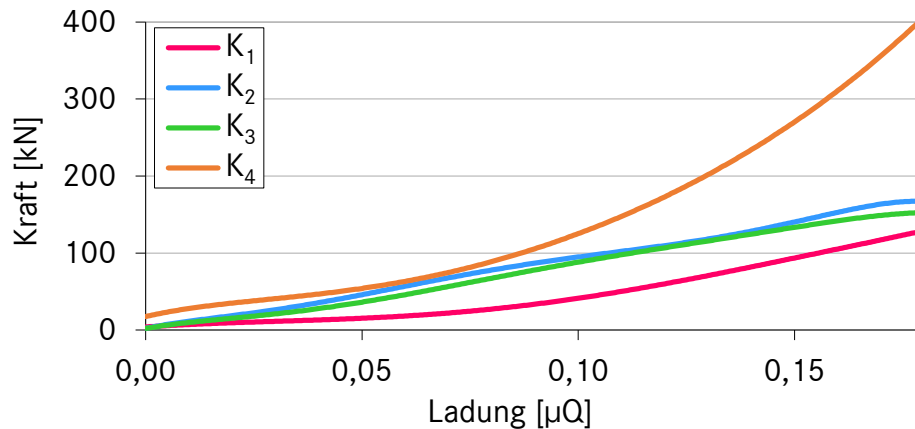


Abbildung 8.2: Vergleich der Kraftfunktionen

tische Verformung aufgrund der wirkenden Umformkräfte sowie das dynamische Verhalten während der Versuche berücksichtigt.

Ziel der Kalibrierung ist die Ermittlung der Funktionen  $s = f_{opt_j}(U_{opt_j})$ , mit welchen der Abstand  $s$  zwischen den Stempeln für die jeweilige Werkzeugkonfiguration und Messanordnung  $j$  zuverlässig aus dem Ausgangssignal des verwendeten optischen Sensors  $U_{opt}$  berechnet werden kann. Um diese Funktionen  $f_{opt_j}$  zu ermitteln, werden jeweils sowohl die Abstände  $s = s_{Endma\beta_j}$ ,  $j = 1, \dots, n$  als auch die mit der Funktion  $s = f_{ind_j}(U_{ind_j})$  berechneten kontinuierlichen Abstandswerte verwendet (Abbildung 8.3; vgl. 7.3.2, S. 84 f.). Indem mit Gewichtungen gearbeitet wird, werden die den Umformweg kennzeichnenden Funktionsabschnitte besonders gut abgebildet.

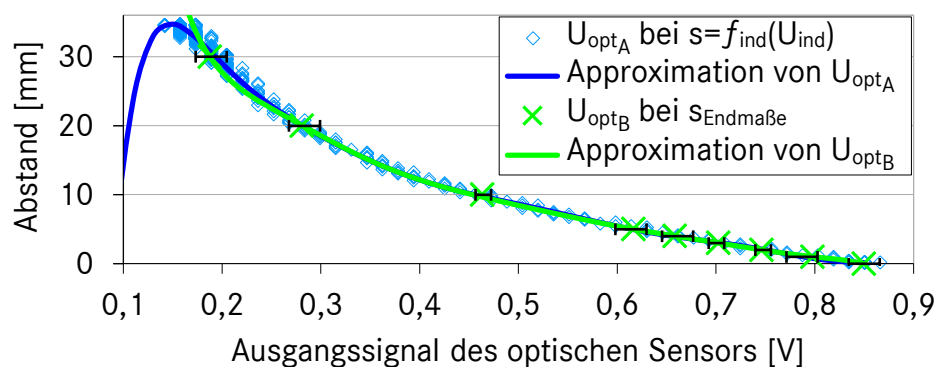


Abbildung 8.3: Approximation der Abstandswerte des optischen Wegmesssystems für Werkzeugkonfiguration mit Säulenführung und Hartmetallstempel

### 8.1.3 Weg dynamisch

Die während der Versuche auftretenden elastischen Verformungen sind vom ermittelten Weg  $s$  abzuziehen (vgl. 6.2.1, S. 60 f.). Diese Verformungen  $\xi$  ergeben sich auf-

grund der wirkenden Umformkraft  $F$  sowohl in den  $j$  einzelnen Werkzeugkomponenten  $\xi_W = f(F)$ ,  $\xi_W = \sum_{j=1}^n \xi_{W_j}$  als auch in der Probe  $\xi_P = f(F)$ . Zusätzlich führen die während der dynamischen Versuche aufgrund von Masse  $m_W$  und Beschleunigung  $\ddot{x}$  wirkenden Trägheitskräfte  $F_T = m_W \ddot{x}$  zu einer elastischen Durchbiegung des Oberwerkzeugs (Abbildung 8.4). Damit einhergehend erfolgt eine Winkelveränderung der Messstelle  $\Delta\alpha$ , was zusätzlich das Messergebnis um  $\zeta = f(\Delta\alpha(m_W \ddot{x}))$  verändert. Die auf das Werkzeug wirkenden Trägheitskräfte sind stets proportional zur Umformkraft  $F = \chi F_T$ ,  $0 < \chi \leq 1$ . Die Abweichungen vom Idealzustand lassen sich zusammenfassen zu  $\xi = \xi_W + \xi_P + \zeta = f(F)$ .

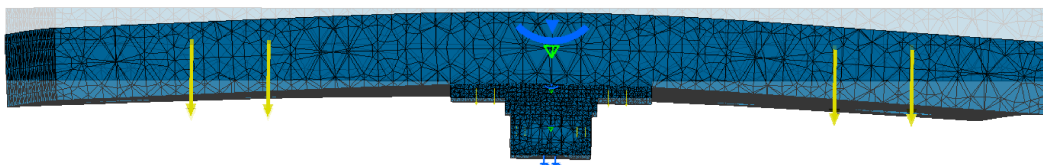


Abbildung 8.4: FEA der dynamischen Durchbiegung des Oberwerkzeugs bei Konfiguration mit Säulenführung (vervielfachte Darstellung der Verformungen)

Für die dynamische Kalibrierung wird der Effekt genutzt, dass sich Proben so lange elastisch verformen, bis ihre Fließspannung erreicht ist. Während der elastischen Verformung treten bereits alle Komponenten von  $\xi$  auf und je größer der Probenquerschnitt vor der Stauchung ist, desto größer ist der elastische Bereich. Daher werden bereits gestauchte Proben nochmals gestaucht und anhand der dabei gemessenen Abstandswerte  $\xi(F)$  ermittelt. Mit  $\xi(F)$  können unter Verwendung der momentan auftretenden Kraft die Abweichungen aufgrund elastischer Verformungen bei der Auswertung ermittelt und abgezogen werden. Abbildung 8.5 zeigt die anhand der elastischen Bereiche der Kalibrierdaten approximierte Funktion  $\xi(F)$  sowie ein aufgrund der elastischen Verformungen verzerrtes Spannungsdiagramm und dessen Veränderung nach Berücksichtigung von  $\xi(F)$ .

#### 8.1.4 Temperatur

Die mit den vollfaktoriellen Kalibrierversuchen aufgezeichneten Temperaturwerte werden verwendet, um den Emissionskoeffizienten  $e$  und seine Einflussgrößen zu ermitteln. Die Temperatur im Probeninneren wird als Referenztemperatur herangezogen

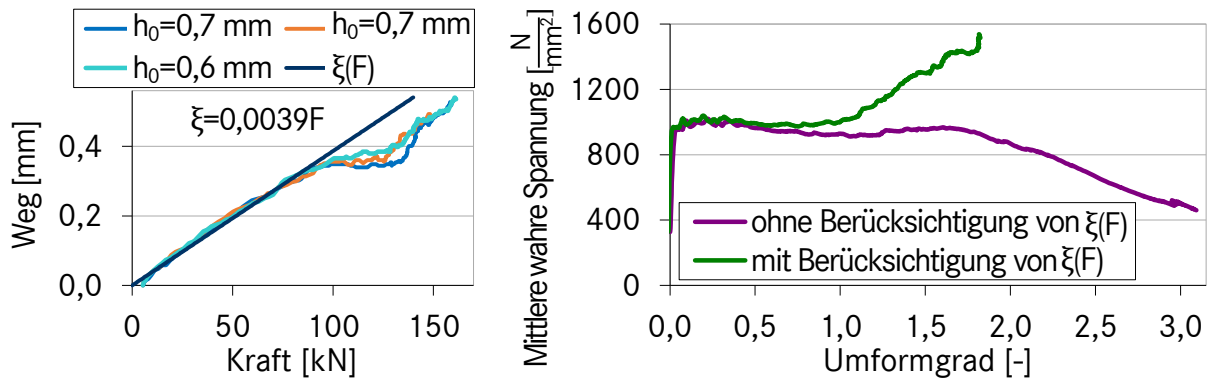


Abbildung 8.5: Approximation elastischer Verformung während des Stauchens von Proben  $\text{Ø}4 \times 4$  mm bei Werkzeugkonfiguration mit Säulenführung und Keramikstempeln – Messwerte bei erneuter Stauchung bereits gestauchter Proben (links); Spannungsdiagramm des Versuchswerkstoffes 20CrMo5 mit und ohne Berücksichtigung der approximierten elastischen Verformung (rechts)

(vgl. 7.3.3, S. 85f.). Dabei wird in Kauf genommen, dass der Betrag des ermittelten  $e$  eher einen konfigurationsspezifischen Proportionalitätsfaktor als den tatsächlichen Emissionskoeffizienten darstellt, da dieser Betrag die Temperatur an der Probenoberfläche ggf. nicht exakt wiedergibt. Da dieser Proportionalitätsfaktor in identischer Weise wie  $e$  zur Berechnung der Temperatur verwendet wird, wird er im Folgenden trotzdem als Emissionskoeffizient bezeichnet.

$e$  ist abhängig vom Temperaturverlauf  $\vartheta(t)$ , der Aufheizdauer  $t_{\text{heiz}}$  und der Abkühlzeit  $t_{\text{abkühl}}$  zum Zeitpunkt der Stauchung, zudem vom Umformgrad der Probe  $\varphi$ , dem Wellenlängenbereich der verwendeten Kamera  $\lambda_{\text{mess}}$  und dem Vorhandensein von Schmierstoff auf der Probenoberfläche. Es ergibt sich  $e = f(\vartheta(t), t_{\text{heiz}}, t_{\text{abkühl}}, \varphi, \lambda_{\text{mess}}, \text{Schmierstoff})$  (Tabelle 8.1). Bei den sich sehr schnell aufheizenden Zylinderstauchproben  $\text{Ø}4 \times 4$  mm wird  $e$  primär von der erzielten Maximaltemperatur  $\vartheta_{\text{max}}$  beeinflusst. Bei den sich langsamer aufheizenden Ringstauchproben  $\text{Ø}12 \times \text{Ø}6 \times 4$  mm wird  $e$  primär von der Aufheizzeit und der sich anschließenden Abkühlzeit bis zur Stauchung bestimmt. Eine ähnliche Funktion  $e = f(\vartheta)$  wurde auch in anderen Untersuchungen ermittelt [JUST05]. Dies bekräftigt die Plausibilität der ermittelten Funktion. Indizien für einen Einfluss des Werkstoffs liegen nur bei Abbildung 8.6 (links) vor. Ansonsten kann kein signifikanter Einfluss des Werkstoffs festgestellt werden.

Bei Verwendung der *VarioCAM* kann  $e_{\text{VarioCAM}}$  aus Abbildung 8.6 abgelesen werden. Der Emissionskoeffizient für die *ImageIR* ist mit der Funktion

$e_{ImageIR}(e_{VarioCAM}, \vartheta, \text{Schmierstoff})$  zu ermitteln. Abschließend kann mit der Funktion  $e(\varphi)$  jeweils der Wert für den Umformgrad der Probe abgeleitet werden.

Zielgröße	Zusammenhang
$e_{VarioCAM}(\vartheta_{max}, t_{heiz}, t_{abkühl}, \varphi = 0)$	<i>monoton steigend, siehe Abbildung 8.6</i>
$e(\varphi)$	$= e_{\varphi=0} - 0,04 \varphi^2 + 0,24 \varphi + SZ_j,$ $S = 0,03, Z_j \sim N(0, 1), j = 1, 2, \dots, n,$ <i>siehe Abbildung A5, S. A – 3</i>
$e_{ImageIR}(\vartheta, \text{Schmierstoff})$	$= e_{VarioCAM} \psi(\vartheta),$ $\psi(\vartheta) = \begin{cases} \psi_A(\vartheta), & \text{falls Probe entfettet,} \\ \psi_B(\vartheta), & \text{falls Probe mit ALS40,} \end{cases}$ <i>siehe Abbildung A6, S. A – 4</i>

Tabelle 8.1: Ergebnisse der Thermografiekalibrierung

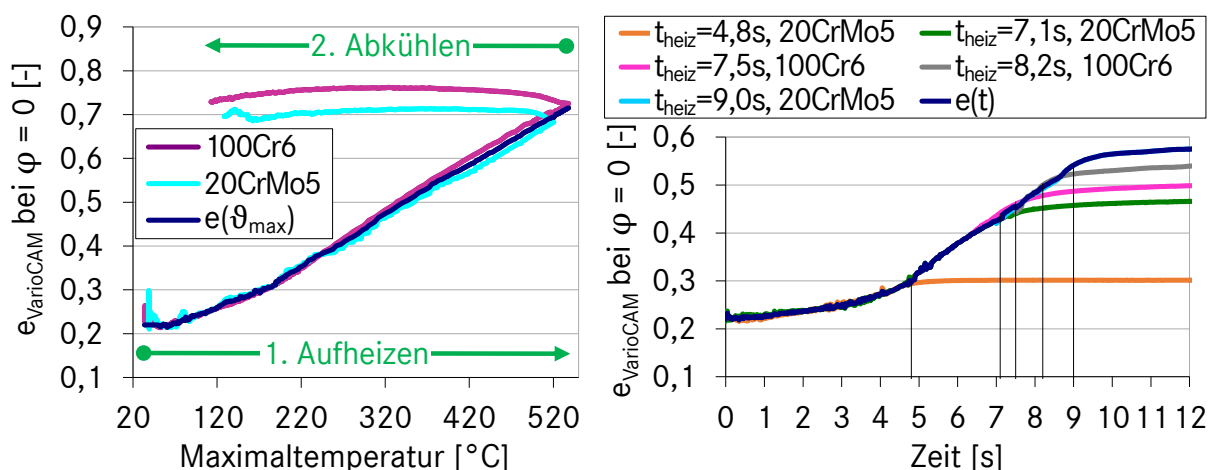


Abbildung 8.6: Abhängigkeit des Emissionskoeffizienten von erzielter Maximaltemperatur, anzuwenden bei Stauchproben  $\varnothing 4 \times 4 \text{ mm}$  (links) sowie Abhängigkeit von Aufheizdauer und Abkühlzeit, anzuwenden bei Ringstauchproben  $\varnothing 12 \times \varnothing 6 \times 4 \text{ mm}$  (rechts)

### 8.1.5 Genauigkeit der Prozesskenngrößenerfassung

Messwerte haben nur dann eine Aussagekraft, wenn eine Schätzung ihrer Genauigkeit vorliegt [WEIC10]. Mit dem „Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement“ (GUM) [DIN13005], liegt eine international einheitliche Vorgehensweise zur Durchführung dieser Schätzung vor. Anhand dieser sowie [HÄSS04] wird im Folgenden die Standardunsicherheit der Messketten ermittelt und damit ihre Güte geschätzt.

Der GUM enthält zwei Methoden zur Ermittlung der Standardunsicherheit, die je nach Gegebenheit anzuwenden sind: Methode A, die statistische Berechnung auf Grundlage von Wiederholungsmessungen, und Methode B, die wissenschaftliche Beurteilung, z. B. basierend auf früheren Messungen, Herstellerangaben, Referenzdaten und Erfahrungswerten. Ist die Messgröße  $Y$  mit Schätzwert  $y$  von den Eingangsgrößen  $X_j$  mit Schätzwerten  $x_j$ ,  $j = 1, \dots, n$  abhängig und über die Prozessgleichung  $y = f(x_1, x_2, \dots, x_n)$  verknüpft, wird mit diesen Methoden die Standardunsicherheit  $u_{x_j}$  von  $y$  für jedes  $x_j$  ermittelt.

Die Gesamtunsicherheit des Messsystems, auch kombinierte Standardunsicherheit  $u_c$  genannt, berechnet sich bei unkorrelierten Eingangsgrößen aus der kombinierten Varianz  $u_c^2$ , die sich nach dem Gauß'schen Fehlerfortpflanzungsgesetz ergibt (Gleichung 8.1),  $u_c = \sqrt{u_c^2}$ . Korrelieren zwei der  $n$  Eingangsgrößen (z. B.  $x_1, x_2$ ) ist deren Kovarianz  $u(x_1, x_2)$  anhand von Gleichung 8.2 zu berücksichtigen [HOFF07].

$$u_c^2 = \sum_{j=1}^n \left( \frac{\partial f}{\partial x_j} \right)^2 u_{x_j}^2 \quad (8.1)$$

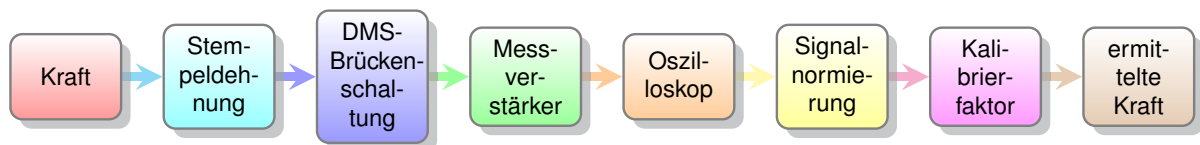
$$u_c^2 = \sum_{j=1}^n \left( \frac{\partial f}{\partial x_j} \right)^2 u_{x_j}^2 + 2 \frac{\partial f}{\partial x_1} \frac{\partial f}{\partial x_2} u(x_1, x_2) \quad (8.2)$$

$u_c$  beschreibt die Stichprobe der durchgeführten Messreihen und bildet die Grundlage für den Schluss auf einen Bereich, in dem Werte künftiger Messungen mit einer bestimmten statistischen Sicherheit liegen werden, solange die Kalibrierung stabil ist. Eine Normalverteilung der Messwerte unterstellend, kann dieser Bereich mithilfe des auf Basis der t-Verteilung bestimmten Erweiterungsfaktors  $k$  für einen gewählten Grad des Vertrauens  $P$  bestimmt werden. Er wird z. B. gemäß Gleichung 8.3 angegeben und als erweiterte Unsicherheit bezeichnet. Ist  $P$  nicht spezifiziert, ist von  $P = 68,3\%$  auszugehen [WEIC10].

$$y \pm k u_c \text{ mit } P = 90\% \quad (8.3)$$

**Die erweiterte Unsicherheit der Kraftmessung** wird maßgeblich beeinflusst von dem für die Kalibrierung verwendeten Kraftmessstempel sowie den durch Regression ermittelten Kraftfunktionen der PVDF-Sensoren (Abbildung 8.1, S. 88).

Zunächst wird auf den Kraftmessstempel und die ihm zugrunde liegende Messkette eingegangen (Abbildung 8.7). Die Berechnung der erweiterten Unsicherheit wird in Tabelle 8.2 wiedergegeben. Die Berechnung der Varianzen nach Methode B erfolgt aus den von den Herstellern angegebenen jeweiligen Fehlergrenzen unter Anwendung der Rechteckverteilung. Temperaturschwankungen, Änderungen der Stempелеigenschaften und weitere Einflussgrößen werden vernachlässigt. Für die zu Fließbeginn von Proben mit  $\varnothing = 4 \text{ mm}$  aus dem Versuchswerkstoff 20CrMo5 wirkende Kraft beträgt die erweiterte Unsicherheit  $F_{DMS} = (11,00 \pm 0,18) \text{ kN}$  mit  $P = 90 \%$ .



$$F \cdot \frac{1}{AE} \cdot \frac{U_E}{1,5} \cdot k_{MV} \cdot k_{Oszi} \cdot \frac{1}{U_{E_{Soll}} k_{MV_{Soll}}} \cdot K_F(\varnothing) = F_{DMS} \quad (8.4)$$

Abbildung 8.7: Prozesskette und -gleichung des Kraftmessstempels

Die Varianzen der Kraftfunktionen der PVDF-Sensoren  $u_{K_j}^2$  werden nach Methode A aus den für ihre Bestimmung verwendeten Messdaten berechnet.  $u_{K_j}^2$  beschreiben die Güte der Approximation der mit dem Kraftmessstempel bestimmten Kraftwerte durch die jeweilige Kraftfunktion  $K_j$ . Die kombinierte Varianz der PVDF-Kraftmessung lässt sich mit Gleichung 8.1 aus der Differenz  $\Delta F_{PVDF} = F_{DMS} - F_{K_j}$  berechnen,  $u_{CPVDF}^2 = u_{CDMS}^2 + u_{CK_j}^2$ . Tabelle 8.3 stellt die erweiterten Unsicherheiten mit dem auf Basis der Freiheitsgrade gewählten Erweiterungsfaktor  $k = 1,645$  dar.

Die erweiterte Messunsicherheit der Universalprüfmaschinen wird bestimmt anhand  $k u_C = k \sqrt{u_{rep}^2 + u_{res}^2 + u_{std}^2}$  [DIN7500]. Da die Kraftmessung beider Prüfmaschinen der Klasse 1 entspricht, gilt  $u_{rep} = 1 \%$ ,  $u_{res} = 0,14 \%$ ,  $u_{std} = 0,12 \%$ . Mit dem in der Norm empfohlenen  $k = 2$  beträgt die erweiterte Unsicherheit  $F_{Universalprüfmaschine} = (11,00 \pm 0,22) \text{ kN}$  bei  $P = 90 \%$ . Die Güte der Universalprüfmaschinen ist damit mit derjenigen des Kraftmessstempels vergleichbar.



$j$	$X_j$			$\left(\frac{\partial f}{\partial X_j}\right)^2 \Big _{x_j}$	$u_{x_j}^2$		$\sqrt{\left(\frac{\partial f}{\partial X_j}\right)^2 \Big _{x_j}} u_{x_j}^2$
	Eingangsgröße	Formel	Schätzwert $x_j$	Gewichtung	Me- thode	Varianz	Unsicherheits- betrag
1	Kraft	$F$	$1,10 \cdot 10^4 \text{ N}$	$1,00 \cdot 10^0$	B	$4,62 \cdot 10^3 \text{ N}^2$	$6,80 \cdot 10^1 \text{ N}$
2	Stempeldehnung	$\frac{1}{AE}$	$3,44 \cdot 10^{-9} \frac{1}{\text{N}}$	$1,43 \cdot 10^{-9}$	B	$0,00 \cdot 10^0 \text{ N}^2$	$0,00 \cdot 10^0 \text{ N}$
3	Speisespannung	$\frac{U_E}{1,5}$	$4,00 \cdot 10^0 \text{ V}$	$3,28 \cdot 10^6 \frac{\text{N}^2}{\text{V}^2}$	B	$1,20 \cdot 10^{-7} \text{ V}^2$	$6,27 \cdot 10^{-1} \text{ N}$
4	Verstärkung	$k_{MV}$	$2,00 \cdot 10^2$	$3,02 \cdot 10^3 \text{ N}^2$	B	$1,33 \cdot 10^{-2}$	$6,35 \cdot 10^0 \text{ N}$
5	Digitalisierung	$k_{Oszi}$	$1,00 \cdot 10^0$	$1,21 \cdot 10^8 \text{ N}^2$	B	$4,97 \cdot 10^{-7}$	$7,75 \cdot 10^0 \text{ N}$
6	Speisespannung	$\frac{1}{U_{E\text{Soll}}}$	$1,67 \cdot 10^{-1} \frac{1}{\text{V}}$	$3,36 \cdot 10^6 \frac{\text{N}^2}{\text{V}^2}$	B	$1,20 \cdot 10^{-7} \text{ V}^2$	$6,35 \cdot 10^{-1} \text{ N}$
7	Verstärkung	$\frac{1}{k_{MV\text{Soll}}}$	$5,00 \cdot 10^{-3}$	$3,02 \cdot 10^3 \text{ N}^2$	B	$1,33 \cdot 10^{-2}$	$6,35 \cdot 10^0 \text{ N}$
8	Kalibrierfaktor	$K_F(D_0)$	$4,36 \cdot 10^8 \text{ N}$	$6,35 \cdot 10^{-10}$	A	$3,62 \cdot 10^{12} \text{ N}^2$	$4,79 \cdot 10^1 \text{ N}$
$\sum_{j=1}^8$			$u_c^2 = 7,06 \cdot 10^3 \text{ N}^2$				$u_c = 0,08 \text{ kN}$
Freiheitsgrade $\nu_{x_1} \dots \nu_{x_7} = \infty$			Freiheitsgrad $\nu_{x_8} = 4, k = 2,13 \text{ bei } P = 90\%$				$k u_c = 0,18 \text{ kN}$

Tabelle 8.2: Erweiterte Unsicherheit des Kraftmessstempels bei  $F = 11 \text{ kN}$  und Probendurchmesser  $\varnothing = 4 \text{ mm}$

**Die erweiterte Unsicherheit der Wegmessung** und der mit dieser im Zusammenhang stehenden Größen werden aus den für die quasistatische Kalibrierung verwendeten Messdaten und den Toleranzen der verwendeten Endmaße bestimmt. Die Güte der Approximation der Messwerte im Bereich  $0,5 \leq s \leq 5,0 \text{ mm}$  wird anhand von Methode A berechnet, jene der Endmaße nach Methode B. Die Gesamtvarianz ergibt sich wie bei der Kraftmessung aus der Summe beider Einzelvarianzen. Dabei wird berücksichtigt, dass bei der Auswertung eine gleitende Mittelwertbildung aus 41 Werten erfolgt, die sich genauigkeitserhöhend auswirkt [PESC03]. Als Erweiterungsfaktor wird

Kraftfunktion	$\varnothing_0$	$F$	$u_{C_{DMS}}^2$	$u_{C_{K_j}}^2$	$k u_{C_{PVDF}}$
$K_1$	4 mm	11,00 kN	$7,06 \cdot 10^3 \text{ N}^2$	$4,51 \cdot 10^5 \text{ N}^2$	1,11 kN
$K_2$	4 mm	11,00 kN	$7,06 \cdot 10^3 \text{ N}^2$	$1,10 \cdot 10^6 \text{ N}^2$	1,73 kN
$K_3$	4 mm	11,00 kN	$7,06 \cdot 10^3 \text{ N}^2$	$2,52 \cdot 10^6 \text{ N}^2$	2,62 kN
$K_4$	10 mm	70,00 kN	$3,01 \cdot 10^5 \text{ N}^2$	$5,49 \cdot 10^6 \text{ N}^2$	3,96 kN

Tabelle 8.3: Erweiterte Unsicherheit der PVDF-Kraftmessung bei Fließbeginn

$k = 1,645$  für  $P = 90\%$  gewählt, um den von der Anzahl der Messwerte abhängigen Freiheitsgraden Rechnung zu tragen.

Aus der Unsicherheit der Wegmessung und den Toleranzanforderungen an die Roh-teilhöhe ergibt sich unter Anwendung der Gleichung 8.1 (S. 93) die Unsicherheit des während der Stauchung erfassten Umformgrades (vgl. 6.2.4, S. 64 f.; Abbildung A 4, S. A-2). Da der Bereich um  $\varphi = 0,1$  für die folgenden Abschnitte besonders relevant ist, wird die Unsicherheit des Umformgrades an dieser Stelle ermittelt.

Des Weiteren lässt sich aus der Unsicherheit der Wegmessung die Unsicherheit der Umformgeschwindigkeit unter Berücksichtigung der verwendeten Abtastrate und der Genauigkeit des Oszilloskopes ableiten. Das zeitliche Intervall der Einzelmessungen beträgt  $\Delta t = (2\,500,0000 \pm 0,0125)$  ns [PICO09]. Während dieses Intervalls nimmt der Umformgrad um ca.  $\Delta\varphi = 0,002$  zu. Bei der Auswertung erfolgt eine gleitende Mittelung von 25 Umformgeschwindigkeitswerten, was ebenfalls berücksichtigt wird. Tabelle 8.4 fasst die Ergebnisse zusammen.

Wegfunktion	$u_{Wegfunktion}^2$	$u_{Endma\beta e}^2$	$u_{C_{Weg; MW}}^2$	$k u_{C_{Weg}}$	$k u_{C_{\varphi=0,1}}$	$k u_{C_{\dot{\varphi}; \varphi=0,1; MW}}$
$w_1$	$4,39 \cdot 10^{-3} \text{ mm}^2$	$6,75 \cdot 10^{-8} \text{ mm}^2$	$1,07 \cdot 10^{-4} \text{ mm}^2$	0,017 mm	0,005	$377 \text{ s}^{-1}$
$w_2$	$3,54 \cdot 10^{-4} \text{ mm}^2$	$6,75 \cdot 10^{-8} \text{ mm}^2$	$8,64 \cdot 10^{-6} \text{ mm}^2$	0,005 mm	0,001	$109 \text{ s}^{-1}$
$w_3$	$5,46 \cdot 10^{-4} \text{ mm}^2$	$6,75 \cdot 10^{-8} \text{ mm}^2$	$1,33 \cdot 10^{-5} \text{ mm}^2$	0,006 mm	0,002	$134 \text{ s}^{-1}$

Tabelle 8.4: Erweiterte Unsicherheiten der Wegmessung, Umformgrade und Umformgeschwindigkeiten

**Die erweiterte Unsicherheit der Spannungswerte** lässt sich unter Zuhilfenahme von Gleichung 8.1 (S. 93) aus den bereits ermittelten Unsicherheiten der Kraft- und Wegmessungen berechnen (vgl. 6.2.4, S. 64 f.). Dazu werden die Toleranzen der Roh-teile berücksichtigt (vgl. Abbildung A 4, S. A-2). Die Unsicherheiten der Wegmessung gehen nicht direkt, sondern als Unsicherheit der Dehnung ein. Tabelle 8.5 listet die Unsicherheitsbeiträge, Gewichtungen und die mit  $k = 1,645$  für  $P = 90\%$  ermittelten erweiterten Unsicherheiten der Spannungswerte auf.

Um die Güte der erzielten erweiterten Unsicherheiten der Spannungswerte zu beurteilen, werden sie mit dem in [DOEG86] angegebenen Referenzwert des Streubereichs von Fließkurven von Stahl bei Raumtemperatur aufgrund des Prüfvorgangs von  $\pm 6\%$

Kraftfunktion	Wegfunktion	$u_{C_{K_j}}^2$	$u_{A_0}^2$	$u_{C_e; \varphi=0,1}^2$	$k u_{C_{\sigma}; \varphi=0,1}$
$K_1$	$w_1$	$4,85 \cdot 10^5 \text{ N}^2$	$1,32 \cdot 10^{-3} \text{ mm}^4$	$6,71 \cdot 10^{-6} \frac{\text{N}^2}{\text{mm}^4}$	$80,3 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$
$K_1$	$w_2$	$4,85 \cdot 10^5 \text{ N}^2$	$1,32 \cdot 10^{-3} \text{ mm}^4$	$5,59 \cdot 10^{-7} \frac{\text{N}^2}{\text{mm}^4}$	$80,2 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$
$K_2$	$w_2$	$1,10 \cdot 10^6 \text{ N}^2$	$1,32 \cdot 10^{-3} \text{ mm}^4$	$5,59 \cdot 10^{-7} \frac{\text{N}^2}{\text{mm}^4}$	$124,5 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$
$K_2$	$w_3$	$1,10 \cdot 10^6 \text{ N}^2$	$1,32 \cdot 10^{-3} \text{ mm}^4$	$8,51 \cdot 10^{-7} \frac{\text{N}^2}{\text{mm}^4}$	$124,5 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$
Gewichtung $\left(\frac{\partial f}{\partial X_j}\right)^2 \Big _{\varphi=0,1}$		$5,18 \cdot 10^{-3} \frac{1}{\text{mm}^4}$	$3,97 \cdot 10^3 \frac{\text{N}^2}{\text{mm}^8}$	$7,66 \cdot 10^5$	

Tabelle 8.5: Erweiterte Unsicherheiten der Spannungswerte auf Basis der verwendeten Kombinationen von Kraft- und Wegfunktion

verglichen. Umgerechnet auf  $P = 90\%$  beträgt dieser Referenzwert des Streubereichs  $\pm 9,9\%$ . Die ermittelten erweiterten Unsicherheiten der Spannungswerte betragen bei den mit  $K_1$  durchgeführten Versuchen  $\pm 9,2\%$  bzw.  $\pm 14,2\%$  bei den mit  $K_2$  durchgeführten Versuchen. Damit liegen die erzielten Genauigkeiten in derselben Größenordnung und sind teils besser, teils schlechter als der Referenzwert.

**Die erweiterte Unsicherheit der Temperaturmessung** wird bestimmt durch die Unsicherheit der jeweiligen Kamera sowie die Unsicherheit des verwendeten Emissionskoeffizienten. Die Gesamtunsicherheit wird anhand Gleichung 8.1 (S. 93) berechnet. Der Erweiterungsfaktor für  $P = 90\%$  wird den jeweiligen effektiven Freiheitsgraden entsprechend gewählt [DIN13005]. Tabelle 8.6 veranschaulicht die Ergebnisse. Für die Temperaturermittlung bei den Warmstauch- und Warmringstauchversuchen wird die VarioCAM eingesetzt.

Messbereich	$e$	$\vartheta_{\text{Mess}}$	$\vartheta_{\text{Probe}}$	$\sqrt{\left(\frac{\partial f}{\partial \vartheta_{\text{Mess}}}\right)^2 \Big _e u_{\vartheta_{\text{Mess}}}^2}$	$\sqrt{\left(\frac{\partial f}{\partial e}\right)^2 \Big _{\vartheta_{\text{Mess}, e}} u_e^2}$	$k u_{C_{\text{Thermografie}}}$
0..300 °C	0,22	49,2 °C	223,5 °C	27,3 °C	16,9 °C	53,9 °C
100..600 °C	0,28	98,3 °C	351,2 °C	42,9 °C	25,1 °C	83,4 °C
100..600 °C	0,85	605,7 °C	712,6 °C	14,1 °C	41,9 °C	89,3 °C

Tabelle 8.6: Erweiterte Unsicherheiten der Temperaturmessung für Messungen mit der VarioCAM

Die durch Kühlung mit flüssigem Stickstoff realisierten tiefkalten Temperaturen liegen außerhalb der Messbereiche der Kameras. Daher werden die erzielten Temperaturwerte geschätzt und eine erweiterte Messunsicherheit von 50 % angenommen [ADUN07].

## 8.2 Veränderung der Spannungsverläufe

### 8.2.1 Einfluss der Umformgeschwindigkeit

Abbildungen 8.8 und 8.9 (S. 100) stellen die Verläufe der mittleren wahren Spannungen bei unterschiedlichen Umformgeschwindigkeiten dar. An der Steigung der Kurven ist erkennbar, dass die jeweilige Fließspannung bei der niedrigsten und höchsten Umformgeschwindigkeit vergleichbar mit dem Umformgrad ansteigt, wohingegen dazwischen mit Erhöhung der Umformgeschwindigkeit die Steigung der Kurven zuerst ab- und dann zunimmt. Diese Verläufe geben das Zusammenspiel der ver- und entfestigenden Einflüsse wieder (vgl. 2.4.6, S. 29 f.). Bei Vergleich der Kurven der beiden Werkstoffe wird deutlich, dass die geschwindigkeitsabhängigen Verfestigungseinflüsse bei 100Cr6 stärker ausgeprägt sind. Da bei  $\varphi = 0,1$  der Einfluss der Stirnflächenreibung und der adiabatischen Erwärmung gering ist, spiegelt die geschwindigkeitsabhängige Entwicklung der mittleren wahren Spannung bei diesem Umformgrad weitgehend die Entwicklung der Fließspannung wieder.

### 8.2.2 Einfluss der Temperatur

Bei beiden Werkstoffen nimmt die mittlere wahre Spannung bei  $\dot{\varphi} \approx 950 \frac{1}{s}$ ,  $\varphi = 0,1$  annähernd linear mit der Temperatur ab (Abbildungen 8.10, 8.11 links, S. 101). Am Verlauf der Trends wird ersichtlich, dass die temperaturbedingte Entfestigung des Werkstoffs 20CrMo5 annähernd doppelt so hoch ist wie jene von 100Cr6. Ein Spannungsanstieg aufgrund der bei diesen Werkstoffen im Bereich von  $200 \text{ °C} \leq \vartheta \leq 550 \text{ °C}$  bei  $\dot{\varphi} = 0,01 \frac{1}{s}$  auftretenden Blausprödigkeit (Abbildung 8.11 rechts, S. 101) [GRUB14] ist bei  $\dot{\varphi} \approx 950 \frac{1}{s}$  nicht zu erkennen. Ähnliche Tendenzen sind auch bei anderen ferritischen Stählen mit Erhöhung der Umformgeschwindigkeit zu beobachten [DOEG86].

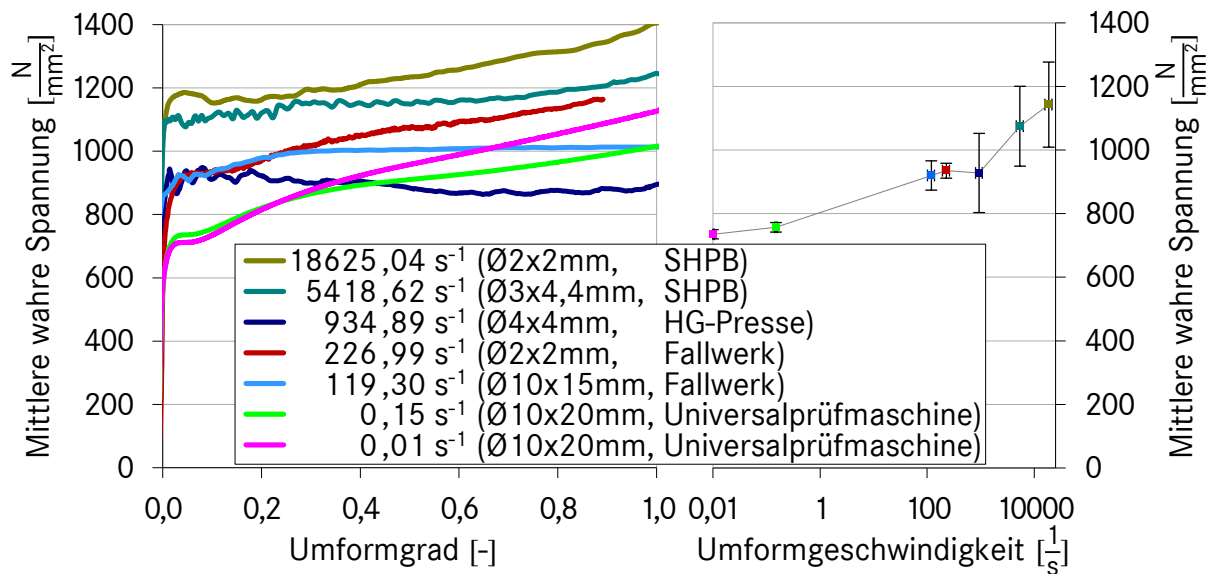


Abbildung 8.8: Versuchswerkstoff 100Cr6, entfettet, RT: Verläufe der mittleren wahren Spannung bei unterschiedlichen Umformgeschwindigkeiten (links) sowie abgeleiteter Zusammenhang zwischen Umformgeschwindigkeit und mittlerer wahrer Spannung bei  $\varphi = 0,1$  (rechts)

### 8.2.3 Einfluss der Tribologie

Die auf verschiedenen Anlagen durchgeführten Versuche lassen keinen eindeutigen Schluss auf die Veränderung des Reibwerts mit der Geschwindigkeit zu (Abbildung 8.12 oben links, S. 102). Sein Mittelwert ist bei  $v \leq 4 \frac{m}{s}$  weitgehend konstant, hat bei  $v = 15 \frac{m}{s}$  ein Maximum und nimmt dann bei  $v = 17 \frac{m}{s}$  wieder leicht ab. Die hohe Standardabweichung kommt sowohl durch Reibwertunterschiede zwischen den Proben als auch durch Unterschiede zwischen Ober- und Unterseite der einzelnen Proben zustande. Bei  $v \geq 4 \frac{m}{s}$  stammen die höheren Reibwerte fast ausnahmslos von der Probenunterseite, wohingegen die geringeren Werte der Probenoberseite zuzuordnen sind. Dies kann sowohl in den Geschwindigkeitsunterschieden entlang der vertikalen Probenachse (vgl. 7.2.4, S. 79 f.) als auch in marginalen Unterschieden der Adhäsionsneigung zwischen Stempel und Gegenstempel begründet sein. Ein Einfluss des Werkstückwerkstoffes sowie des Umformgrades kann nicht festgestellt werden.

Versuche, die bei den höchsten abgebildeten Geschwindigkeiten mit Schmierung durch MoS<sub>2</sub>-Paste bzw. ALS40 durchgeführt wurden, ergeben eine Verringerung sowohl des Reibwerts als auch dessen Standardabweichung. Da die Schmierung nichts an den Geschwindigkeitsunterschieden entlang der Probenachse ändert, jedoch die

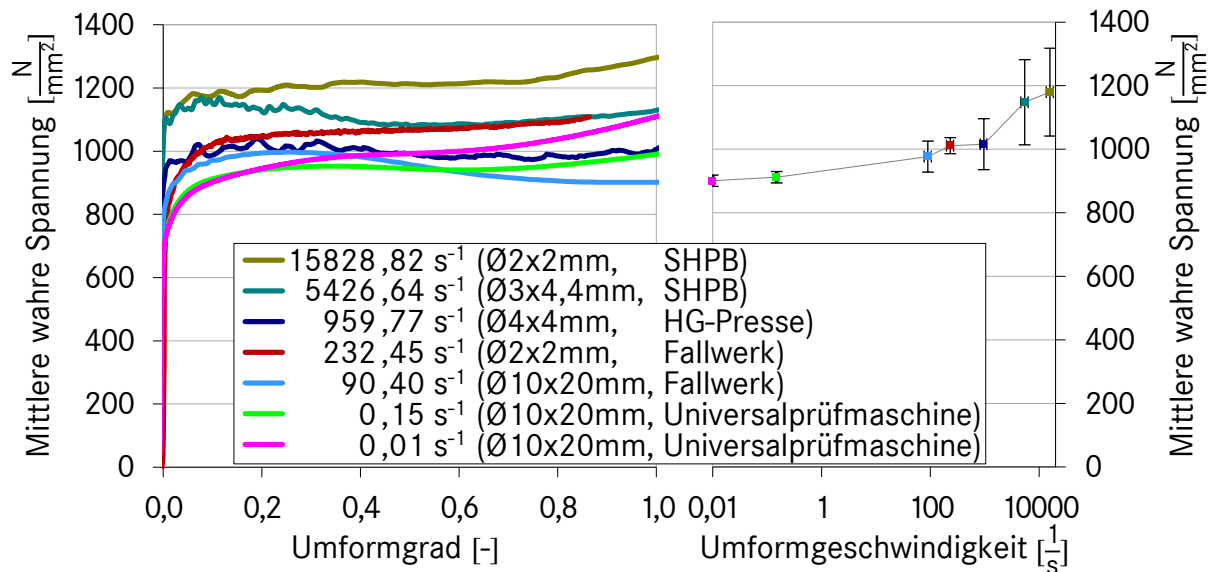


Abbildung 8.9: Versuchswerkstoff 20CrMo5, entfettet, RT: Verläufe der mittleren wahren Spannung bei unterschiedlichen Umformgeschwindigkeiten (links) sowie abgeleiteter Zusammenhang zwischen Umformgeschwindigkeit und mittlerer wahrer Spannung bei  $\varphi = 0,1$  (rechts)

Adhäsion unterbindet, liegt hier ein Indiz dafür vor, dass die hohe Standardabweichung bei den Versuchen im entfetteten Zustand von Werkzeug und Probe durch mikroskopische Adhäsionen entsteht, die nicht vollkommen reproduzierbar sind.

Weiteren Einfluss auf den Reibwert kann die reibbarkeitsinduzierte Erwärmung der Stirnseiten der Ringstauchproben haben (Abbildung 8.12 unten, S. 102). Die Ergebnisse der mit der HG-Pressen bei unterschiedlichen Vorwärmtemperaturen durchgeführten Versuche indizieren einen sprunghaften Anstieg des Reibwerts bei  $325^\circ \text{C} < \vartheta < 420^\circ \text{C}$  (Abbildung 8.12 oben rechts, S. 102). Bei der Vorwärmung der Proben kommt es zu Oxidation, deren Einfluss für die Deutung der Ergebnisse entscheidend ist. Hier wird jedoch sowohl von reibwertreduzierenden [LI96] als auch reibwert erhöhenden Effekten berichtet [OSAK00]. Da während der kurzen Prozesszeiten beim Hochgeschwindigkeitsstauchen keine Oxidation auftreten kann und keine eindeutigen Erkenntnisse über die Wirkung der Oxidschicht vorliegen, sind die mit vorgewärmten Proben erzielten Ergebnisse nur bedingt auf das Hochgeschwindigkeitsstauchen übertragbar. Die bei unterschiedlichen Stempelgeschwindigkeiten erzielten Ergebnisse sind tragfähiger.

Es kann subsumiert werden, dass für die beim Ringstauchen wirkenden Normalspannungen ein Reibwert von  $\mu = 0,1$  ermittelt wurde und dass dieser bei  $15 \frac{m}{s} \leq v \leq 17 \frac{m}{s}$

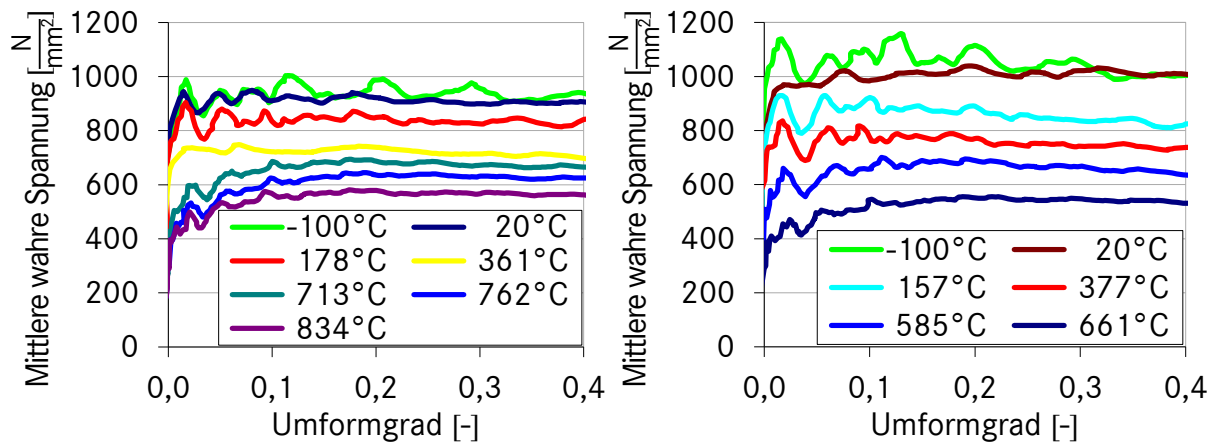


Abbildung 8.10: Verläufe der mittleren wahren Spannung bei unterschiedlichen Temperaturen,  $\varnothing 4 \times 4$  mm entfettet, HG-Pressen,  $\dot{\varphi}_0 \approx 950 \frac{1}{s}$ : Versuchswerkstoff 100Cr6 (links) sowie 20CrMo5 (rechts)

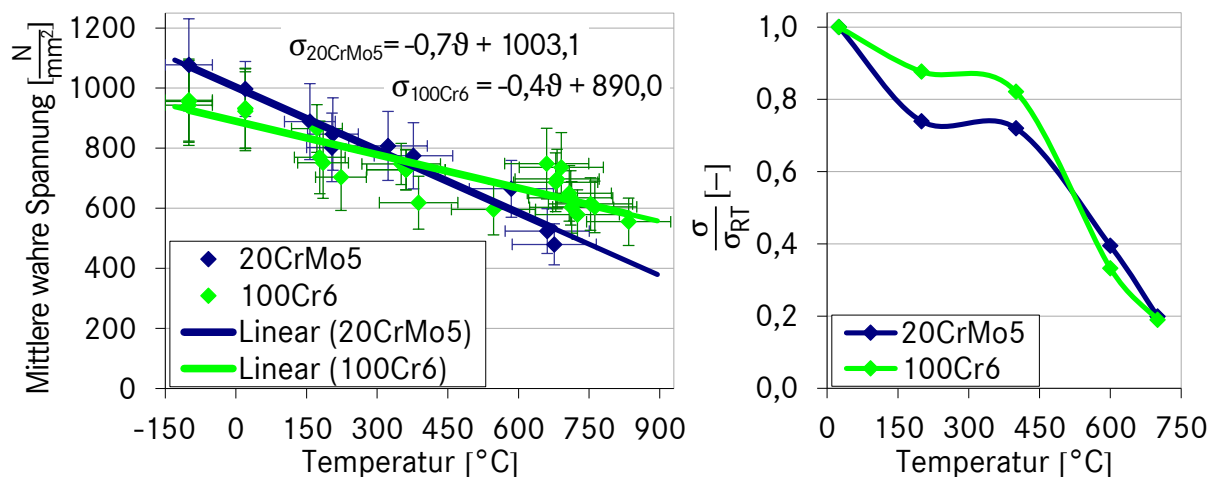


Abbildung 8.11: Änderung der mittleren wahren Spannung mit der Temperatur bei  $\varphi = 0,1$ : HG-Pressen,  $\dot{\varphi}_0 \approx 950 \frac{1}{s}$  (links – Messwerte u. a. aus Abbildung 8.10); Universalprüfmaschine,  $\dot{\varphi}_0 = 0,01 \frac{1}{s}$  (rechts) n. [GRUB14]

leicht ansteigt. Durch weitere Untersuchungen anhand von Zylinderstauchversuchen mit den Versuchswerkstoffen bei  $\nu = 0,2 \frac{m}{s}$  wurden mittels simulativen Vergleichs und inverser Parameterbestimmung  $\mu_{100Cr6} = 0,19$  und  $\mu_{20CrMo5} = 0,22$  ermittelt [GRUB16; GRUB14]. Ergebnisse anderer Untersuchungen existieren für beide Größenordnungen, wobei die höheren Werte häufiger vertreten sind (Abbildung 2.8, S. 14).

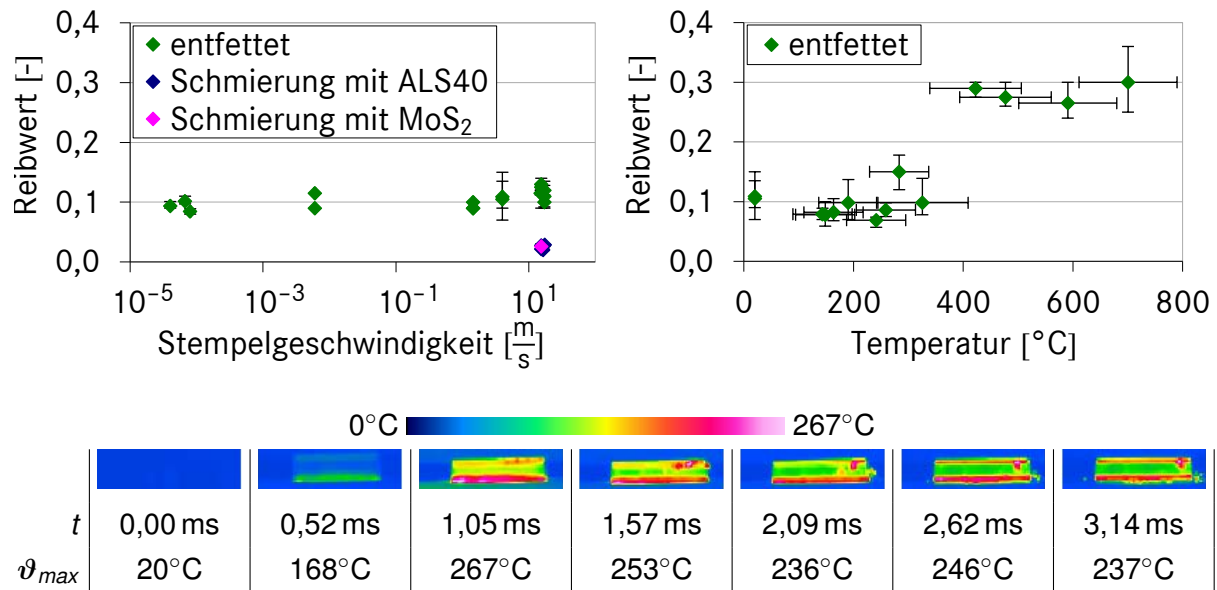


Abbildung 8.12: Abhängigkeit des Reibwerts von der Stempelgeschwindigkeit bei RT (oben links) und Vorwärmtemperatur bei  $v_0 = 4 \frac{m}{s}$  (oben rechts); Erwärmung der Stirnflächen während des Stauchens bei RT,  $v_0 = 4 \frac{m}{s}$  (unten – Das Stauchen ist nach 1 ms beendet.)

### 8.2.4 Einfluss der Wärmedissipation

Wie erwartet kommt es im adiabatischen Fall zu einer signifikanten Erwärmung der Proben durch Wärmedissipation (Abbildung 8.13). Diese führt einige Sekunden nach der Umformung zur Oxidation, die sich in einer farblichen Veränderung der Probenoberfläche widerspiegelt (z. B. sichtbar in Abbildung 8.18, S. 106).

Die aus der Umformarbeit entstehende Temperaturerhöhung kann im adiabatischen Fall mit Gleichung 2.7 (S. 20) berechnet werden. Da  $0,9 \leq \beta \leq 1$  (vgl. 2.4.1, S. 17 f.), ist der größte Einflussfaktor auf  $d\vartheta$  die spezifische Wärmekapazität  $c_p$  des Werkstoffs. Da mit Literaturwerten von  $c_p$  stets eine deutlich ausgeprägtere Temperaturerhöhung berechnet wurde als Temperaturmessungen und Anlassfarben indizieren, wurde die Ermittlung der spezifischen Wärmekapazitäten der Werkstoffe beim Fraunhofer IWU, Chemnitz in Auftrag gegeben. Abbildung 8.14 stellt die ermittelten Werte denjenigen aus der Literatur gegenüber. Es wird deutlich, dass Letztere zum einen den Anstieg der Wärmekapazitäten mit der Temperatur unterschätzen und zum anderen die Vervielfachung der Wärmekapazität im Bereich der Austenitisierungstemperatur vollkommen ignorieren.



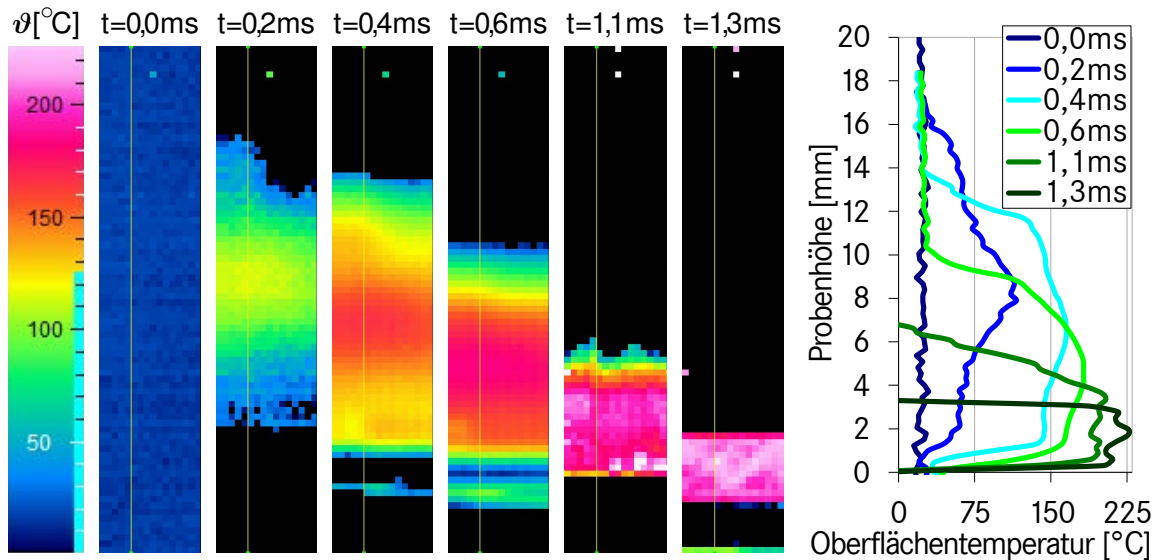


Abbildung 8.13: Thermografiemessung der Probentemperatur während des Stauchens und abgeleitete Temperaturverläufe (Messstrecke ist in den Thermogrammen gelb gekennzeichnet)<sup>10</sup>,  $\dot{\varphi}_0 = 880 \frac{1}{s}$

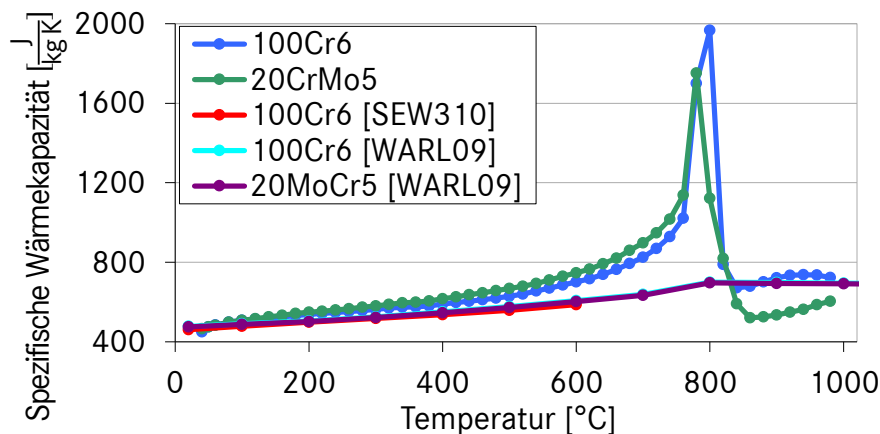


Abbildung 8.14: Einfluss der Temperatur auf die spezifische Wärmekapazität

### 8.2.5 Abhängigkeit der Fließspannung von Umformgeschwindigkeit und Temperatur

Zur Darstellung der Fließspannung müssen die Werte der mittleren wahren Spannung von den Einflüssen der Stirnflächenreibung und der Wärmedissipation bereinigt werden. Der Einfluss der Stirnflächenreibung kann mit Gleichung 2.10 (S. 31), beispielsweise bei  $h = \varnothing = 4 \text{ mm}$  und  $\mu = 0,2$  zu 12%, abgeschätzt werden.

<sup>10</sup>In den mittleren zwei Bildern ist zusätzlich zur Probenerwärmung eine Reflexionen der Wärmestrahlung am Unterwerkzeug sichtbar. Die sich während des Stauchens verändernde vertikale Position der Probe ist im Diagramm derart berücksichtigt, dass sich dieses auf die jeweilige tatsächliche momentane Probenhöhe bezieht.

Der Einfluss der adiabatischen Erwärmung wird anhand der Spannungswerte bei  $\dot{\varphi} = 200 \frac{1}{s}$  in Abbildung 8.8 und 8.9 (S. 99 f.) deutlich. Aufgrund des kleineren Probenmaßes liegt bei dieser Umformgeschwindigkeit im Gegensatz zu den rechts- und linksseitig direkt benachbarten Werten kein vollkommen adiabatischer Zustand vor (vgl. 7.2.1, S. 71). Mit Gleichung 2.7 (S. 20) kann die adiabatische Temperaturerhöhung bei  $\varphi = 0,1$  zu  $d\vartheta \approx 27^\circ C$  abgeschätzt werden. Bei  $\dot{\varphi} = 200 \frac{1}{s}$  würde diese bei 20CrMo5 zu einem Fließspannungsabfall von ca. 2% führen (vgl. 8.2.2, S. 98 f.), womit der entsprechende Spannungswert dem Trend entspräche.

Basierend auf den Ergebnissen der letzten Abschnitte wurden die Spannungswerte um den Einfluss der Stirnflächenreibung und der adiabatischen Erwärmung bereinigt. Abbildung 8.15 veranschaulicht die Wirkung der Umformgeschwindigkeit in doppelt logarithmischer Darstellung. Typisch ist der geradenförmige Verlauf [DOEG86]. Es wird deutlich, dass die geschwindigkeitsabhängige Verfestigung beim Versuchswerkstoff 100Cr6 stets höher ist als bei 20CrMo5 und dass sie signifikant mit der Temperatur steigt. Diese Temperaturabhängigkeit der geschwindigkeitsabhängigen Verfestigung ist auch für andere Stähle charakteristisch (vgl. 2.4.1, S. 17).

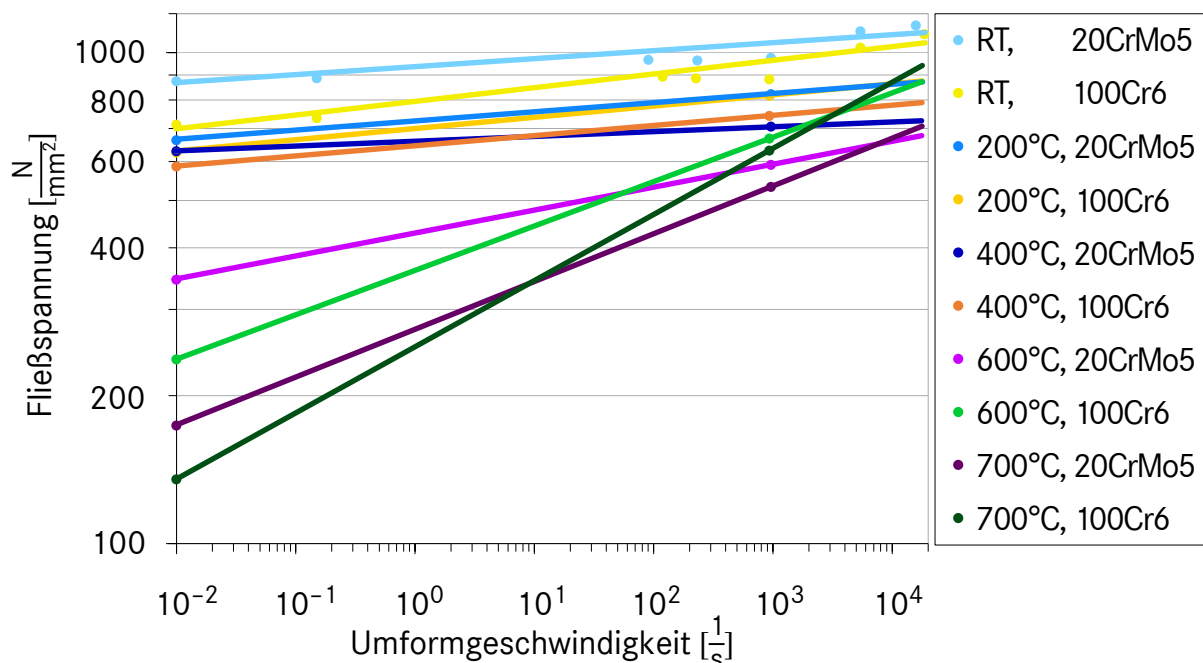


Abbildung 8.15: Ermittelte Fließspannungswerte bei unterschiedlichen Umformgeschwindigkeiten und Temperaturen sowie Approximation der Verläufe durch Geraden,  $\varphi = 0,1$

### 8.3 Veränderung der Formänderungsgrenzen

#### 8.3.1 Rissentstehung und -ausbreitung

Hinsichtlich vier Umformgeschwindigkeiten im Bereich  $0,01 \frac{1}{s} \leq \dot{\varphi} \leq 260 \frac{1}{s}$  wurde der Einfluss der Umformgeschwindigkeit auf die Rissinitiierung systematisch mittels gestoppter Zylinderstauchversuche untersucht. In Abbildung 8.16 sind der Verlauf der Rissbildung an der Mantelfläche der Proben sowie in Abbildung 8.17 die Umformgrade, bei denen jeweils erstmals mikroskopische Rissbildung erkennbar ist, illustriert.

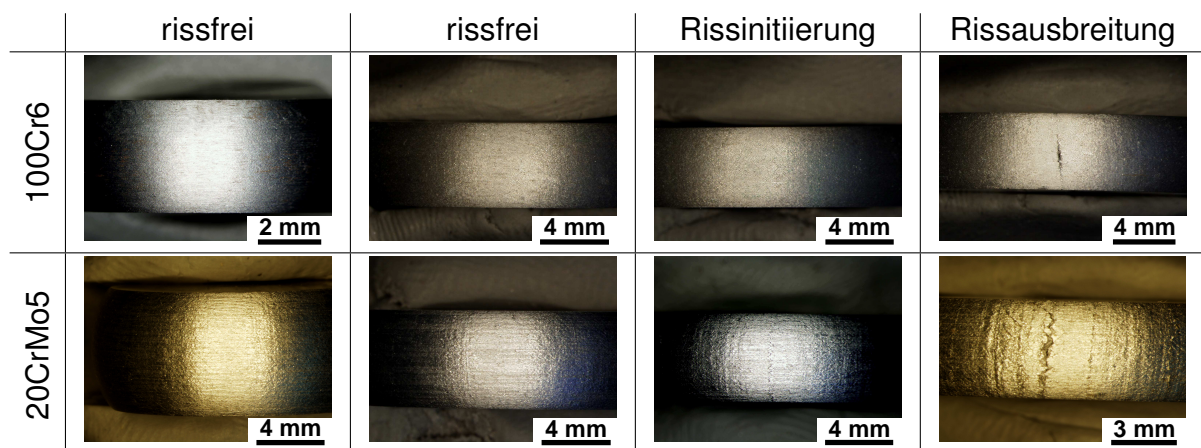


Abbildung 8.16: Verlauf der Rissbildung an der Mantelfläche der Proben während des Stauchens, Proben  $\varnothing 10 \times 20$  mm – Formänderungsvermögen ist bei Rissinitiierung erschöpft

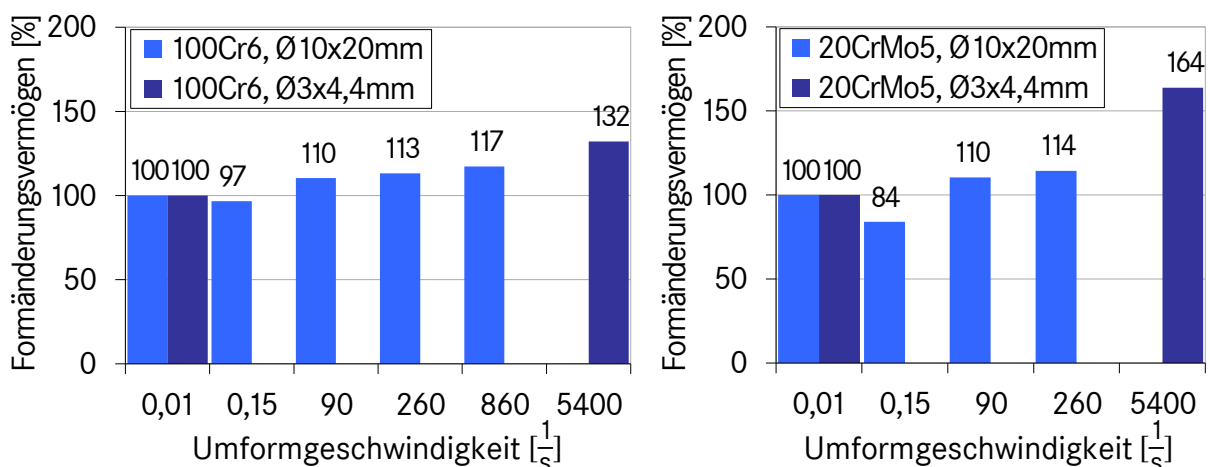


Abbildung 8.17: Einfluss der Umformgeschwindigkeit (Werte gerundet) auf die Rissinitiierung, entfettet, RT

Offenkundlich nimmt das durch die Rissbildung begrenzte Formänderungsvermögen bei Erhöhung der Umformgeschwindigkeit zunächst ab und dann zu. Die Reduktion der Umformgrenze bei  $\dot{\varphi} = 0,15 \frac{1}{s}$  kann mit dynamischer Reckalterung erklärt werden. Letztendlich kann das Formänderungsvermögen um mindestens 32 % gegenüber dem Ursprungswert gesteigert werden. Dabei verändert sich die Art der Rissentstehung nicht. Bei Erhöhung der Umformgeschwindigkeit treten die Risse erst bei höherem Umformgrad auf und breiten sich dann bei fortschreitender Umformung weniger stark ins Probeninnere aus (vgl. Abbildung 8.18 links mit Abbildung 8.20 unten, S. 108).

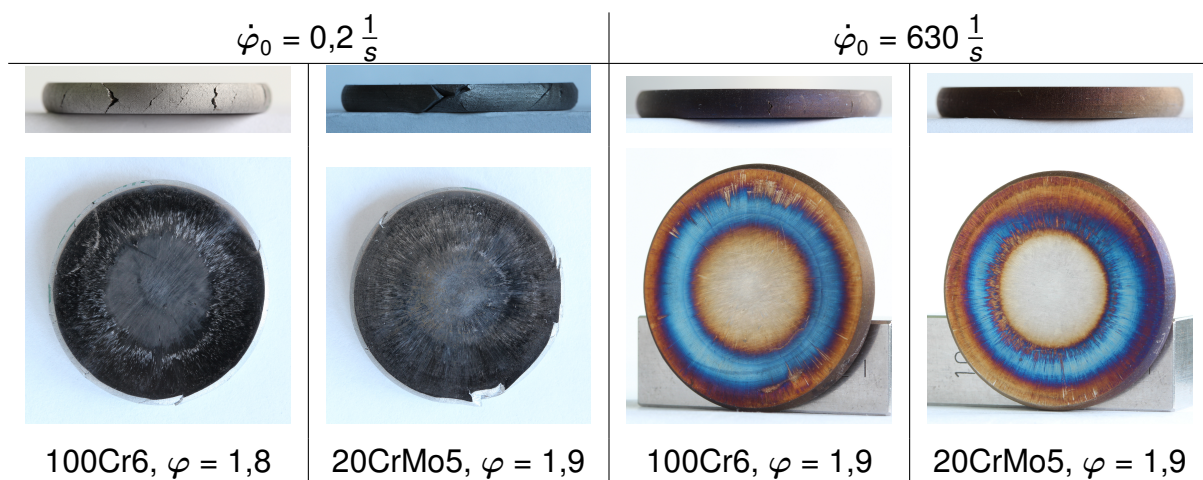


Abbildung 8.18: Vergleich der Rissinitiierung und -ausbreitung bei unterschiedlichen Umformgeschwindigkeiten, Raumtemperatur

### 8.3.2 Makroskopisches Umformverhalten

Durch Erhöhung der Umformgeschwindigkeit können im Zylinderstauchversuch deutlich höhere Umformgrade realisiert werden. So kann  $\varphi > 2,5$  im Versuch bei Raumtemperatur und  $\dot{\varphi} = 10^3 \frac{1}{s}$  realisiert werden, wohingegen ein entsprechendes Bestreben bei  $\dot{\varphi} = 10^{-2} \frac{1}{s}$  selbst bei Schmierung der Proben mit MoS<sub>2</sub>-Paste unweigerlich zum Versagen der Werkzeuge führt (Abbildung 8.19). Demnach sind solche Umformgrade bei geringen Umformgeschwindigkeiten nur durch Warmumformen zu realisieren, mit der eine starke Verzunderung der Werkstücke einhergeht. Hingegen werden bei hohen Umformgeschwindigkeiten hochglänzende, spiegelnde Oberflächen erzielt, die bei Draufsicht schwarz erscheinen (Abbildung 8.20 unten, S. 108; Abbildung A 7, S. A-4).

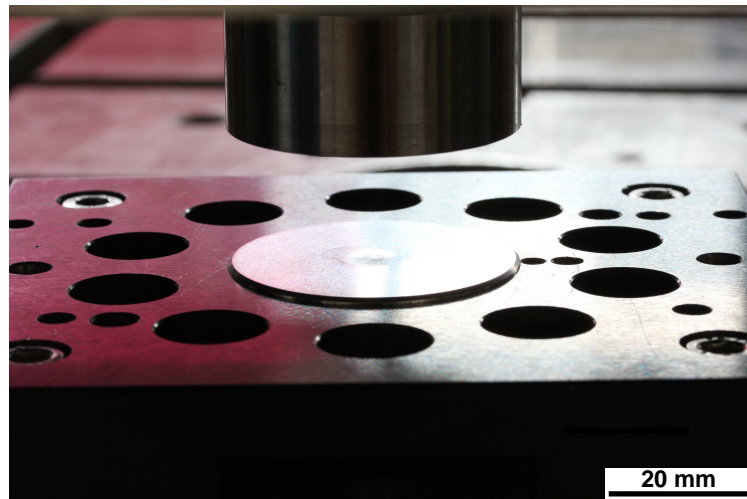


Abbildung 8.19: Versagen der Hartmetallstempel beim Versuch,  $\varphi = 2$  mit Proben  $\text{Ø}4 \times 4 \text{ mm}$  bei  $\dot{\varphi} = 10^{-2} \frac{1}{\text{s}}$  zu realisieren

Die Verbesserung des Werkstoffflusses ist bei den höchsten getesteten Umformgeschwindigkeiten am deutlichsten ausgeprägt. Hier konnten völlig plane Stirnflächen realisiert werden (Abbildung A 8, S. A-5). Durch Vergleich der Kontur der Mantelflächen mit Abbildung 2.9 (S. 16) kann darauf geschlossen werden, dass die Umformung durch Trägheitskräfte unterstützt wurde.

Bei Umformung der Proben  $\text{Ø} 10 \times 20 \text{ mm}$  mit der Impact-Anlage wurde deutlich, dass bei hohen Umformgraden im fettfreien Zustand eine starke Adhäsionsneigung besteht, die im Verlauf der Umformung zum Ausbrechen von Partikeln aus der Werkzeugoberfläche führt. Folglich ist eine lange Werkzeugstandzeit nur mit geeigneter Schmierung bzw. Beschichtungen möglich. Möglicherweise können Entwicklungen aus dem Bereich des Umformens [KRAU16; SCHR16; OPEL17] und Hochgeschwindigkeitsscherschneidens anwendbare Ansätze liefern [KEUN15; BART16].

### 8.3.3 Mikroskopisches Umformverhalten mit Versuchswerkstoff 20CrMo5

Da die kugeligen Chromkarbide des Versuchswerkstoffs 100Cr6 die optische Beurteilung von Gefügeausprägungen sehr erschweren, wird im Folgenden nur auf den Versuchswerkstoff 20CrMo5 eingegangen. Die Schliffbilder der bei unterschiedlichen Umformgeschwindigkeit gestauchten Proben machen ersichtlich, dass sich die Verformungsverteilung innerhalb der Probe verändert und sich die Verformungskonzentration

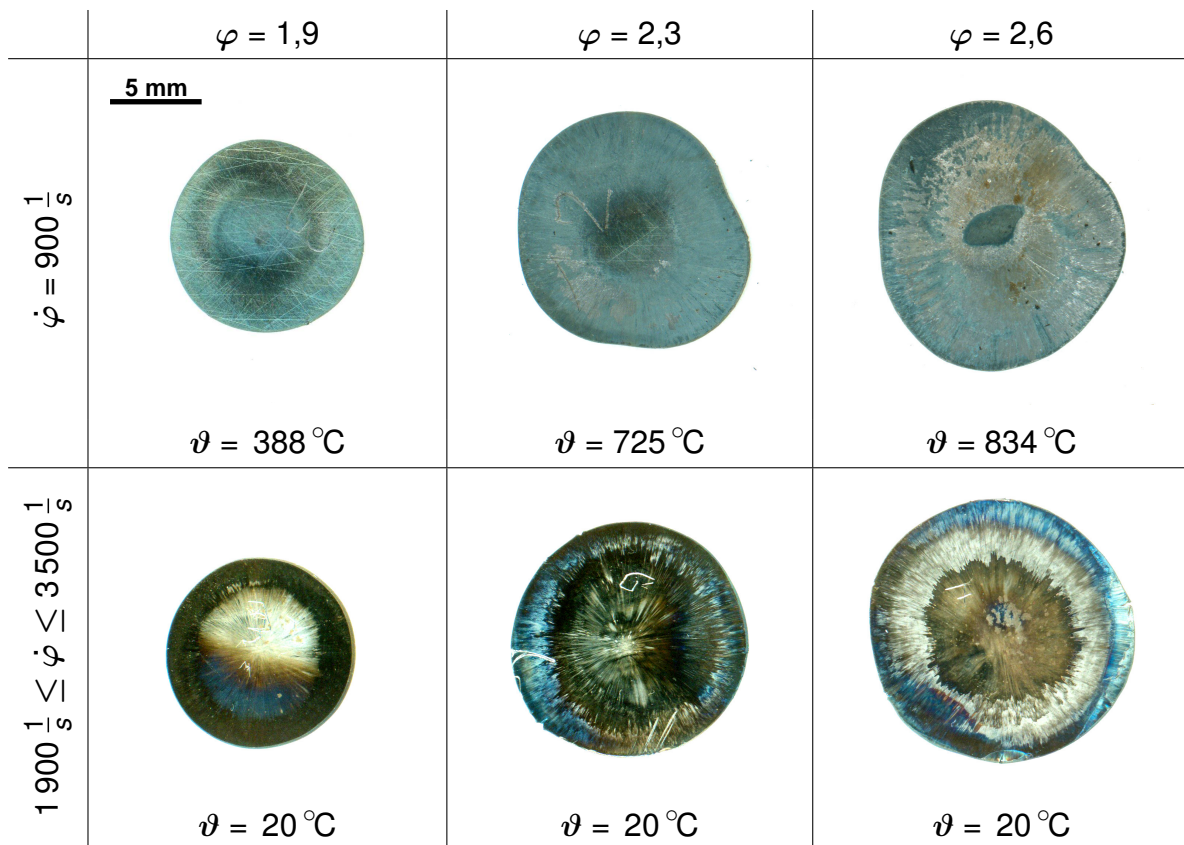


Abbildung 8.20: Erhöhung der Grenzformänderung durch Temperatur (oben) sowie Umformgeschwindigkeit (unten), Versuchswerkstoff 100Cr6, Proben  $\text{Ø}4 \times 4 \text{ mm}$

in den Schubspannungsbereichen bei  $10^1 \frac{1}{s} \leq \dot{\varphi} \leq 10^3 \frac{1}{s}$  verstärkt (vgl. Abbildung 6.2 rechts, S. 57). Härtemessungen bestätigen, dass in den Bereichen stärker verzerrten Gefüges höhere Umformgrade aufgetreten sind, die zu einer höheren Verfestigung des Werkstoffs geführt haben (Abbildung 8.21 oben). Aus der Verformungslokalisierung kann ein adiabatisches Scherband hervorgehen (Abbildung 8.21 unten). *Transformed bands* und Rissinitiierungen wurden bei keiner der Proben festgestellt.

Gemäß den Schlifffbildern in Abbildung 8.22 ist eine Verformungslokalisierung bei  $\dot{\varphi} = 10^4 \frac{1}{s}$  nicht mehr ersichtlich. Die rechts dargestellten Boxplots visualisieren die Verteilung der Mikrohärtewerte, indem sie jeweils das Minimum und Maximum, die Quartile sowie den Median darstellen.<sup>11</sup> Es ist erkennbar, dass eine höhere Spannweite der Härtewerte Verformungslokalisierungen indiziert: Mit stärkeren Lokalisierungen gehen in anderen Bereichen der Probe geringere Umformgrade einher, die ein niedrigeres Härteminimum und eine größere Anzahl von Messwerten mit vergleichsweise

<sup>11</sup>Zwischen zwei benachbarten vertikalen Linien eines Boxplots befindet sich jeweils ein Viertel der Messwerte.

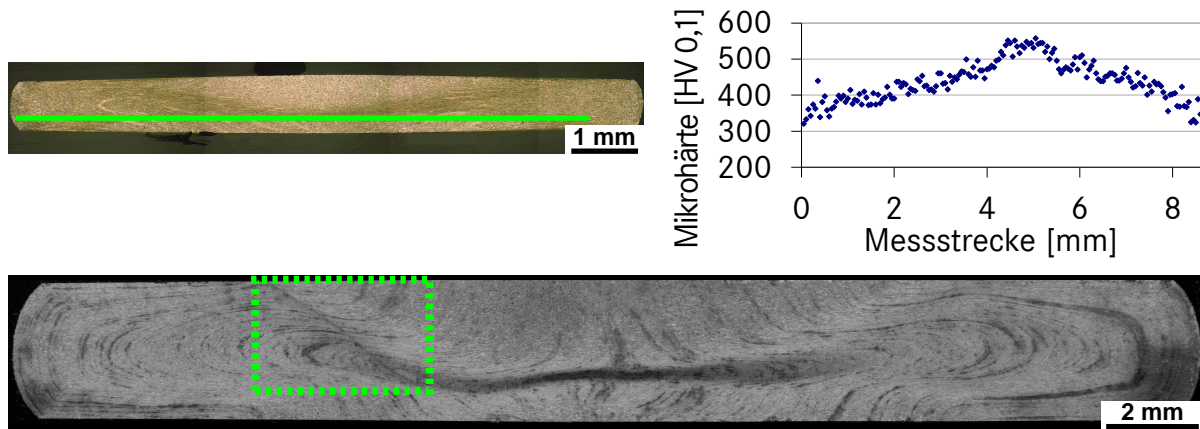


Abbildung 8.21: Gefügeausprägung mit Lokalisierung und Härteverlauf bei mit  $\dot{\varphi}_0 = 950 \frac{1}{s}$  gestauchter Probe (oben, Messstrecke ist grün markiert) sowie aus Lokalisierung hervorgegangenes adiabatisches Scherband bei  $\dot{\varphi}_0 = 870 \frac{1}{s}$  (unten, Scherband ist grün eingerahmt)

niedrigen Härtewerten zur Folge haben. Hohe Härtewerte können sowohl durch hohe Umformgrade als auch durch Seigerungszone herbeigeführt werden. Daher wird ihre Interpretation stets mit einer Begutachtung des Schlibbilds verbunden. [STER12]

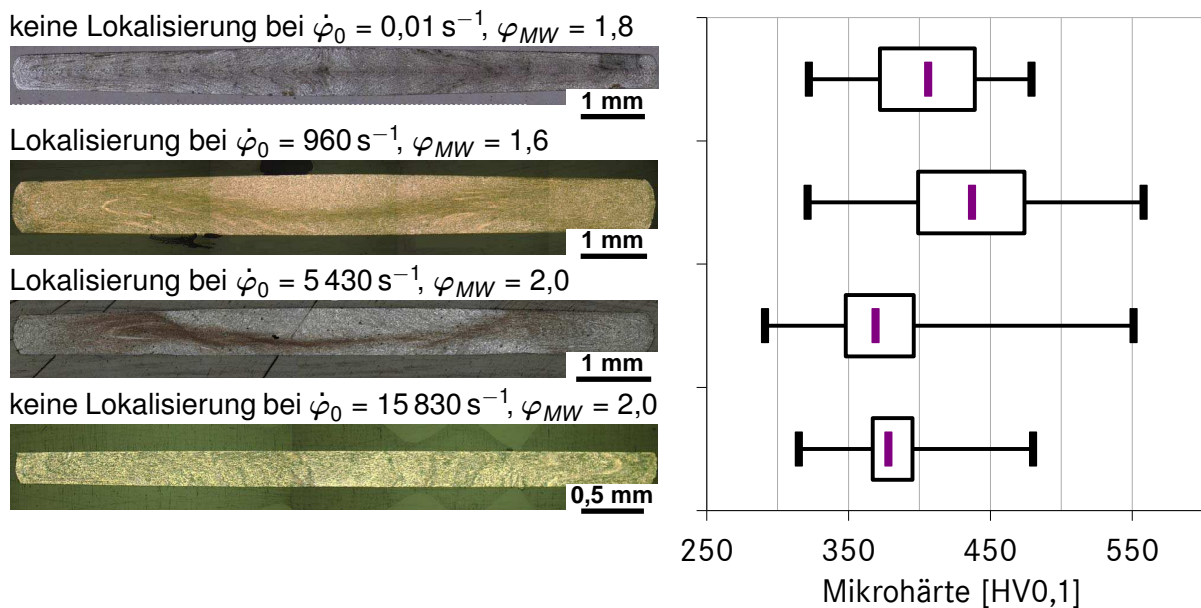


Abbildung 8.22: Schlibbilder und statistische Auswertung an diesen gemessener Mikrohärtewerte mit verschiedenen Umformgeschwindigkeiten gestauchter Proben n. [STER12]

Das mikroskopische Umformverhalten wird außer von der Umformgeschwindigkeit von der Temperatur beeinflusst. Durch Untersuchung der bei unterschiedlichen Vorwärmtemperaturen mit  $\dot{\varphi}_0 = 965 \frac{1}{s}$  gestauchten Proben wird deutlich, dass die Homogenität der Umformung bei  $\vartheta = 157 \text{ }^\circ\text{C}$  und  $\vartheta = 204 \text{ }^\circ\text{C}$  deutlich höher ist als bei Raumtempera-

tur. Demhingegen treten bei  $\vartheta = 377\text{ °C}$  und  $\vartheta = 585\text{ °C}$  ausgeprägte Lokalisierungen auf (Abbildung 8.23). Bei  $\vartheta = 661\text{ °C}$  und  $\vartheta = 676\text{ °C}$  erfolgt die Umformung wieder homogen.

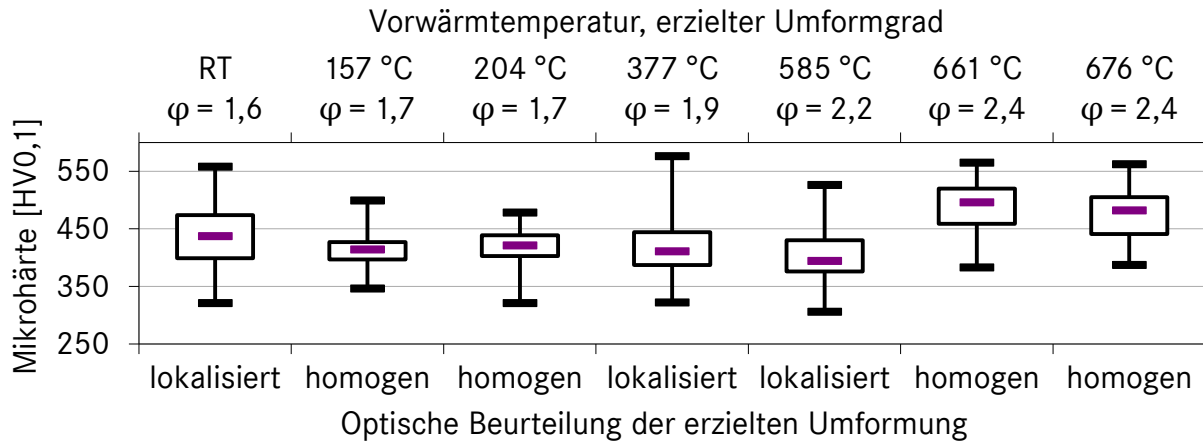
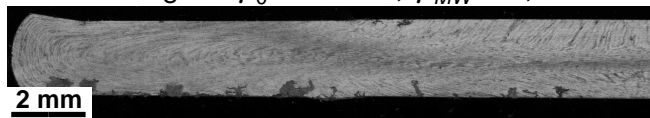


Abbildung 8.23: Statistische Auswertung der Mikrohärtewerte sowie Ergebnis der optischen Beurteilung von bei verschiedenen Temperaturen gestauchten Proben,  $\dot{\varphi}_0 \approx 965 \frac{1}{s}$

Ein weiterer Einflussfaktor auf das mikroskopische Umformverhalten ist das Gefüge. Die Untersuchung von Proben aus FP-geglühtem Werkstoff veranschaulicht die homogene Umformung bei  $\dot{\varphi} = 2550 \frac{1}{s}$ , wohingegen bei  $\dot{\varphi} = 866 \frac{1}{s}$  nach wie vor eine Lokalisierung erfolgt (Abbildung 8.24). Folglich können Lokalisierungen durch FP-Glühen nicht generell vermieden, das geschwindigkeitsabhängige Verhalten jedoch beeinflusst werden.

Lokalisierung bei  $\dot{\varphi}_0 = 866 \text{ s}^{-1}$ ,  $\varphi_{MW} = 2,3$



keine Lokalisierung bei  $\dot{\varphi}_0 = 2550 \text{ s}^{-1}$ ,  $\varphi_{MW} = 2,0$

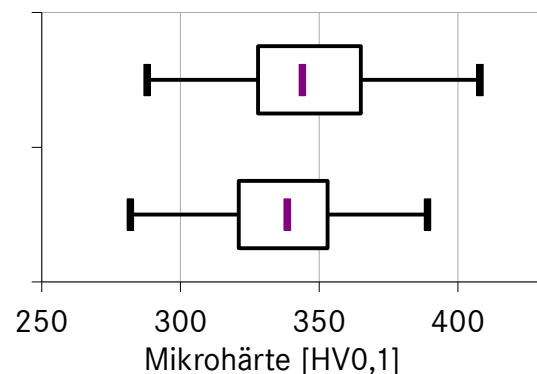
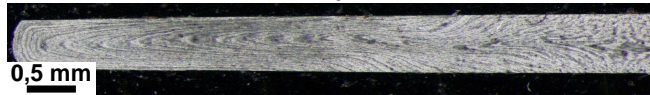


Abbildung 8.24: Schliffbilder und statistische Auswertung der an diesen gemessenen Mikrohärte- werte von Proben aus FP-geglühtem 20CrMo5 (jeweils nur linke Hälfte der Schliffbilder dargestellt)

Bei den mit  $\dot{\varphi} = 10^4 \frac{1}{s}$  umgeformten Proben ist optisch neben verformtem Ferrit und Perlit, Martensit zu erkennen (Abbildung 8.25 links). Dieses wurde durch Härtemes- sungen bestätigt, die in den Bereichen mit Martensitinseln deutlich höhere Härte- werte



indizieren (Abbildung A 9, S. A-6). Da beim realisierten Umformgrad ein Erreichen der Austenitisierungstemperatur nicht möglich ist (vgl. 8.2.4, S. 102f.), kann sich dieses Martensit nicht neu gebildet haben, sondern muss bereits vor der Umformung vorhanden gewesen und mit umgeformt worden sein.

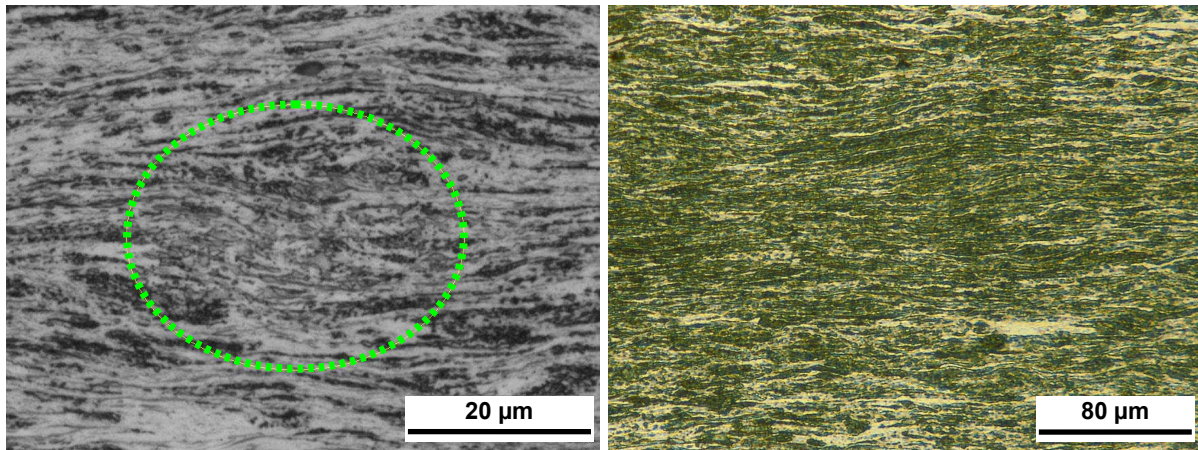


Abbildung 8.25: Detailansicht von Gefügeausschnitten nach der Umformung bei  $\dot{\varphi} = 10^4 \frac{1}{s}$  (links, Bereich mit Martensitinseln ist umrahmt) sowie  $\dot{\varphi} = 10^2 \frac{1}{s}$  (rechts), Versuchswerkstoff 20CrMo5, RT

Hier ist hervorzuheben, dass trotz des Vorhandenseins von Martensit eine sehr homogene Umformung erzielt worden ist. Verglichen mit der Umformung bei niedrigeren Umformgeschwindigkeiten (Abbildung 8.25 rechts) ist der Fluss deutlich freier erfolgt und die Gefügeausprägung nach der Umformung weniger von der ursprünglichen Anordnung der Phasen geprägt. Eine ähnliche Gefügeausprägung wie bei  $\dot{\varphi} = 10^4 \frac{1}{s}$  findet sich bei  $\dot{\varphi} = 10^2 \frac{1}{s}$  innerhalb der Lokalisierung in der Probenmitte. Dies ist ein Indiz dafür, dass sich die Umformgeschwindigkeit innerhalb der Lokalisierung deutlich erhöht hat.

## 8.4 Diskussion der Wirkungszusammenhänge

### 8.4.1 Vorhersage des mikroskopischen Umformverhaltens aus dem Spannungsverlauf

Sowohl aus den Spannungsverläufen als auch aus dem mikroskopischen Umformverhalten wird deutlich, dass es bei Erhöhung der Umformgeschwindigkeit aufgrund der adiabatischen Temperaturerhöhung der Probe zu einer Interaktion der ver- und entfestigenden Einflüsse kommt und dass diese Interaktion gezielt durch den Betrag der

Umformgeschwindigkeit und der Vorwärmtemperatur gesteuert werden kann. Aufgrund der Verstärkung der Geschwindigkeitseinflüsse bei Erhöhung der Temperatur kann hier der Effekt einer technisch ggf. schwer realisierbaren hohen Umformgeschwindigkeit bereits bei einer niedrigeren Umformgeschwindigkeit erzielt werden, wenn eine Vorwärmung der Proben erfolgt.

Ein Vergleich der Spannungsverläufe mit dem mikroskopischen Umformverhalten macht deutlich, dass eine starke Korrelation zwischen beiden besteht. Sobald der Spannungsverlauf einer Probe bei Raumtemperatur ein ausgeprägtes Maximum aufweist, kann von einer Verformungslokalisierung im Probeninneren ausgegangen werden (Abbildung 8.26). Damit ist bereits auf Basis des Verlaufs der mittleren wahren Spannung anhand Gleichung 2.9 (S. 27) eine Aussage über das Lokalisierungsverhalten möglich.

In den vorliegenden Beispielen weisen die Proben eine Lokalisierung der Umformung auf, falls der nach dem Spannungsmaximum beginnende fallende Verlauf der Kurve sich weiter fortsetzt (Abbildung 8.26). Steigt die Kurve in ihrem weiteren Verlauf wieder an, ist eine Lokalisierung nicht feststellbar (vgl. 20CrMo5,  $\dot{\varphi}_0 = 0,15 \frac{1}{s}$ ). Damit wird die Beobachtung anderer Autoren bestätigt, dass ein weiterer Spannungsabfall auf 80 % bis 90 % der Maximalspannung erforderlich ist, damit eine deutliche Lokalisierung entsteht (vgl. 2.4.5, S. 25 ff.).

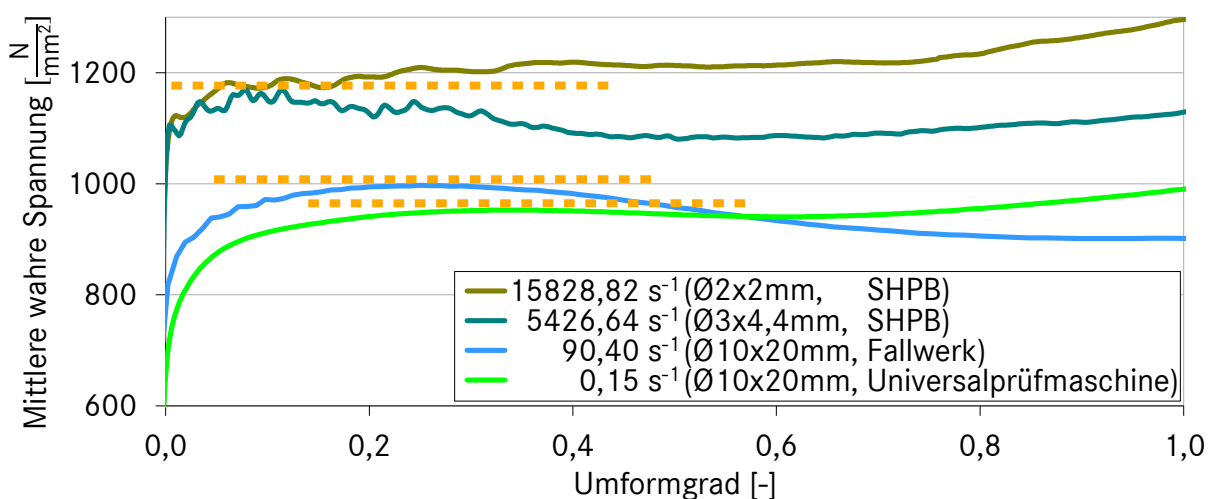


Abbildung 8.26: Spannungsverläufe von Proben mit und ohne Lokalisierung (gestrichelte Linien kennzeichnen die Maxima)

Diese Korrelation zwischen Spannungsverlauf und Lokalisierungsverhalten besteht bei vorgewärmten Proben nicht durchgängig. Nach wie vor indiziert ein monoton steigen-

der Verlauf eine homogene Umformung (Abbildung 8.23, S. 110 bei  $\vartheta \geq 661^\circ\text{C}$ ). Ein ausgeprägtes Maximum ist hingegen eine notwendige, jedoch nicht hinreichende Bedingung für eine Lokalisierung. So weisen alle Kurven bei Vorwärmtemperatur  $157^\circ\text{C} \leq \vartheta \leq 585^\circ\text{C}$  ein Maximum auf, unabhängig davon, ob eine Lokalisierung entstanden ist oder nicht.

Ein Vergleich der Spannungsverläufe homogen warmumgeformter Proben mit den Verläufen in Abbildung 2.13, S. 22 lässt vermuten, dass das ausgeprägte Maximum bei den homogen warmumgeformten Proben durch dynamische Rekristallisationsvorgänge entstanden sein könnte. Ein optischer Nachweis konnte dafür jedoch nicht erbracht werden. Da dynamische Rekristallisation eine extreme Erweiterung des Formänderungsvermögens ermöglicht, wären hier ggf. weitere Untersuchungen an dahingehend gut beurteilbaren Werkstoffen sinnvoll. Ein Nachweis von Rekristallisationsvorgängen könnte dabei mittels Transmissionselektronenmikroskopie erbracht werden [BACH04; FROM08; MURR07].

Für die Erweiterung der Formänderungsgrenzen wäre es besonders zielführend, wenn bei der Umformung von Bauteilen auf Raumtemperatur dynamische Rekristallisationsvorgänge initiiert werden könnten. Bei Betrachtung der höchsten bei  $\dot{\varphi} = 10^4 \frac{1}{\text{s}}$  ermittelten Fließspannung kann anhand der Gleichung 2.7 (S. 20) abgeschätzt werden, dass die untere Schwelle der Mindestrekristallisationstemperatur für 20CrMo5 von  $\vartheta = 550^\circ\text{C}$  bei  $\varphi \approx 1,7$  erreicht ist und die obere von  $\vartheta = 800^\circ\text{C}$  bei  $\varphi \approx 3$  (vgl. 2.4.3, S. 20 f.). Damit sollte ein Auftreten von dynamischer Rekristallisation prinzipiell möglich sein.

Bei den Versuchen mit dieser Umformgeschwindigkeit wurde  $\varphi = 2,0$  erreicht. Obwohl damit die untere Schwelle der Mindestrekristallisationstemperatur überschritten wurde, ist weder im Spannungsverlauf noch im Gefüge ein Einfluss dynamischer Rekristallisation zu erkennen. Um diese einzuleiten, müssen folglich höhere Umformgrade erreicht werden.

#### **8.4.2 Verbesserung der Fließeigenschaften und Reduktion der Werkzeugbelastung**

Das bei Erhöhung der Umformgeschwindigkeit entstehende adiabatische Verhalten führt durch die resultierende Temperaturerhöhung zum Absinken der Fließspannung

und folglich zu verbessertem Werkstofffluss und reduzierter Werkzeugbelastung (vgl. 8.3.2, S. 106 f.).

Um die bereits mehrfach diskutierten Veränderungen des Umformprozesses noch greifbarer zu machen, wurden eine isotherme und eine adiabatische Stauchung mit der FEA auf Basis der in [STER12] durchgeführten Simulationen untersucht (vgl. Abbildung A 10, S. A-7). Abbildung 8.27 veranschaulicht die Veränderung der lokalen Umformgrade, Temperaturen und Vergleichspannungen nach v. Mises (Gleichung 2.2, S. 8) bei fortschreitender Umformung unter zwei unterschiedlichen Umformgeschwindigkeiten. Die entscheidende Abweichung zwischen beiden Prozessen wird an der unterschiedlichen Temperaturverteilung im Werkstück sichtbar. Aufgrund des isothermen Zustands bei niedriger Umformgeschwindigkeit bleibt das Werkstück auf Raumtemperatur. Demgegenüber stellt sich bei der hohen Umformgeschwindigkeit eine zum Umformgrad proportionale Temperaturerhöhung ein (vgl. 2.4.2, S. 18).

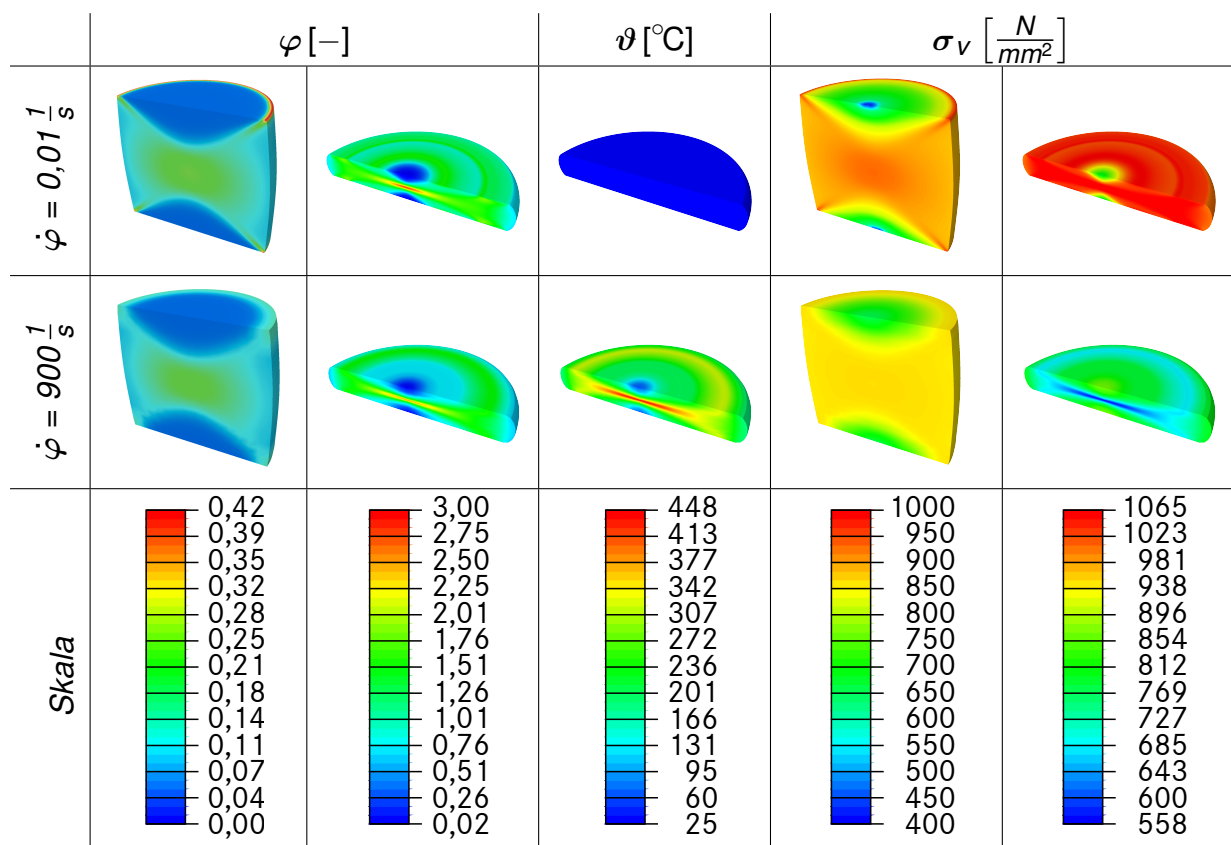


Abbildung 8.27: Verteilungen von Umformgrad, Temperatur, Spannung bei isothermer sowie adiabatischer Stauchung, Versuchswerkstoff 20CrMo5, Proben  $\text{Ø}4 \times 4 \text{ mm}$

Durch die Temperaturerhöhung reduziert sich die Fließspannung. Es resultiert eine niedrigere Vergleichsspannung im Bauteilinneren. Da für das Aufrechterhalten dieser niedrigeren Spannung geringere Kräfte ausreichen, sind die Spannungen an den Stirnflächen der Proben, über welche die Krafteinleitung erfolgt, ebenfalls niedriger. Damit ist nachvollziehbar, warum mit Erhöhung der Umformgeschwindigkeit eine geringere Werkzeugbelastung beobachtet wurde.

Um die Umformgeschwindigkeit gezielt zu erhöhen, gibt es bei der Gestaltung von Umformprozessen mehrere Stellhebel. Einer ist selbstverständlich die Werkzeuggeschwindigkeit, ein anderer die bewusste Konzentration der Umformung auf kleine Bereiche des Werkstücks anhand entsprechender Wahl der Verfahrensvariante sowie der Rohteil- und Prozessgestaltung.

## 9 Erweitern der Formänderungsgrenzen beim Napfrückwärtsfließpressen

Im vorhergehenden Kapitel wurde am Beispiel des Zylinderstauchens deutlich, dass durch Hochgeschwindigkeitsumformen mit starrem Werkzeug das Fließverhalten verbessert und die Werkzeugbelastungen reduziert werden können. Damit besteht besonderes Potenzial für eine Anwendung bei Umformverfahren, bei denen die Belastbarkeit der Werkzeuge die Verfahrensgrenzen einschränkt.

Unter den infrage kommenden Umformverfahren (vgl. Abbildung 2.1, S. 4) treten vor allem beim Kaltfließpressen die höchsten Werkzeugbelastungen auf. Innerhalb der Fließpressverfahren sind diese Belastungen beim Napfließpressen am höchsten, da hier verhältnismäßig hohe Axialspannungen auftreten, die zusätzlich mit Biege- und Knickspannungen überlagert werden. Daher werden vorzugsweise Stahlwerkstoffe mit niedriger Fließspannung und Verfestigung im besonders gut umformbaren auf kugeligem Zementit geglühtem Zustand eingesetzt. Limitiert durch die Belastbarkeit der Werkzeuge wird davon ausgegangen, dass bei Stahl keine Wanddicken realisierbar sind, die 1 mm unterschreiten (Abbildung 9.1). [HOFF12]

### 9.1 Versuchskonzeption

Um zu ermitteln, inwiefern eine Erweiterung der Formänderungsgrenzen möglich ist, soll ein Napfließpressprozess realisiert werden, bei dem die Wanddicke die oben genannte Grenze von 1 mm deutlich unterschreitet. Dabei soll untersucht werden, ob eine Umformung der Werkstoffe im durch Vorverfestigung und Seigerungszone geprägten Anlieferungszustand möglich ist. Das Werkzeug soll weitgehend aus den bereits verwendeten Werkstoffen bzw. aus Standardwerkstoffen gefertigt werden. Auf eine Armierung oder sonstige die Festigkeit maßgeblich erhöhende Maßnahmen soll verzichtet werden. Der Einfluss verschiedener Umformgeschwindigkeiten soll durch Versuche auf einer Universalprüfmaschine, der HG-Pressen sowie der Impact-Anlage ermittelt werden.



Abbildung 9.1: Werkzeugaufbau und Verfahrensprinzip beim Napfrückwärtsfließpressen n. [LANG08]

Bei der Werkzeuggestaltung werden die Hinweise von Pöhland sowie die Erfahrungen von Müller-Axt zum Napffließpressen bei hohen Werkzeuggeschwindigkeiten berücksichtigt [MÜLL68; PÖHL03; DE102012014]. Die Gestaltung der Werkstückgeometrie basiert auf analytischen Überlegungen unter Berücksichtigung der zur Verfügung stehenden Energie.

Laut Müller-Axt ist bei hoher Werkzeuggeschwindigkeit ein Flachstempel dem Standard-Fließpressstempel vorzuziehen. Damit können die wirkenden Spannungen mit der Modellvorstellung von Dipper abgebildet werden (Abbildung 9.2, Gleichung 9.1). Der mittlere Umformgrad beim Napffließpressen  $\varphi_m$  kann mit Gleichung 9.2 abgeschätzt werden. [DIPP49]

$$|\bar{p}_{St}| = |\bar{p}_{St_1}| + |\bar{p}_{St_2}| = k_{f_1} \left( 1 + \frac{1}{3} \mu_1 \frac{\varnothing_i}{b} \right) + k_{f_2} \left( 1 + \mu \frac{b}{w} \right) \quad (9.1)$$

Nach Betrachtung verschiedener Maßkombinationen mit Gleichung 9.1 wird die Wanddicke auf  $w = 0,5 \text{ mm}$  festgelegt, da unterhalb dieses Wertes die durch  $w$  beeinflusste Spannungskomponente stark ansteigt (Abbildung 9.3 links). Der Napfinnendurchmes-

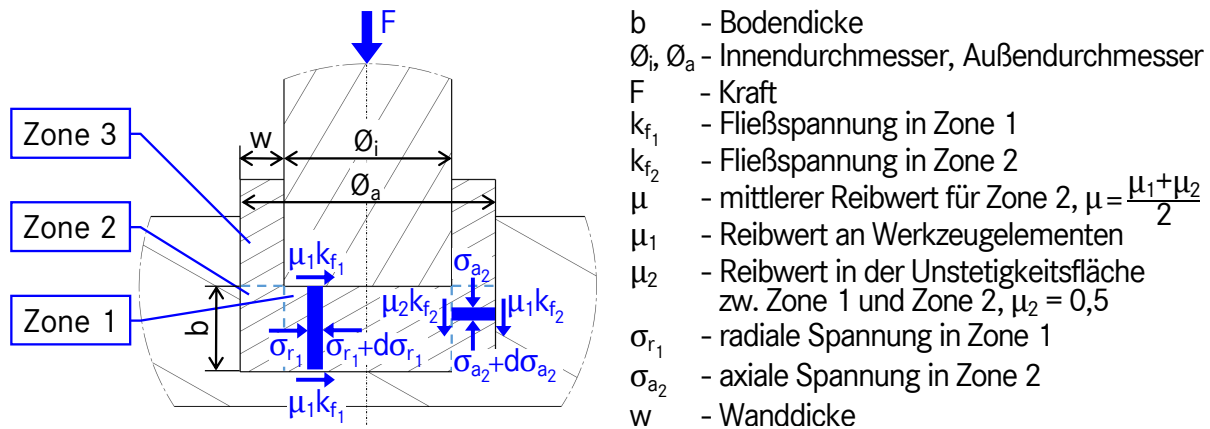


Abbildung 9.2: Modellierung der Spannungen beim Napfrückwärtsfließpressen n. [DIPP49]

ser wurde dann auf  $\varnothing_i = 8$  mm und die Rohteilhöhe auf 1 mm festgelegt. Abbildung 9.3 rechts zeigt das gewählte Prozessfenster und die Abschätzung der zu verrichtenden Umformarbeit.

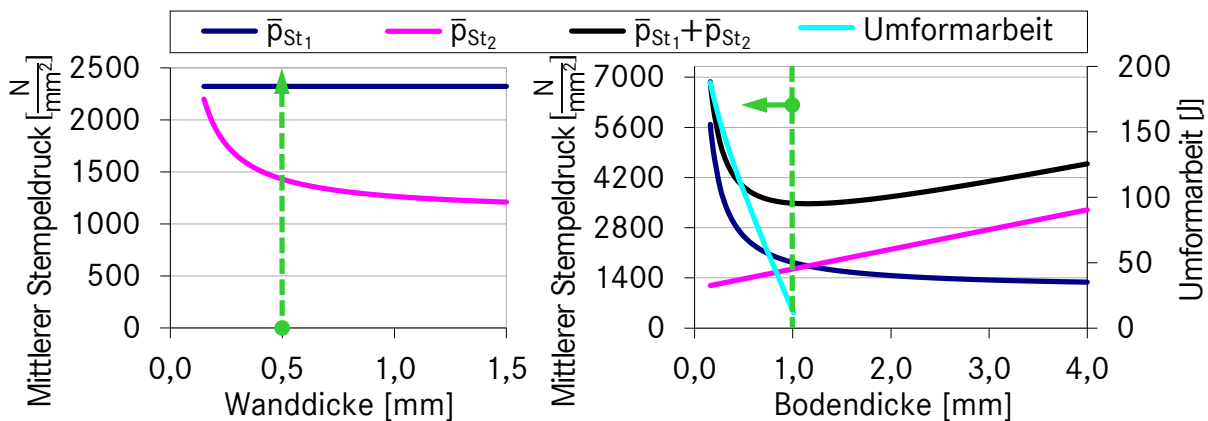


Abbildung 9.3: Errechnete Abhängigkeit der Spannungskomponenten beim Rückwärtsnapfflößpressen von der Wanddicke  $w$  bei Bodendicke  $b = 0,6$  mm (links) sowie von  $b$  bei  $w = 0,5$  mm (rechts) – Die gestrichelten Markierungen kennzeichnen den gewählten Prozessbereich.

$$\varphi_m = \varphi_1 \frac{\varnothing_i^2}{\varnothing_a^2} + \varphi_2 \frac{\varnothing_a^2 - \varnothing_i^2}{\varnothing_a^2}, \varphi_1 = \ln \left( \frac{b_0}{b_1} \right), \varphi_2 = \varphi_1 \left( 1 + \frac{\varnothing_i}{8w} \right) \quad (9.2)$$

### 9.1.1 Fließpresswerkzeuge und Rohteile

Um den Fließpressvorgang durchführen zu können, werden Zusatzkomponenten für den modularen Werkzeugsatz konstruiert (vgl. Abbildung 6.8, S. 69). Der Grundaufbau des Werkzeugs bleibt erhalten. Zwischen Stempel und Probe ist jetzt zusätzlich der



Fließpressstempel angeordnet, der im oberen Teil des Werkzeugs geführt wird (Abbildung 9.4). Die Pressbüchse ist bis zur Höhe von 1,5 mm auf  $\varnothing = 9$  mm kalibriert (ISO-Passung H6) und verbreitert sich danach auf  $\varnothing = 9,3$  mm.

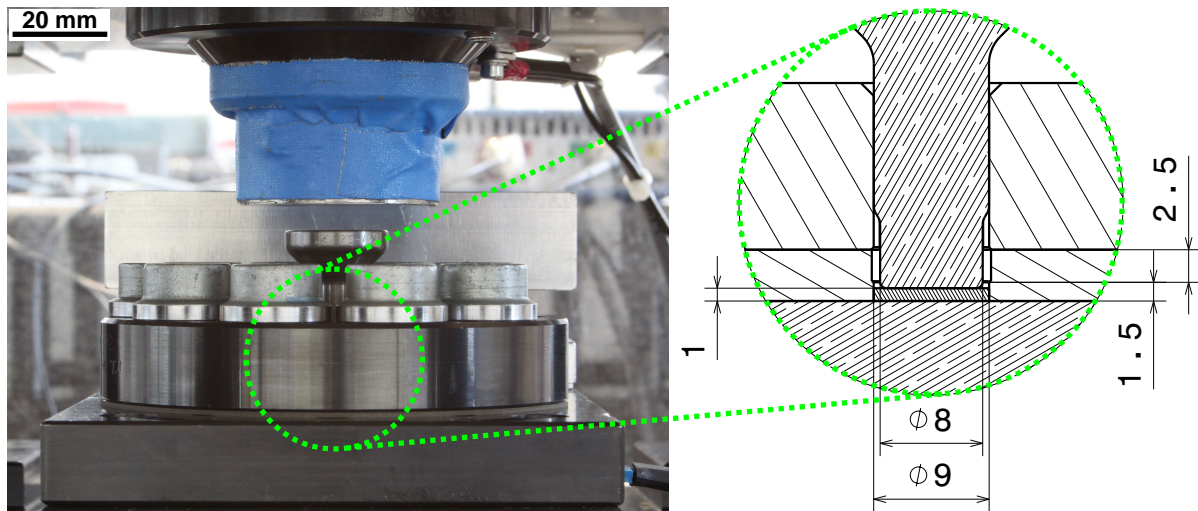


Abbildung 9.4: Konfiguration des modularen Werkzeugsatzes zum Napfflößpressen (links) und die Umformzone betreffender Bereich der Werkzeugzeichnung (rechts)

Es kommen dieselben Gegenstempel und dasselbe Werkzeugunterteil wie für das Stauchen zum Einsatz. Daher ist die dynamische Kraftmessung nach wie vor mit einem PVDF-Dünnschichtsensor möglich. Die Fließpressstempel werden gefertigt aus dem Hartmetall CTF30 [CERA07]. Für die Pressbüchse kommt der Werkzeugstahl 1.2842 [DIN4957], gehärtet auf  $HRC 62 \pm 2$  zum Einsatz. Als Rohteile werden Zylinder mit  $\varnothing = 8,99 \text{ mm} \pm 0,01 \text{ mm}$  und  $h = 1,00 \text{ mm} \pm 0,02 \text{ mm}$  aus den Versuchswerkstoffen im Anlieferungszustand verwendet.

## 9.2 Versuchsergebnisse

### 9.2.1 Erweiterung der Grenzformänderung

Abbildung 9.5 zeigt die mit den verschiedenen Anlagen umgeformten Nöpfe aus 20CrMo5. Als Schmierstoff wurde  $\text{MoS}_2$ -Paste eingesetzt. Bei der Universalprüfmaschine wurde die Umformung bei einem mittlerem Stempeldruck von  $\bar{p}_{St} = 3380 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$  beendet, um das Werkzeug nicht zu beschädigen. Es konnte eine Bodendicke von  $b = 0,80 \text{ mm}$  und damit  $\varphi_m = 0,3$  erreicht werden; bei der HG-Pressen  $b = 0,19 \text{ mm}$

und damit  $\varphi_m = 2,4$ . Mit der Impact-Anlage wurde die Bodendicke noch weiter auf  $b = 0,05$  mm reduziert und damit  $\varphi_m = 4,2$  erreicht. An den Schliffbildern ist deutlich erkennbar, dass der Werkstoff bei der Universalprüfmaschine sich kaum bewegt hat. Bei der HG-Pressen ist der Werkstoff über die Pressbüchse hinaus gerade gestiegen und hat eine konstante Wanddicke realisiert. Bei der Impact-Anlage ist der Werkstoff nach Verlassen der Pressbüchse nicht nur gerade nach oben gestiegen, sondern hat darüber hinaus den gesamten verfügbaren Raum ausgefüllt. Die Erhöhung der Grenzformänderung ist offensichtlich und in Abbildung 9.6 quantifiziert.

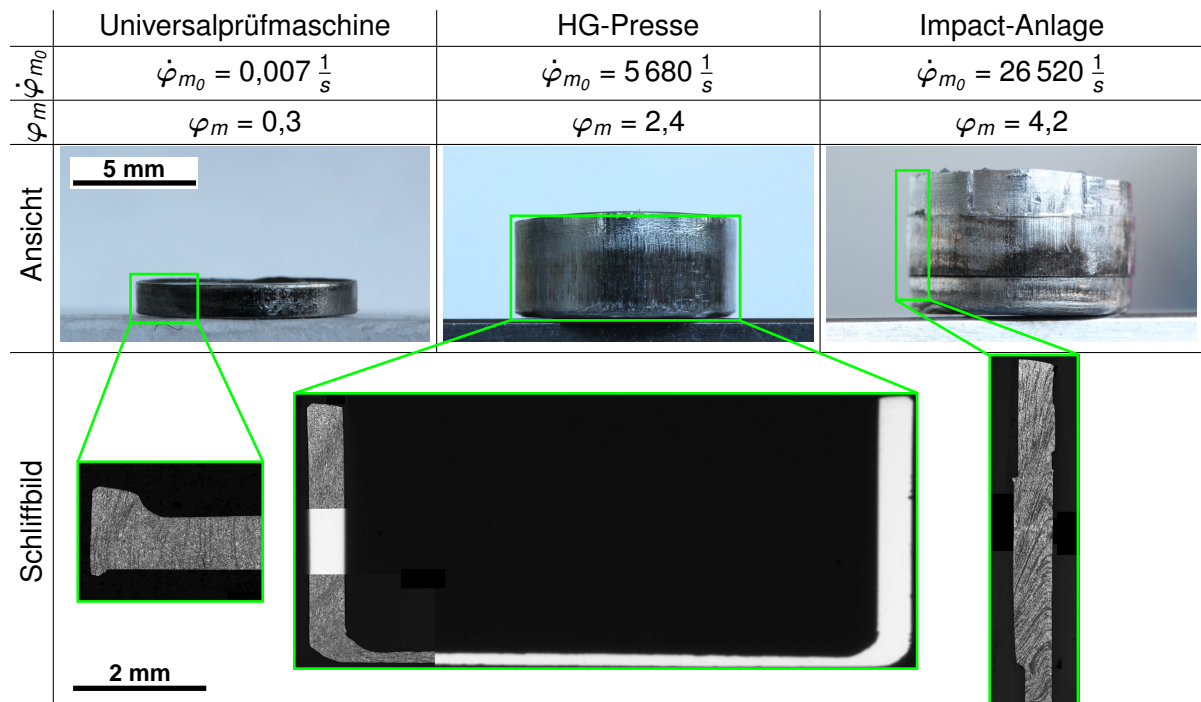


Abbildung 9.5: Erhöhung der Grenzformänderung mit steigender Umformgeschwindigkeit, Versuchswerkstoff 20CrMo5, RT (Schliffbilder aus den in den Ansichten gekennzeichneten Werkstückbereichen)

Ebenso wie 20CrMo5 konnte auch 100Cr6 mit der HG-Pressen zu Näpfen geformt werden (Abbildung 9.7). Der dargestellte Napf wurde auf der einen Seite aufgetrennt, um leichter vom Stempel abgezogen werden zu können. Dabei entstanden auch die Eindellungen an der oberen Kante. In der Ansicht von unten ist zu sehen, dass sich die Bodenkante abgehoben hat, wobei ein Grat abgeschert wurde. Dieses Abheben der Bodenkante beginnt, sobald die Bodendicke die Wanddicke unterschreitet [HOFF12].

Abbildung 9.8, S. 122 stellt den Kraftverlauf der Napfpressvorgänge auf der Universalprüfmaschine jenem auf der HG-Pressen gegenüber. Der erfasste Weg wurde so ska-

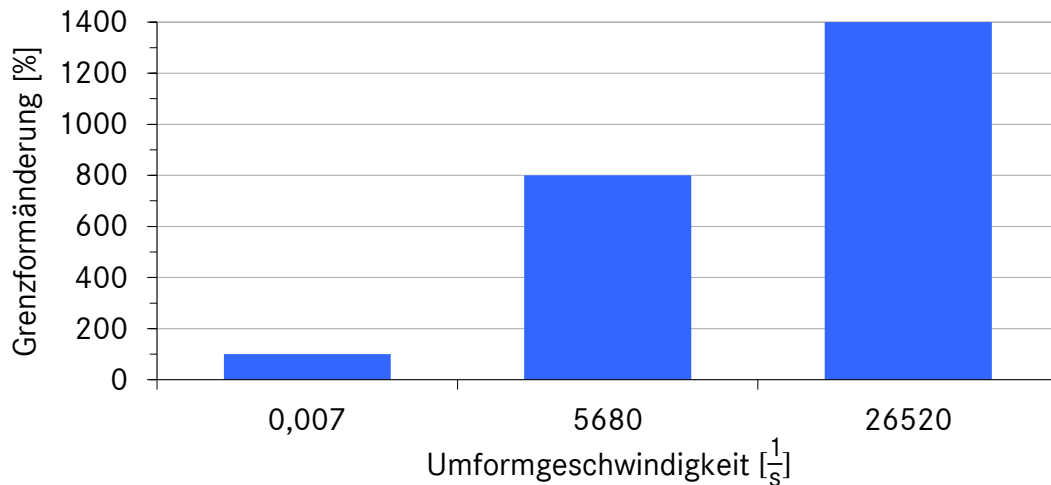


Abbildung 9.6: Einfluss der Umformgeschwindigkeit auf die Grenzformänderung, Versuchswerkstoff 20CrMo5, RT



Abbildung 9.7: Mit HG-Pressen umgeformter Napf, Versuchswerkstoff 100Cr6, RT,  $\varphi_m = 3,1$  (verschiedene Ansichten; Napf wurde nach der Umformung auf einer Seite spannd bearbeitet)

liert, dass sein plastischer Anteil der plastischen Umformung der Nöpfe entspricht. Es wird ersichtlich, dass der Kraftanstieg bei beiden Umformgeschwindigkeiten zunächst vergleichbar ist und dann nahe dem Punkt, an dem der isostatische Versuch abgebrochen wurde, bei den dynamischen Versuchen nur noch marginal steigt. Es kann abgeleitet werden, dass während des steilen Kraftanstiegs die Plastifizierung des Werkstoffs erfolgte und sich anschließend ein weitgehend freier Werkstofffluss einstellte. Dass die Umformkraft nach dem steilen Anstieg wieder abfällt, wurde auch bei anderen Untersuchungen beobachtet [SCHM68]. Dieser Effekt ist umso ausgeprägter, je geringer die Rohteilhöhe ist [KAST67]. Der sich dem Kraftabfall anschließende erneute Kraftanstieg tritt auch bei anderen Versuchen auf, wenn sich die Bodendicke 0 mm annähert [KAST67; MÜLL68].

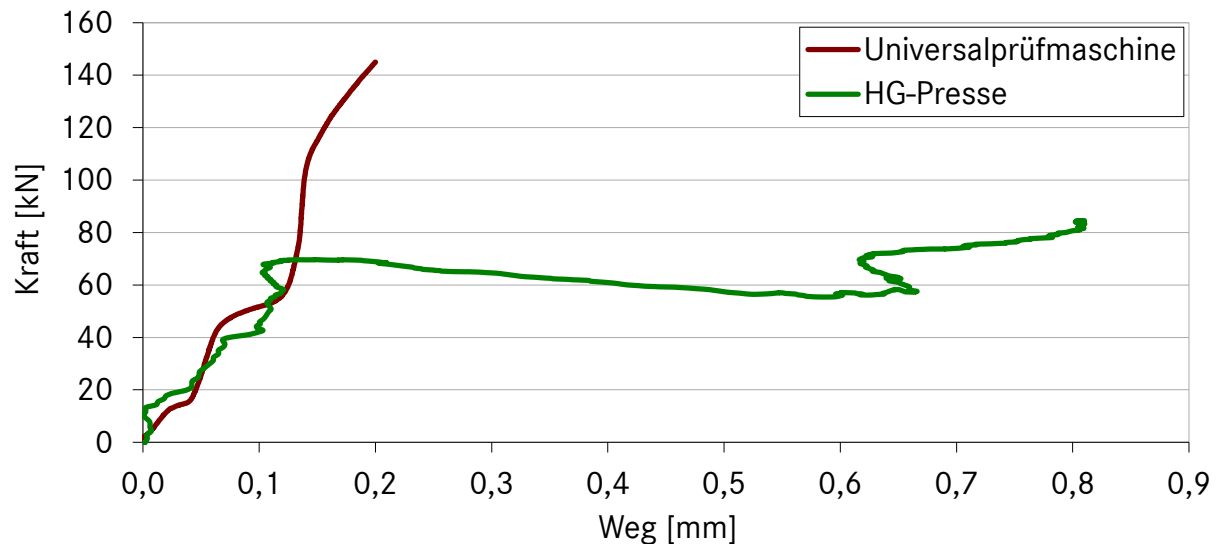


Abbildung 9.8: Kraftverläufe der Napfpressvorgänge mit Universalprüfmaschine und HG-Press, Versuchswerkstoff 20CrMo5, RT

### 9.2.2 Diskussion

Wie beim Zylinderstauchen führt der Einsatz von Hochgeschwindigkeit zu einem adiabatischen Umformprozess und damit zu einer zum Umformgrad proportionalen Temperaturerhöhung im Werkstück (vgl. Abbildung 8.27, S. 114). Sobald der Werkstoff beim Napffließpressen in die Wand des Napfes geflossen ist und nur noch steigt, wird sein Umformgrad beibehalten. Bei fortschreitender Umformung wird der Boden immer stärker gestaucht, sodass sich der Umformgrad der Wand von oben nach unten erhöht. Im vorliegenden adiabatischen Fall bedeutet dies, dass die Temperatur in der Umformzone immer höher wird und sich in der Folge die Umformbarkeit des Werkstoffs kontinuierlich verbessert (Abbildung 9.9).

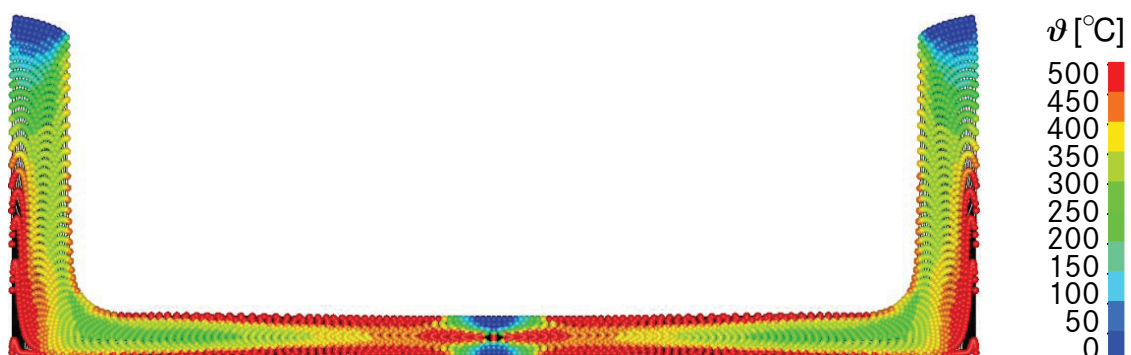


Abbildung 9.9: FEA der Temperaturverteilung während des Napffließpressens mit der HG-Press n. [GRUB14]

Aufgrund der mit der Umformgeschwindigkeit steigenden Fließspannung wird die Temperaturerhöhung umso größer, je höher die Umformgeschwindigkeit ist. Der Vergleich mit Abbildung 9.5, S. 120 erklärt, warum bei der Impact-Anlage der Werkstoff nicht nur axial am Stempel entlang, sondern auch radial geflossen ist: Nachdem er durch axiales Steigen die Stempelführung erreicht hat, baute sich eine axiale Gegenkraft auf. Diese war ausreichend dafür, dass der mittlerweile mit höherer Temperatur nachfließende Werkstoff auch zur Seite ausweicht.

Eine Erweiterung der Formänderungsgrenzen durch Erhöhung der Umformgeschwindigkeit ist analog der Umformung im voll- statt teilplastischen Zustand [HOFF05] ebenfalls denkbar: Dazu ist zunächst durch Hochgeschwindigkeitsumformung ein vollplastischen Zustand mit adiabatischer Temperaturerhöhung zu realisieren. Dann ist solange der realisierte Zustand mit adiabatischer Temperaturerhöhung noch besteht, die Formgebung einzuleiten und abzuschließen.<sup>12</sup>

Die signifikant verbesserten Fließeigenschaften bei gleichzeitiger Reduktion der Werkzeugbelastung verweisen auf ein hohes Potenzial der Hochgeschwindigkeitsumformung mit starrem Werkzeug für die einstufige, endkonturnahe Herstellung komplexer Umformteile mit filigranen Konturen aus höherfesten Stahlwerkstoffen. Die Werkstoffe wurden nicht vorbehandelt und mit dem Versuchswerkstoff 100Cr6 wurde eine Werkstoffvariante eingesetzt, die nicht für das Umformen konditioniert ist. Daher ist eine hohe werkstoffliche Flexibilität des Verfahrens zu erwarten.

---

<sup>12</sup>Die technische Realisierung eines solchen Prozesses kann beispielsweise gemäß [US6571596B1] erfolgen.

## 10 Zusammenfassung und Ausblick

Ausgehend vom Wissensstand zum Hochgeschwindigkeitsumformen mit starrem Werkzeug und den Einflussgrößen auf die Formänderungsgrenzen beim Massivumformen wurden in vorliegender Arbeit zunächst die Einflussmöglichkeiten der Werkzeuggeschwindigkeit auf die Formänderungsgrenzen metallischer Werkstoffe identifiziert. Einzelne geschwindigkeitsabhängige Effekte sind zwar bereits umfassend untersucht, doch wurde deutlich, dass die Gesamtwirkung der Geschwindigkeit nur schwer prognostiziert werden kann und experimentelle Untersuchungen zur Frage der Erweiterung der Formänderungsgrenzen unabdingbar sind.

Diese Untersuchungen galt es mit einem aussagekräftigen Spektrum an Geschwindigkeiten durchzuführen. Zu dem Zweck wurden mehrere Versuchsanlagen mit der geeigneten Werkzeug- und Prozessmesstechnik versehen. Ein neuartiges hochdynamisches Konzept der werkzeugintegrierten Kraftmessung mit minimalem Raumbedarf wurde erarbeitet, kalibriert und zielführend eingesetzt.

Anhand von Zylinderstauchversuchen wurden die geschwindigkeits- und temperaturabhängigen Eigenschaften der Versuchswerkstoffe 100Cr6 und 20CrMo5 ermittelt. Es erwies sich erstens, dass die Formänderungsgrenzen durch eine Erhöhung der Umformgeschwindigkeit erweitert werden können. Zweitens ist es beim Vorwärmen der Werkstücke möglich, den erforderlichen Faktor, um den die Umformgeschwindigkeit zur Steigerung der Formänderungsgrenzen erhöht werden muss, zu reduzieren.

Der wichtigste Effekt für die Erweiterung der Formänderungsgrenzen ist die Reduktion der Werkzeugbelastung. Diese Belastungsreduktion resultiert aus dem Absinken der Fließspannung, die mit einer Verbesserung der Fließeigenschaften verbunden ist. Das Absinken der Fließspannung erfolgt infolge der adiabatischen Temperaturerhöhung des Werkstoffs während der Hochgeschwindigkeitsumformung.

Auf Basis der gewonnenen grundlegenden Erkenntnisse wurde ein Fließpressprozess realisiert. Das hinsichtlich der Werkzeugbelastung anspruchsvollste Fließpressverfahren, das Rückwärtsnapffließpressen, wurde gewählt. Mit einer einfachen Werkzeugkonstruktion ohne Armierung konnte die Formänderungsgrenze des Werkstoffs 20CrMo5 bei Raumtemperatur um das Vierzehnfache gesteigert werden – nur durch

Erhöhung der Umformgeschwindigkeit. 20CrMo5 weist die höhere Festigkeit der beiden Versuchswerkstoffe auf, ist im vorverfestigten Zustand und weist zudem martensithaltigen Seigerungszone auf. Die Fließeigenschaften wurden derart verbessert, dass nicht nur der Napf ausgeformt, sondern auch weitere vorhandene Kavitäten ausgefüllt wurden.

Demnach kann mittels Hochgeschwindigkeitsumformen mit starrem Werkzeug eine Erweiterung der Formänderungsgrenzen von Stahlwerkstoffen erzielt werden.

Da im Rahmen der vorliegenden Arbeit nur kleine Einzelteile gefertigt wurden, sollten weitere Forschungsaktivitäten darauf ausgerichtet sein, die Fertigung von Realbauteilen in größeren Stückzahlen zu ermöglichen. Allerdings erfordert die Bauteilgröße gegebenenfalls Werkzeuggeschwindigkeiten, für die keine Anlagentechnik verfügbar ist. Die Lösung könnte darin bestehen, eine etwas geringere Werkzeuggeschwindigkeit nutzbar zu machen, indem die Werkstücke auf z. B.  $\vartheta \leq 300\text{ °C}$  vorgewärmt werden. Damit könnte eine Erweiterung der Grenzformänderung analog der Warmumformung im Temperaturbereich der Halbwarmumformung mit den entsprechenden Vorteilen erzielt werden.

## Abbildungsverzeichnis

2.1 Umformverfahren mit starrem Werkzeug mit bekannter Anwendung von Hochgeschwindigkeit . . . . .	4
2.2 Wirkprinzip des Hochgeschwindigkeitsumformens mit starrem Werkzeug	5
2.3 Anwendungsbeispiele Hochgeschwindigkeitswarmumformung von Stahl	6
2.4 Anwendungsbeispiele Kaltumformung von Aluminium . . . . .	6
2.5 Rissbildungsprozess unter Zugbeanspruchung und Beispiel des Auftretens von Rissen an Umformteilen . . . . .	10
2.6 Umformgeschwindigkeiten verschiedener Umformverfahren . . . . .	12
2.7 Reibzustände in Abhängigkeit von der Relativgeschwindigkeit nach Striebeck . . . . .	13
2.8 Einfluss der Relativgeschwindigkeit der Kontaktflächen auf den Reibwert bei unterschiedlichen Normalspannungen und Schmierstoffen . . . . .	14
2.9 Einfluss wellenförmiger Verformungsausbreitung bei $115 \frac{m}{s} \leq v \leq 145 \frac{m}{s}$	16
2.10 Wirkung einer Veränderung der Umformgeschwindigkeit auf den Spannungsverlauf . . . . .	17
2.11 Spannungsverläufe bei unterschiedlichen Umformgeschwindigkeiten . .	19
2.12 Umformgeschwindigkeitsbereiche für adiabatische und isotherme Umformung des Werkstoffs 20CrMo5; adiabatische und isotherme Spannungsverläufe des Stahls CK45 . . . . .	20
2.13 Zusammenhang zwischen für Rekristallisation erforderlichem Umformgrad und Temperatur; Wirkung dynamischer Erholung und Rekristallisation . . . . .	22
2.14 Erweiterung des Formänderungsvermögens von Marmor durch Druckeinwirkung an der Mantelfläche . . . . .	23
2.15 Einfluss des Spannungszustandes auf das Formänderungsvermögen .	24
2.16 Wirkung unterschiedlicher Formänderungsgeschichten auf das Formänderungsvermögen . . . . .	25
2.17 Phasen der Ausbildung eines adiabatischen Scherbands . . . . .	27
2.18 Rissinitiierung nach fortgeschrittener Scherbandbildung . . . . .	28
2.19 Interaktion der Einflussgrößen auf das Formänderungsvermögen . . . .	30
2.20 Zylinder- und Flachstauchversuch . . . . .	31



2.21	Varianten des Zylinderstauchversuchs: Kegelstauchversuch (links); Rastegaevstauchversuch (Mitte); Schulterstauchversuch (rechts) . . . . .	32
2.22	Analogieversuche zum Realisieren unterschiedlicher Formänderungsgeschichten . . . . .	33
2.23	Geschwindigkeitsbereiche unterschiedlicher Prüfeinrichtungen und -methoden . . . . .	35
2.24	Aufbau und Funktionsprinzip einer SHPB . . . . .	36
2.25	Vom Kraftmessort abhängige Schwingungen bei $\dot{\varphi} = 100 \text{ s}^{-1}$ . . . . .	37
4.1	Hochgeschwindigkeitspresse mit elektromagnetischem Antrieb . . . . .	41
4.2	Impact-Anlage . . . . .	42
4.3	Mit Thermoelementen applizierte Stauchprobe . . . . .	45
5.1	Legierungselemente 100Cr6 . . . . .	47
5.2	Übersichtsaufnahmen Versuchswerkstoff 100Cr6 längs zur Walzrichtung	48
5.3	Detailaufnahmen Versuchswerkstoff 100Cr6 . . . . .	48
5.4	Verteilung der Härte in Versuchswerkstoff 100Cr6 . . . . .	49
5.5	Legierungselemente 20CrMo5 . . . . .	50
5.6	Übersichtsaufnahmen Versuchswerkstoff 20CrMo5 längs zur Walzrichtung	50
5.7	Detailaufnahmen Versuchswerkstoff 20CrMo5 . . . . .	51
5.8	Gefügeausprägungen in Versuchswerkstoff 20CrMo5 . . . . .	52
5.9	Martensitgebiete in Seigerungszone in Versuchswerkstoff 20CrMo5 . .	52
5.10	Verteilung der Härte in Versuchswerkstoff 20CrMo5 . . . . .	52
5.11	Durchgeführte Wärmebehandlung und durch diese erzeugtes Gefüge in Versuchswerkstoff 20CrMo5 längs zur Walzrichtung . . . . .	53
5.12	Verteilung der Härte in Versuchswerkstoff 20CrMo5 FP-geglüht . . . . .	53
6.1	Reduktion des Reibungseinflusses durch den Rastegaevstauchversuch	57
6.2	Wirkung von Reibungskräften beim Zylinderstauchen . . . . .	57
6.3	Schematischer Aufbau eines PVDF-Dünnschichtensors sowie dessen Wirkung . . . . .	62
6.4	Konzept werkzeugintegrierter Kraftmessung . . . . .	63
6.5	Ausgangssignal und Bandbreite der faseroptischen Abstandssensoren .	64
6.6	Integration des Kraftsensors in das Werkzeug und FEA der Spannungsverteilung in Gegenstempel und Druckplatte während eines Stauchversuchs . . . . .	67

6.7	Piezoelektrischer Dünnschichtsensor und Zusammenhang zwischen Ladung und Druck . . . . .	68
6.8	Modularer Werkzeugsatz für Stauchversuche . . . . .	69
6.9	Einsatz des Werkzeugsatzes für Warmstauchversuche mit der HG- Presse sowie für Stauchversuche mit der Impact-Anlage . . . . .	69
7.1	Versuchsplan . . . . .	70
7.2	Einfluss des Probenvolumens auf die mittlere wahre Spannung . . . . .	72
7.3	SHPB-Spannungsverläufe ohne und mit Berücksichtigung von Träg- heitskräften . . . . .	73
7.4	Einfluss des Verhältnisses von Probenhöhe zu -durchmesser . . . . .	74
7.5	Einfluss des Fertigungsverfahrens auf Oberflächentopografie und Ei- genspannungen an der Probenoberfläche . . . . .	76
7.6	Ansichten und Rauheitsprofile der Stauchproben aus Versuchswerkstoff 20CrMo5 . . . . .	77
7.7	Einfluss der Probenfertigung auf die mittlere wahre Spannung . . . . .	78
7.8	Einfluss der Werkzeugfertigung auf die mittlere wahre Spannung . . . . .	78
7.9	Einfluss des Schmierstoffeinsatzes auf die mittlere wahre Spannung bei unterschiedlichen Probengeometrien und Versuchsanlagen . . . . .	80
7.10	Verlauf der Umformgeschwindigkeit bei HG-Pressen und Vergleich der Umformgeschwindigkeitsverläufe unterschiedlicher Versuchsanlagen . . . . .	81
7.11	Abhängigkeit der radialen Werkstückgeschwindigkeit von der Stempel- geschwindigkeit beim Ringstauchen . . . . .	82
7.12	Kraftmessstempel mit Messverstärker sowie ausgewertete Signale von Kraftmessstempel und PVDF-Dünnschichtsensor . . . . .	83
7.13	Approximation der Abstandswerte des induktiven Wegmesssystems in Stauchrichtung bei Werkzeugkonfiguration mit Säulenführung und un- terschiedlichen Stempelvarianten bzw. Messanordnungen . . . . .	84
8.1	Ermittelte Kraftfunktionen der PVDF-Dünnschichtsensoren bei unter- schiedlichen Konfigurationen des modularen Werkzeugsatzes . . . . .	88
8.2	Vergleich der Kraftfunktionen . . . . .	89
8.3	Approximation der Abstandswerte des optischen Wegmesssystems für Werkzeugkonfiguration mit Säulenführung und Hartmetallstempel . . . . .	89

8.4	FEA der dynamischen Durchbiegung des Oberwerkzeugs bei Konfiguration mit Säulenführung . . . . .	90
8.5	Approximation elastischer Verformung während des Stauchens sowie Spannungsdiagramm des Versuchswerkstoffs 20CrMo5 mit und ohne mit und ohne Berücksichtigung der approximierten elastischen Verformung	91
8.6	Abhängigkeit des Emissionskoeffizienten von erzielter Maximaltemperatur bei Stauchproben sowie von Aufheizdauer und Abkühlzeit bei Ringstauchproben . . . . .	92
8.7	Prozesskette und -gleichung des Kraftmessstempels . . . . .	94
8.8	Versuchswerkstoff 100Cr6: Verläufe der mittleren wahren Spannung bei unterschiedlichen Umformgeschwindigkeiten sowie abgeleiteter Zusammenhang zwischen Umformgeschwindigkeit und mittlerer wahrer Spannung . . . . .	99
8.9	Versuchswerkstoff 20CrMo5: Verläufe der mittleren wahren Spannung bei unterschiedlichen Umformgeschwindigkeiten sowie abgeleiteter Zusammenhang zwischen Umformgeschwindigkeit und mittlerer wahrer Spannung . . . . .	100
8.10	Verläufe der mittleren wahren Spannung bei unterschiedlichen Temperaturen . . . . .	101
8.11	Änderung der mittleren wahren Spannung mit der Temperatur . . . . .	101
8.12	Abhängigkeit des Reibwerts von der Stempelgeschwindigkeit und Vorwärmtemperatur sowie Erwärmung der Stirnflächen während des Stauchens . . . . .	102
8.13	Thermografiemessung der Proben temperatur während des Stauchens und abgeleitete Temperaturverläufe . . . . .	103
8.14	Einfluss der Temperatur auf die spezifische Wärmekapazität . . . . .	103
8.15	Approximation des Einflusses der Umformgeschwindigkeit auf die Fließspannung bei unterschiedlichen Temperaturen . . . . .	104
8.16	Verlauf der Rissbildung an der Mantelfläche der Proben während des Stauchens . . . . .	105
8.17	Einfluss der Umformgeschwindigkeit auf die Rissinitiierung . . . . .	105
8.18	Vergleich der Rissinitiierung und -ausbreitung bei unterschiedlichen Umformgeschwindigkeiten . . . . .	106

8.19 Versagen der Hartmetallstempel beim Versuch, $\varphi = 2$ mit Proben $\varnothing 4 \times 4 \text{ mm}$ bei $\dot{\varphi} = 10^{-2} \frac{1}{\text{s}}$ zu realisieren . . . . .	107
8.20 Erhöhung der Grenzformänderung durch Temperatur sowie Umformgeschwindigkeit . . . . .	108
8.21 Gefügeausprägung und Härteanstieg in Lokalisierung bei mit $\dot{\varphi}_0 = 950 \frac{1}{\text{s}}$ gestauchter Probe sowie aus Lokalisierung hervorgegangenes adiabatisches Scherband bei $\dot{\varphi}_0 = 870 \text{ s}^{-1}$ . . . . .	109
8.22 Schliffbilder und statistische Auswertung an diesen gemessener Mikrohärtewerte mit verschiedenen Umformgeschwindigkeiten gestauchter Proben . . . . .	109
8.23 Statistische Auswertung der Mikrohärtewerte sowie Ergebnis der optischen Beurteilung von bei verschiedenen Temperaturen gestauchten Proben . . . . .	110
8.24 Schliffbilder und statistische Auswertung der an diesen gemessenen Mikrohärtewerte von Proben aus FP-geglühtem 20CrMo5 . . . . .	110
8.25 Detailansicht von Gefügeausschnitten nach der Umformung bei $\dot{\varphi} = 10^4 \frac{1}{\text{s}}$ sowie $\dot{\varphi} = 10^2 \frac{1}{\text{s}}$ . . . . .	111
8.26 Spannungsverläufe von Proben mit und ohne Lokalisierung (gestrichelte Linien kennzeichnen die Maxima) . . . . .	112
8.27 Verteilungen von Umformgrad, Temperatur, Spannung bei isothermer sowie adiabatischer Stauchung . . . . .	114
9.1 Werkzeugaufbau und Verfahrensprinzip beim Napfrückwärtsfließpressen	117
9.2 Modellierung der Spannungen beim Napfrückwärtsfließpressen . . . . .	118
9.3 Errechnete Abhängigkeit der Spannungskomponenten beim Rückwärtsnapfflößpressen von der Wand- und Bodendicke . . . . .	118
9.4 Konfiguration des modularen Werkzeugsatzes zum Napfflößpressen und die Umformzone betreffender Bereich der Werkzeugzeichnung . . . . .	119
9.5 Erhöhung der Grenzformänderung mit steigender Umformgeschwindigkeit	120
9.6 Einfluss der Umformgeschwindigkeit auf die Grenzformänderung . . . . .	121
9.7 Mit HG-Pressen umgeformter Napf . . . . .	121
9.8 Kraftverläufe der Napfpressvorgänge mit Universalprüfmaschine und HG-Pressen . . . . .	122

---

9.9	FEA der Temperaturverteilung während des Napffließpressens mit der HG-Pressen	122
A 1	Gültigkeitsbereiche unterschiedlicher Reibgesetze	A-1
A 2	Nomogramm zur Bestimmung des Reibwerts bei Stauchung von Ringstauchproben	A-1
A 3	Prallplatten mit Befestigungsvorrichtungen für Fallwerk	A-2
A 4	Ausschnitt aus Fertigungszeichnung der Proben mit geschliffener Stirn- und schlichtgedrehter Mantelfläche	A-2
A 5	Abhängigkeit des Emissionskoeffizienten vom Umformgrad	A-3
A 6	Abhängigkeit des Emissionskoeffizienten von der verwendeten Kamera	A-4
A 7	Drauf- und Schrägsicht auf eine mit der Impact-Anlage gestauchten Probe	A-4
A 8	Verbesserung des Werkstoffflusses durch Erhöhung der Umformgeschwindigkeit	A-5
A 9	Härtemessungen in Bereichen ohne und mit Martensitinseln	A-6
A 10	Modellierung des Umformverhaltens	A-7

## Tabellenverzeichnis

4.1	Versuchsanlagen . . . . .	39
6.1	Ausgehend von den Eigenschaften der SHPBs festgelegte Geometrien der Zylinderstauchproben . . . . .	58
6.2	Geometrien der Ringstauchproben . . . . .	59
6.3	Anforderungen an Bandbreite und Abtastrate des Kraft- und Wegmesssystems . . . . .	61
6.4	Auflösung der faseroptischen Abstandssensoren . . . . .	64
6.5	Kennwerte der Werkzeugaktivteilwerkstoffe . . . . .	67
7.1	Schnittparameter der spanenden Bearbeitung von Stirn- und Mantelflächen der Stauchproben . . . . .	76
7.2	Durchgeführte Prinzipversuche . . . . .	86
8.1	Ergebnisse der Thermografiekalibrierung . . . . .	92
8.2	Erweiterte Unsicherheit des Kraftmessstempels bei $F = 11 \text{ kN}$ und Probendurchmesser $\varnothing = 4 \text{ mm}$ . . . . .	95
8.3	Erweiterte Unsicherheit der PVDF-Kraftmessung bei Fließbeginn . . . . .	95
8.4	Erweiterte Unsicherheiten der Wegmessung, Umformgrade und Umformgeschwindigkeiten . . . . .	96
8.5	Erweiterte Unsicherheiten der Spannungswerte auf Basis der verwendeten Kombinationen von Kraft- und Wegfunktion . . . . .	97
8.6	Erweiterte Unsicherheiten der Temperaturmessung für Messungen mit der <i>VarioCAM</i> . . . . .	97

## Literaturverzeichnis

- [ABDE06] Abdel-Malek, S.: Verformungs- und Versagensverhalten ausgewählter niedrig legierter Stähle unter Variation von Temperatur, Verformungsgeschwindigkeit und Spannungszustand. Dissertation, Technische Universität Chemnitz, 2006
- [ABDE95] Abdelaziz, A.: Versagensgrenze duktiler Werkstoffe bei schlagartiger Beanspruchung. Dissertation, Technische Hochschule Aachen, 1995
- [ADAM90] Adams, B.: Verfahren und Fertigungssystem zum Präzisions-schmieden von Zylinderrädern. Dissertation, Universität Hannover, 1990
- [ADUN07] Adunka, F.: Messunsicherheiten: Theorie und Praxis. 3. Auflage. Essen: Vulkan, 2007
- [ALTA04] Altan, T., Ngaile, G., Shen, G.: Cold and hot forging: fundamentals and applications. Materials Park: ASM International, 2004
- [AVIT78] Avitzur, B., van Tyne, C. J., Umana, C.: Analytical determination of the sensitivity of the ring test as an experimental study of friction. In: Proceedings of the Eighteenth International Machine Tool Design and Research Conference, London, 14. – 16. September 1977. Hrsg. von Alexander, J. M., London: Imperial College, 1978, S. 305–313
- [BACH04] Bach, F. W., Walden, L., Kleiner, M., Risch, D.: Effects of electromagnetic and hydraulic forming processes on the microstructure of the material. In: High speed forming 2004: proceedings of the 1st international conference, Dortmund, 31. März – 1. April. Hrsg. von Kleiner, M., 2004, S. 57–70
- [BAER04] Baer, W., Häcker, R., Börrnert, J.: Werkstoffcharakterisierung duktiler Gusseisenwerkstoffe bei dynamischer Zugbeanspruchung. In: Tagungsband Werkstoffprüfung. Hrsg. von Pohl, M., Frankfurt: Werkstoff-Informationsgesellschaft, 2004, S. 55–60

- [BAI81] Bai, Y. L.: A criterion for thermo-plastic shear instability. In: Shock waves and high-strain-rate phenomena in metals: proceedings of an international conference on metallurgical effects of high-strain-rate deformation and fabrication, Albuquerque, 22. – 26. Juni 1980. Hrsg. von Meyers, M. A., Murr, L. E., New York: Plenum Press, 1981, S. 277–284
- [BAMB16] Bambach, M.: Process and materials modeling in metal forming. Aachen: Shaker, 2016
- [BARG12] Bargel, H.-J., Schulze, G., Hilbrans, H., Hübner, K.-H., Krüger, O.: Werkstoffkunde. 11. Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg, 2012
- [BARI04] Bariani, P. F., Dal Negro, T., Bruschi, S.: Testing and modeling of material response to deformation in bulk metal forming. CIRP Annals – Manufacturing Technology 53.2, 2004, S. 573–596
- [BARR02] Barry, J., Byrne, G.: TEM study on the surface white layer in two turned hardened steels. Materials Science and Engineering A 325.1, 2002, S. 356–364
- [BART12] Barthel, T., Kopp, T.: Entwicklung kalkulatorischer Kenngrößen zur Gestaltung von Scherschneidprozessen und Bewertung der Bauteilqualität bei Anwendung hoher Schneidgeschwindigkeiten: Schlussbericht AiF-Forschungsvorhaben 16372 BG, Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V. Chemnitz, München, 2012
- [BART15] Barthel, T., Gross, B., Gentil, J., Göbel, M., Platvoet, M.: Energiesparendes und hochpräzises 3D-Scherschneiden: Abschlussbericht BMWi-Programm Energieeffizienz in der Industrie, Förderkennzeichen 03ET1021C. Chemnitz, Burscheid: Fraunhofer-Institut für Werkzeugmaschinen und Umformtechnik, 2015
- [BART16] Barthel, T.: Prozessanalyse und effektive Gestaltung von Hochgeschwindigkeitsscherschneidprozessen. Dissertation, Universität Chemnitz, 2016



- [BASS01] Bassim, M. N.: Study of the formation of adiabatic shear bands in steels. *Journal of Materials Processing Technology* 119.1, 2001, S. 234–236
- [BASS99] Bassim, M. N., Panic, N.: High strain rate effects on the strain of alloy steels. *Journal of Materials Processing Technology* 92–93, 1999, S. 481–485
- [BATR90] Batra, R. C., Kim, C. H.: Effect of viscoplastic flow rules on the initiation and growth of shear bands at high strain rates. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 38.6, 1990, S. 859–874
- [BATR97] Batra, R. C., Rattazzi, D.: Adiabatic shear banding in a thick-walled steel tube. *Computational Mechanics* 20.5, 1997, S. 412–426
- [BAUE02] Bauer, F.: Ferroelectric polymers for high pressure and shock compression sensors. In: *Polymers and rapid prototyping*, Vol. 698. Hrsg. von Bar-Cohen, Y., Chrisey, D. B., Zhang, Q. M., Bauer, S., Fukada, E., Danforth, S. C., Warrendale: Materials Research Society, 2002, EE2.3.1–EE2.3.12
- [BAUE06] Bauer, F., Fousson, E., Zhang, Q. M.: Recent advances in highly electrostrictive P(VDF-TrFE-CFE) terpolymers. *IEEE Transactions on Dielectrics and Electrical Insulation* 13.5, 2006, S. 1149–1154
- [BAUE07] Bauer, F.: PVDF shock compression sensors in shock waves physics. Saint-Louis: Institut Franco-Allemand de Recherches de Saint-Louis, 2007
- [BAUE73] Bauer, D.: Der Einfluss hoher Formänderungsgeschwindigkeiten auf die Kaltumformung von Stahl, Kupfer und Aluminium: Fortschrittsberichte der VDI-Zeitschriften Reihe 2, Band 26. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1973
- [BAUE88] Bauer, F., Lichtenberger, A.: Use of PVF2 shock gauges for stress measurements in Hopkinson bar. In: *Shock waves in condensed matter 1987: proceedings of the American Physical Society topical conference held in Monterey, 20. – 23. Juli*. Hrsg. von Schmidt, S. C., Holmes, N. C., Amsterdam, New York: Elsevier, 1988, S. 631–634

- [BAY10] Bay, N., Azushima, A., Groche, P., Ishibashi, I., Merklein, M., Morishita, M., Nakamura, T., Schmid, S., Yoshida, M.: Environmentally benign tribo-systems for metal forming. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 59.2, 2010, S. 760–780
- [BEER04] Beerwald, C.: Grundlagen der Prozessauslegung und -gestaltung bei der elektromagnetischen Umformung. Dissertation, Universität Dortmund, 2004
- [BEHR05] Behrens, B. A., Meiners, F., Hagen, T., Röhr, S.: Gesenkschmieden von hochfesten Aluminiumlegierungen mit überlagerten Druckspannungen. In: Erweiterung der Formgebungsgrenzen bei Umformprozessen: Abschlussbericht zum DFG-Schwerpunktprogramm 1074; Ergebnisse aus 48 Forschungsprojekten (1999–2005). Hrsg. von Kopp, R., Aachen: Verlagshaus Mainz, 2005, S. 159–166
- [BEHR16] Behrens, B. A., Vucetic, M., Bouguecha, A., Chugreev, A.: Einfluss der Umformgeschwindigkeit auf die Berechnungsergebnisse bei der numerischen Auslegung von Schmiedeprozessen. In: 19. Workshop Simulation in der Umformtechnik: Geschwindigkeitseinflüsse in der Blech- und Massivumformung, Stuttgart, 23. – 24. Februar. Hrsg. von Liewald, M., 2016, S. 63–79
- [BEHR68] Behrens, A.: Beitrag zur Theorie des Hochgeschwindigkeitsschmiedens. Dissertation, Technische Universität Braunschweig, 1968
- [BERT75] Bertholf, L. D., Karnes, C. H.: Two-dimensional analysis of the split Hopkinson pressure bar system. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 23.1, 1975, S. 1–19
- [BIRD87] Bird, J. E., Newman, K. E., Narasimhan, K., Carlson, J. M.: Heterogeneous initiation and growth of sample-scale shear bands during necking of Al-Mg sheet. *Acta Metallurgica* 35.12, 1987, S. 2971–2982

- [BLAN79] Blankenagel, H.-J., Fischer, F.: Über die Messung des Formänderungsverhaltens von Fe-Legierungen und Messing bei höchsten Umformgeschwindigkeiten. *Blech, Rohre, Profile* 26.4, 1979, S. 155–162
- [BÖHL14] Böhler Edelstahl GmbH & Co. KG: Lieferprogramm: Schnellarbeitsstähle. Düsseldorf, 2014
- [BÖHM07] Böhme, W., Luke, M., Blauel, J. G., Sun, D.-Z., Rohr, I., Harwick, W.: FAT-Richtlinie: Dynamische Werkstoffkennwerte für die Crashtsimulation – AiF/FAT-Forschungsvorhaben Nr. 14205. Freiburg: Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik, 2007
- [BÖKE14] Böker, R.: Die Mechanik der bleibenden Formänderung in kristallinisch aufgebauten Körpern. Dissertation, Königlich Technische Hochschule zu Aachen, 1914
- [BONN02] Bonnet-Lebouvier, A.-S., Molinari, A., Lipinski, P.: Analysis of the dynamic propagation of adiabatic shear bands. *International Journal of Solids and Structures* 39.16, 2002, S. 4249–4269
- [BOUL74] Boulger, F. W., Henning, H. J., Becker, J. R.: Upsets tests on steels for cold forging. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 23.1, 1974, S. 63–65
- [BRAM67] Bramley, A. N.: A discussion of tooling problems in high energy rate forging. *International Journal of Machine Tool Design and Research* 7.4, 1967, S. 351–367
- [BRES83] Bressan, J. D., Williams, J. A.: The use of a shear instability criterion to predict local necking in sheet metal deformation. *International Journal of Mechanical Sciences* 25.3, 1983, S. 155–168
- [BRET96] Brethenoux, G., Bourgain, E., Pierson, G., Jallon, M., Secordel, P.: Cold forming processes: some examples of predictions and design optimization using numerical simulations. *Journal of Materials Processing Technology* 60.1, 1996, S. 555–562
- [BREU07] Breuer, D.: Bestimmung des Formänderungsvermögens bei der Kaltmassivumformung. Dissertation, RWTH Aachen, 2007

- [BRUN68] Bruno, E. J.: High-velocity forming of metals. Dearborn: American Society of Tool and Manufacturing Engineers, 1968
- [BUCH86] Buchar, J., Bilek, Z., Dušek, F.: Mechanical behavior of metals at extremely high strain rates. Bd. 9. Key engineering materials. Aedermannsdorf: Trans Tech Publications, 1986
- [BÜHL69] Bühler, H., Ecker, W.: Einfluß von Trägheitskräften und Umformwärme auf das breitende Gesenkschmieden in Hämmern. Industrie-Anzeiger 91.30, 1969, S. 681–685
- [BURG66] Burgdorf, M.: Untersuchungen über das Stauchen und Zapfenpressen. Dissertation, Technische Hochschule Stuttgart, 1966
- [BURG67] Burgdorf, M.: Über die Ermittlung des Reibwertes für Verfahren der Massivumformung durch den Ringstauchversuch. Industrie-Anzeiger 89.39, 1967, S. 799–804
- [CARL87] Carlson, J. M., Bird, J. E.: Development of sample-scale shear bands during necking of ferrite-austenite sheet. Acta Metallurgica 35.7, 1987, S. 1675–1701
- [CELL07] Cell Impact AB: True mass production of bipolar plates: Prospekt. Karlskoga, 2007
- [CELL16] Cell Impact AB: Annual Report 2016. Karlskoga, 2016
- [CERA07] Ceratizit S.A.: Hartmetall-Werkzeuge für die Kaltmassivumformung: Technische Information. Mamer, 2007
- [CERA11] CeramTec GmbH: Werkstoffdaten: Geschäftsbereich Maschinentchnik. Plochingen, 2011
- [CERA15] Ceratizit Deutschland GmbH: Wear parts: Gesamtkatalog. Empfingen, 2015
- [CHAK10] Chakrabarty, J.: Applied plasticity. 2. Aufl. New York u. a.: Springer, 2010
- [CHER97] Cherukuri, H. P., Shawki, T. G.: On shear band nucleation and the finite propagation speed of thermal disturbances. International Journal of Solids and Structures 34.4, 1997, S. 435–450

- [CHO93] Cho, K.-M., Lee, S., Nutt, S. R., Duffy, J.: Adiabatic shear band formation during dynamic torsional deformation of an HY-100 steel. *Acta Metallurgica et Materialia* 41.3, 1993, S. 923–932
- [CHRY89] Chrysochoos, A., Maisonneuve, O., Martin, G., Caumon, H., Chezeaux, J. C.: Plastic and dissipated work and stored energy. *Nuclear Engineering and Design* 114.3, 1989, S. 323–333
- [CLAU10] Clausen, B., Klenke, K., Kohlmann, R., Hoffmann, F.: Legierungskonzept 20CrMo5 – Härbarkeit und Kornwachstumsverhalten des Einsatzstahles für Hochtemperaturaufkohlungsbehandlungen. *HTM Journal of Heat Treatment and Materials* 65.6, 2010, S. 299–304
- [COLE63] Cole, B. N., Bakhtar, F.: Dynamic effects in very high speed impact extrusion. *International Journal of Machine Tool Design and Research* 3.2, 1963, S. 77–95
- [COOK45] Cook, M., Larke, E. C.: Resistance of copper and copper alloys to homogeneous deformation in compression. *Journal of the Institute of Metals* 71, 1945, S. 371–390
- [CRAW67] Crawley, J., Wills, G.: Production forging by high energy rate. In: *Proceedings of the 7th international MTDR conference, Birmingham, September 1966*. Hrsg. von Tobias, S. A., Oxford u. a.: Pergamon Press, 1967, S. 5–24
- [DAVE00] Davenport, S. B., Higginson, R. L.: Strain path effects under hot working: an introduction. *Journal of Materials Processing Technology* 98.3, 2000, S. 267–291
- [DAVI08] Davison, L.: *Fundamentals of shock wave propagation in solids*. Berlin, Heidelberg: Springer, 2008
- [DAVI63] Davies, E. D. H., Hunter, S. C.: The dynamic compression testing of solids by the method of the split Hopkinson pressure bar. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 11.3, 1963, S. 155–179

- [DAVI68] Davies, R., Bramley, A. N.: High-energy-rate-forming of metals with petro-forging. *Engineering Materials and Design* 11.7, 1968, S. 1099–1109
- [DAVI70] Davies, R., Austin, E. R.: *Developments in high speed metal forming*. Sussex: Machinery Publishing, 1970
- [DBL4027] DBL4027:2009-07, Liefervorschrift Einsatzstähle, Daimler AG, Stuttgart, 2009
- [DE102012008] Sterionow, P., Keck, V., Schweizer, U., Hentrich, C.: Blechteil mit Buckelstruktur, DE102012008050A1, München: Deutsches Patent- und Markenamt, 2012
- [DE102012012] Sterionow, P., Keck, V., Gruber, M.: Messsystem zur dynamischen Erfassung von Kräften, DE102012012222A1, München: Deutsches Patent- und Markenamt, 2012
- [DE102012014] Sterionow, P., Keck, V., Hentrich, C., Gruber, M.: Verfahren zur Herstellung eines Bauteils, Vorrichtung zur Durchführung des Verfahrens und Bauteil, DE102012014785A1, München: Deutsches Patent- und Markenamt, 2013
- [DEAN67] Dean, T. A.: A comparison of high rate and conventional forging machines. In: *Proceedings of the 7th international MTDR conference*, Birmingham, September 1966. Hrsg. von Tobias, S. A., Oxford u. a.: Pergamon Press, 1967, S. 25–40
- [DEMM15] Demmel, P., Hoffmann, H., Golle, R., Intra, C., Volk, W.: Interaction of heat generation and material behaviour in sheet metal blanking. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 64.1, 2015, S. 249–252
- [DENI81] Denisenko, G. M., Kurpizev, B. A.: Coverschenstvovanie oborydovaniya udarnogo deistvija (Russ.) Kuznečno-šampovočnoe proizvodstvo 4, 1981, S. 9–11
- [DIET88] Dieter, G. E.: *Mechanical metallurgy*. 4. Aufl. London: McGraw-Hill, 1988
- [DIN10020] DIN EN 10020:2000-07, Begriffsbestimmung für die Einteilung der Stähle, DIN Deutsches Institut für Normung e. V. Berlin, 2000

- [DIN10084] DIN EN 10084:2008-06, Einsatzstähle – Technische Lieferbedingungen, DIN Deutsches Institut für Normung e. V. Berlin, 2008
- [DIN10111] DIN EN 10111:1998-03, Kontinuierlich warmgewalztes Band und Blech aus weichen Stählen zum Kaltumformen: Technische Lieferbedingungen, DIN Deutsches Institut für Normung e. V. Berlin, 1998
- [DIN13005] DIN V ENV 13005:1999-06, Leitfaden zur Angabe der Unsicherheit beim Messen, DIN Deutsches Institut für Normung e. V. Berlin, 1999
- [DIN4957] DIN EN ISO 4957:2001-02, Werkzeugstähle, DIN Deutsches Institut für Normung e. V. Berlin, 2001
- [DIN50106] DIN 50106:1978-12, Prüfung metallischer Werkstoffe: Druckversuch, DIN Deutsches Institut für Normung e. V. Berlin, 1978
- [DIN50322] DIN 50322:1986-03, Verschleiß: Kategorien der Verschleißprüfung, DIN Deutsches Institut für Normung e. V. Berlin, 1986
- [DIN68317] DIN EN ISO 683-17:2000-04, Für eine Wärmebehandlung bestimmte Stähle, legierte Stähle und Automatenstähle – Teil 17: Wälzlagerstähle, DIN Deutsches Institut für Normung e. V. Berlin, 2000
- [DIN7500] DIN EN ISO 7500-1:2004-11, Metallische Werkstoffe: Prüfung von statischen einachsigen Prüfmaschinen – Teil 1: Zug- und Druckprüfmaschinen: Prüfung und Kalibrierung der Kraftmeseinrichtung, DIN Deutsches Institut für Normung e. V. Berlin, 2004
- [DIN8580] DIN 8580:2003-09, Fertigungsverfahren: Begriffe, Einteilung, DIN Deutsches Institut für Normung e. V. Berlin, 2003
- [DIN8582] DIN 8582:2003-09, Fertigungsverfahren Umformen: Einordnung, Unterteilung, Begriffe, Alphabetische Übersicht, DIN Deutsches Institut für Normung e. V. Berlin, 2003
- [DIN8583] DIN 8583:2003-09, Fertigungsverfahren Druckumformen – Teile 1 bis 6, DIN Deutsches Institut für Normung e. V. Berlin, 2003

- [DIN8585] DIN 8585:2003-09, Fertigungsverfahren Zugumformen – Teile 1 bis 4, DIN Deutsches Institut für Normung e. V. Berlin, 2003
- [DIN8586] DIN 8586:2003-09, Fertigungsverfahren Biegeumformen: Einordnung, Unterteilung, Begriffe, DIN Deutsches Institut für Normung e. V. Berlin, 2003
- [DIPP49] Dipper, M.: Das Fließpressen von Hülsen in Rechnung und Versuch. Dissertation, Technische Hochschule Stuttgart, 1949
- [DOBR00] Dobromyslov, A. V., Taluts, N. I., Kazantseva, N. V., Kozlov, E. A.: Formation of adiabatic shear bands and instability of plastic flow in Zr and Zr-Nb alloys in spherical stress waves. *Scripta materialia* 42.1, 2000, S. 61–71
- [DOEG10] Doege, E., Behrens, B.-A.: Handbuch Umformtechnik: Grundlagen, Technologien, Maschinen. 2. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer, 2010
- [DOEG86] Doege, E., Meyer-Nolkemper, H., Saeed, I.: Fließkurvenatlas metallischer Werkstoffe: Mit Fließkurven für 73 Werkstoffe und einer grundlegenden Einführung. München, Wien: Carl Hanser, 1986
- [DOEG87] Doege, E., Hartke, G., Adams, B.: Die system for precision forging. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 36.1, 1987, S. 139–144
- [DOEG95a] Doege, E., Nägele, H.: FEM-gestützte Auslegung von Präzisions-schmiedeprozessen. *Umformtechnik* 29.1, 1995, S. 22–30
- [DOEG95b] Doege, E., Thalemann, J., Brüggemann, K.: Maßnahmen zur Qualitätssicherung beim Präzisionsschmieden. *Umformtechnik* 29.4, 1995, S. 243–249
- [DOHM87] Dohmann, F., Traudt, O.: Metal flow and tool stress in cold forging of gear components. *Advanced Technology of Plasticity* 11, 1987, S. 1081–1088
- [DOHM95] Dohmann, F., Lüttel, N.: Kontaktspannungen beim Verzahnungspressen: Der Einfluß der Verzahnungsgeometrie auf die Kontaktspannungen beim Fließpressen verzahnter Werkstücke. *Umformtechnik* 29.1, 1995, S. 46–51



- [DONH99] Donhauser, C.: Dynamisches Beulen. Dissertation, Technische Universität München, 1999
- [DORO09] Dorogoy, A., Rittel, D.: Determination of the Johnson-Cook material parameters using the SCS specimen. *Experimental Mechanics* 49.6, 2009, S. 881–885
- [DORO11] Dorogoy, A., Karp, B., Rittel, D.: A shear compression disk specimen with controlled stress triaxiality under quasi-static loading. *Experimental Mechanics* 51.9, 2011, S. 1545–1557
- [DORO17] Dorothy, H. L., Longère, P.: Modelling of high strain rate adiabatic shear banding induced failure: a comparison of two approaches. *International Journal of Impact Engineering* (im Druck), <https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2017.02.024>, 2017
- [DUNG92] Dung, N. L.: Plasticity theory of ductile fracture by void growth and coalescence. *Forschung im Ingenieurwesen* 58.5, 1992, S. 135–140
- [EBRA04] Ebrahimi, R., Najafizadeh, A.: A new method for evaluation of friction in bulk metal forming. *Journal of Materials Processing Technology* 152.2, 2004, S. 136–143
- [ECKE67] Ecker, W.: Ein Beitrag zum Gesenkschmieden unter Hämmern, insbesondere hinsichtlich der Kraftmessung. Dissertation, Technische Hochschule Hannover, 1967
- [ELDO99] El-Domiaty, A.: Cold-workability limits for carbon and alloy steels. *Journal of Materials Engineering and Performance* 8.2, 1999, S. 171–183
- [ELMA06] El-Magd, E., Aboridouane, M.: Characterization, modelling and simulation of deformation and fracture behaviour of the light-weight wrought alloys under high strain rate loading. *International Journal of Impact Engineering* 32.5, 2006, S. 741–758
- [ELMA98] El-Magd, E., Treppmann, C., Brodmann, M.: Ermittlung der mechanischen Eigenschaften von Werkstoffen bei hohen Verformungsgeschwindigkeiten durch die Methode des Split-Hopkinson-Bars.

- Werkstoffprüfung 1998: Vortrags- und Diskussionstagung, Bad Nauheim, 3. – 4. Dezember. Hrsg. von Deutscher Verband für Materialforschung und -prüfung e. V. Berlin, 1998, S. 193–202
- [EMDE09] Emde, T.: Mechanisches Verhalten metallischer Werkstoffe über weite Bereiche der Dehnung, der Dehnrates und der Temperatur. Dissertation, RWTH Aachen, 2009
- [EMME65] Emmet, A. W., Syburg, C. T.: High-velocity forging of conventional materials. *Machinery* 71.8, 1965, S. 101–105
- [ENGE06] Engel, U.: Tribology in microforming. *Wear* 260.3, 2006, S. 265–273
- [EP1466157B1] Böhme, W., Hug, M.: Vorrichtung zur schwingungsarmen Kraftmessung bei schnellen, dynamischen Zugversuchen an Werkstoffproben, EP1466157B1, München u. a.: Europäisches Patentamt, 2005
- [EREN07] Eren, E., Vural, M.: Investigation of the thermomechanical coupling strength in titanium alloys. In: *Recent advances in space technologies 2007: Proceedings of the 3rd international conference*, Istanbul, 12. – 16. Juni, 2007, S. 129–135
- [FAN17] Fan, X. G., Dong, Y. D., Yang, H., Gao, P. F., Zhan, M.: Friction assessment in uniaxial compression test: a new evaluation method based on local bulge profile. *Journal of Materials Processing Technology* 243, 2017, S. 282–290
- [FARR02] Farré, J., Llorca, F.: Critère de formation de bandes de cisaillement adiabatique et lois de comportement, CM-04-13. In: *Matériaux 2002: comportement et rupture des matériaux sous sollicitations dynamiques*, Tours, 21. – 25. Oktober, 2002, S. 1–5
- [FARR25] Farren, W. S., Taylor, G. I.: The heat developed during plastic extension of metals. *Proceedings of the Royal Society of London, Series A* 107, 1925, S. 422–451
- [FEDD60] Feddersen, E. W.: High energy rates shape parts. *SAE Journal* 68, 1960, S. 39–46

- [FENG04] Fengchun, J., Ruitang, L., Xiaoxin, Z., Vecchio, K. S., Rohatgi, A.: Evaluation of dynamic fracture toughness  $K_{Id}$  by Hopkinson pressure bar loaded instrumented Charpy impact test. *Engineering Fracture Mechanics* 71.3, 2004, S. 279–287
- [FENG99] Feng, H., Bassim, M. N.: Finite element modeling of the formation of adiabatic shear bands in AISI 4340 steel. *Materials Science and Engineering A* 266.1, 1999, S. 255–260
- [FERE04] Fereshteh-Saniee, F., Pillinger, I., Hartley, P.: Friction modelling for the physical simulation of the bulk metal forming processes. *Journal of Materials Processing Technology* 153-154, 2004, S. 151–156
- [FIEL04] Field, J., Walley, S. M., Proud, W. G., Goldrein, H. T., Siviour, C. R.: Review of experimental techniques for high rate deformation and shock studies. *International Journal of Impact Engineering* 30.7, 2004, S. 725–775
- [FONT91] Fontane, J.-F., Gelin, J.-C.: A finite element analysis of high-speed metal-forming processes. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 40.1, 1991, S. 277–280
- [FORN90] Fornefeld, W.: Zur Parameteridentifikation und Berechnung von Hochgeschwindigkeitsdeformationen metallischer Werkstoffe anhand eines Kontinuums-Damage-Modells. Dissertation, Ruhr-Universität Bochum, 1990
- [FROB66] Frobin, R.: Kenngrößen für die Umformbarkeit. Dissertation, Technische Hochschule Karl-Marx-Stadt, 1966
- [FROM08] Frommert, M. M.: Dynamische Rekristallisation unter konstanten und transienten Umformbedingungen. Dissertation, RWTH Aachen, 2008
- [FROU16] Froustey, C., Panteleev, I., Lyapunova, E., Naimarkb, O.: Defect induced shear instability and ASB failure in metals. *Procedia Structural Integrity* 2, 2016, S. 1959–1966

- [GEIG01] Geiger, M., Kleiner, M., Eckstein, R., Tiesler, N., Engel, U.: Microforming. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 50.2, 2001, S. 445–462
- [GILA97] Gilat, A., Wu, X.: Plastic deformation of 1020 steel over a wide range of strain rates and temperatures. *International Journal of Plasticity* 13.6, 1997, S. 611–632
- [GORE60] Gorelik, S. S., Fainbron, S. M., Katkova, A. M., Shelgaeva, L. V.: Causes of cracking during the forging of bars. *Metal Science and Heat Treatment* 2.9, 1960, S. 481–482
- [GORH89] Gorham, D. A.: Specimen inertia in high strain-rate compression. *Journal of Physics D: Applied Physics* 22.12, 1989, S. 1888–1893
- [GRAH93] Graham, R. A.: Solids under high pressure shock compression: mechanics, physics, and chemistry. New York: Springer, 1993
- [GROT09] Grote, K.-H., Antonsson, E. K., Hrsg.: Springer handbook of mechanical engineering. New York: Springer, 2009
- [GRUB14] Gruber, M.: Experimental and numerical development for forming under extreme conditions: a contribution to high-speed forming. Dissertation, Université de Technologie Belfort-Montbéliard, 2014
- [GRUB16] Gruber, M., Lebaal, N., Roth, S., Harb, N., Sterionow, P., Peyraut, F.: Parameter identification of hardening laws for bulk metal forming using experimental and numerical approach. *International Journal of Material Forming* 9.1, 2016, S. 21–33
- [GRÜN96] Grünbaum, M., Breitling, J., Altan, T.: Influence of high cutting speeds on the quality of blanked parts, ERC/NSM report. Columbus: NSF Engineering Research Center for Net Shape Manufacturing, 1996
- [GUDU01] Guduru, P. R., Rosakis, A. J., Ravichandran, G.: Dynamic shear bands: an investigation using high speed optical and infrared diagnostics. *Mechanics of Materials* 33, 2001, S. 371–402

- [GUO16] Guo, X., Sow, C., Khalil, C., Heuzé, T., Racineux, G.: Material constitutive behavior identification at high strain rates using a direct-impact Hopkinson device. In: High speed forming 2016: proceedings of the 7th international conference, Dortmund, 27. – 28. April. Hrsg. von Tekkaya, A. E., 2016, S. 185–192
- [GUOH09] Guohe, L., Minjie, W., Chunzheng, D.: Adiabatic shear critical condition in the high-speed cutting. *Journal of Materials Processing Technology* 209.3, 2009, S. 1362–1367
- [HAMO02] Hamouda, A. M. S.: Effect of energy losses during an impact event on the dynamic flow stress. *Journal of Materials Processing Technology* 124.1, 2002, S. 209–215
- [HANI07] Hanina, E., Rittel, D., Rosenberg, Z.: Pressure sensitivity of adiabatic shear banding in metals. *Applied physics letters* 90.021915, 2007, S. 1–3
- [HÄNS95] Hänsel, M., Geiger, R.: Net-Shape-Umformung. *Umformtechnik* 29.4, 1995, S. 218–224
- [HART07] Hartley, R. S., Cloete, T. J., Nurick, G. N.: An experimental assessment of friction effects in the split Hopkinson pressure bar using the ring compression test. *International Journal of Impact Engineering* 34.10, 2007, S. 1705–1728
- [HART87] Hartley, K. A., Duffy, J., Hawley, R. H.: Measurement of the temperature profile during shear band formation in steels deforming at high strain rates. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 35.3, 1987, S. 283–301
- [HÄSS04] Hässelbarth, W.: BAM-Leitfaden zur Ermittlung von Messunsicherheiten bei quantitativen Prüfergebnissen, Forschungsbericht 266. Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, 2004
- [HAWK67] Hawkyard, J. B., Johnson, W.: An analysis of the changes in geometry of a short hollow cylinder during axial compression. *International Journal of Mechanical Sciences* 9.4, 1967, S. 163–182

- [HAYH05] Hayhurst, D. R., Chan, M. W.: Determination of friction models for metallic die-workpiece interfaces. *International Journal of Mechanical Sciences* 47.1, 2005, S. 1–25
- [HELL88] Hellwig, K.-J.: Fließverhalten von Reinmetallen und austenitischem Stahl bei Schlagtorsionsbeanspruchung. Dissertation, RWTH Aachen, 1988
- [HEMY99] Hemyari, D.: Methode zur Ermittlung von Konstitutivmodellen für Reibvorgänge in der Massivumformung bei erhöhten Temperaturen. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 1999
- [HENN68] Henning, H. J.: Pneumatic-mechanical forming machines applications and limitations: technical paper MF68-548. Dearborn: American Society of Tool and Manufacturing Engineers, 1968
- [HERZ06] Herzig, N., Meyer, L. W.: Material characterization at high strain rates with special emphasis on miniaturization and size dependencies. In: *High speed forming 2006: proceedings of the 2nd international conference*, Dortmund, 20. – 21. März. Hrsg. von Kleiner, M., 2006, S. 13–22
- [HERZ08] Herzig, N.: Erfassung und Beschreibung des skalierten Fließ-, Verfestigungs- und Versagensverhaltens ausgewählter metallischer Werkstoffe. Dissertation, Technische Universität Chemnitz, 2008
- [HESS16] Heß, B.: Präzise Kaltmassivumformung für die Herstellung von Verzahnungen mittels oszillierendem Verzahnungseindrücken durch optimierte Reibverhältnisse. Dissertation, Universität Darmstadt, 2016
- [HIER08] Hiermaier, S. J.: *Structures under crash and impact: continuum mechanics, discretization and experimental characterization*. New York: Springer, 2008
- [HINE98] Hines, J. A., Vecchio, K. S., Ahzi, S.: A model for microstructure evolution in adiabatic shear bands. *Metallurgical and Materials Transactions A* 29.1, 1998, S. 191–203

- [HÖCK87] Höck, H.-G.: Dynamisches Werkstoffverhalten bei der Ausbreitung von Beanspruchungswellen. Dissertation, RWTH Aachen, 1987
- [HOFF05] Hoffmann, H., Schilp, H.: Größere Umformgrade sowie geringere Werkzeugbeanspruchungen durch Umformung im voll- statt teilplastischen Zustand. In: Erweiterung der Formgebungsgrenzen bei Umformprozessen: Abschlussbericht zum DFG-Schwerpunktprogramm 1074; Ergebnisse aus 48 Forschungsprojekten (1999–2005). Hrsg. von Kopp, R., Aachen: Verlagshaus Mainz, 2005, S. 347–354
- [HOFF07] Hoffmann, J., Hrsg.: Handbuch der Messtechnik. 3. Aufl. München: Carl Hanser, 2007
- [HOFF12] Hoffmann, H., Neugebauer, R., Spur, G., Hrsg.: Handbuch Umformen. 2. Aufl. München: Carl Hanser, 2012
- [HOMA87] Homayun, M.: Verhalten metallischer Werkstoffe im Bereich hoher Verformungsgeschwindigkeiten. Dissertation, RWTH Aachen, 1987
- [HOMB12] Homberg, W., Djakow, E., Akst, O.: Some aspects regarding the use of a pneumomechanical high speed forming process. High speed forming 2012: proceedings of the 5th international conference, Dortmund, 24. – 26. April. Hrsg. von Tekkaya, A. E., Daehn, G. S., Kleiner, M. 2012, S. 23–31
- [HOMB14] Homberg, W., Djakow, E., Damerow, O.: Process reliability and reproducibility of pneumomechanical and electrohydraulic forming processes. High speed forming 2014: proceedings of the 6th international conference, Daejeon, 26. – 29. Mai. Hrsg. von Huh, H., Tekkaya, A. E. 2014, S. 217–228
- [HOPK14] Hopkinson, B.: A method of measuring the pressure produced in the detonation of high explosives or by impact of bullets. Philosophical Transactions of the Royal Society of London, Series A 213.497-508, 1914, S. 437–456

- [HU17] Hu, C., Yin, Q., Zhao, Z., Ou, H.: A new measuring method for friction factor by using ring with inner boss compression test. *International Journal of Mechanical Sciences* 123, 2017, S. 133–140
- [HUGH97] Hughes, D. A., Hansen, N.: High angle boundaries formed by grain subdivision mechanisms. *Acta Materialia* 45.9, 1997, S. 3871–3886
- [IMBE06] Imbert, J. M., Worswick, M. J., Golovashchenko, S.: Contributing factors to the increased formability observed in electromagnetically formed aluminum alloy sheet. In: *High speed forming 2006: proceedings of the 2nd international conference, Dortmund, 20. – 21. März.* Hrsg. von Kleiner, M., 2006, S. 3–12
- [IRIO06] Iriondo, E., Gonzalez, B., Gutierrez, M., Vonhout, V., Daehn, G., Hayes, B.: Electromagnetic springback reshaping. In: *High speed forming 2006: proceedings of the 2nd international conference, Dortmund, 20. – 21. März.* Hrsg. von Kleiner, M., 2006, S. 153–160
- [ISBE05] Isbell, W. M.: Time-resolved gauges for measurements of shock waves in solids. *High-pressure shock compression of solids VIII: the science and technology of high-velocity impact.* Hrsg. von Chhabildas, L. C., Davison, L., Horie, Y. Berlin, Heidelberg: Springer, 2005, S. 311–328
- [ISO4385] ISO 4385:1981, Plain bearings: compression testing of metallic bearing materials, ISO International Organization for Standardization, Genf, 1981
- [JÄHN79] Jähn, F.: Ein neues Verfahren zur Bestimmung der Fließspannungen von metallischen Werkstoffen bei höchsten Dehngeschwindigkeiten. Dissertation, Universität Karlsruhe, 1979
- [JAIN69] Jain, S. C., Bramley, A. N.: Characteristics of the high-speed hot forging process. *Advances in machine tool design and research: proceedings of the 9th international MTDR conference, Birmingham, September, part 1.* Hrsg. von Tobias, S. A., Koenigsberger, F. Oxford u. a.: Pergamon Press, 1969, S. 95–113



- [JIA04] Jia, D., Ramesh, K. T.: A rigorous assessment of the benefits of miniaturization in the Kolsky bar system. *Experimental Mechanics* 44.5, 2004, S. 445–454
- [JIAN01] Jiang, J., Ulbrich, H.: Derivation of coefficient of friction at high sliding speeds from energy conservation over the frictional interface. *Wear* 247.1, 2001, S. 66–75
- [JONE69] Jones, M. G., Davies, R., Singh, A.: Some high-speed cold forging operations. *Advances in machine tool design and research: proceedings of the 9th international MTDR conference, Birmingham, September, part 1*. Hrsg. von Tobias, S. A., Koenigsberger, F. Oxford u. a.: Pergamon Press, 1969, S. 149–161
- [JOSH08] Joshi, S. P., Ramesh, K. T.: Grain size dependent shear instabilities in body-centered and face-centered cubic materials. *Materials Science and Engineering A* 493.1-2, 2008, S. 65–70
- [JOUN09] Joun, M. S., Moon, H. G., Choi, I. S., Lee, M. C., Jun, B. Y.: Effects of friction laws on metal forming processes. *Tribology International* 42.2, 2009, S. 311–319
- [JUST05] Just, H.: Erweiterung der Formgebungsgrenzen rissbehafteter Halbwarm-Massivumformprozesse unter Anwendung der Schädigungsmechanik und der Finite Elemente Methode. Dissertation, Universität der Bundeswehr Hamburg, 2005
- [JÜTT86] Jütte, F.: Beitrag zum Präzisionsumformen von Stirnradverzahnungen. Dissertation, Universität Paderborn, 1986
- [KANG08] Kang, J., Wilkinson, D. S., Bruhis, M., Jain, M., Wu, P. D., Embury, J. D., Mishra, R. K., Sachdev, A. K.: Shear localization and damage in AA5754 aluminum alloy sheets. *Journal of Materials Engineering and Performance* 17.3, 2008, S. 395–401
- [KANG99a] Kang, J. H., Park, I. W., Jae, J. S., Kang, S. S.: A study on a die wear model considering thermal softening (I): construction of the wear model. *Journal of Materials Processing Technology* 96.1, 1999, S. 53–58

- [KANG99b] Kang, J. H., Park, I. W., Jae, J. S., Kang, S. S.: A study on die wear model considering thermal softening (II): application of the suggested wear model. *Journal of Materials Processing Technology* 94.2, 1999, S. 183–188
- [KAPO98] Kapoor, R., Nemat-Nasser, S.: Determination of temperature rise during high strain rate deformation. *Mechanics of Materials* 27.1, 1998, S. 1–12
- [KAPP05] Kappes, B. G.: Über den Nachweis tribologischer Effekte mit Hilfe von Modellversuchen im Bereich der umweltfreundlichen Kaltmassivumformung. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2005
- [KÁRM11] Kármán, T. von: Festigkeitsversuche unter allseitigem Druck. *Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure* 55.42, 1911, S. 1749–1757
- [KAST67] Kast, D., Schuster, M.: Untersuchungen beim Rückwärts-Napffließpressen. *Industrie-Anzeiger* 89.21, 1967, S. 411–414
- [KAWA64] Kawada, T., Takeuchi, T., Ikeda, S., Kumabe, T.: Impact extrusion of aluminum. *Transactions of National Research Institute for Metals* 6.6, 1964, S. 361–369
- [KAWA66] Kawada, T., Suzuki, M., Takeuchi, T., Ikeda, S., Kumabe, T., Dendo, T.: Some experiments and dynamical considerations on impact extrusion. *Annals of the CZRP* 14, 1966, S. 35–45
- [KAWA87] Kawata, K., Hashimoto, S., Sekino, S., Takeda, N.: Macro- and micro-mechanics of high-velocity brittleness and high-velocity ductility of solids. In: *Macro- and micro-mechanics of high velocity deformation and fracture: proceedings of the IUTAM symposium on MMMHVDF, Tokyo, 12. – 15. August, Berlin, Heidelberg: Springer, 1987, S. 1–25*
- [KEUN15] Keunecke, M., Barthel, T.: Beschichtung HGSS: Schlussbericht zum Vorhaben Industrieller Gemeinschaftsforschung 177527BG der Europäischen Forschungsvereinigung Dünne Schichten e.V. Chemnitz: Fraunhofer IWU und IST, 2015

- [KIEN69] Kienzle, O., Hrsg.: Wörterbuch der Fertigungstechnik: Band 5 Kaltfließpressen und Kaltstauchen. CIRP Internationale Forschungsgemeinschaft für Mechanische Produktionstechnik. Essen: Girardet, 1969
- [KIM08] Kim, N., Choi, H.: The prediction of deformation behavior and interfacial friction under hot working conditions using inverse analysis. *Journal of Materials Processing Technology* 208.1-3, 2008, S. 211–221
- [KLEI07] Kleiner, M., Hermes, M., Weber, M., Olivier, H., Gershteyn, G., Bach, F.-W., Brosius, A.: Tube expansion by gas detonation. *Production Engineering: Research and Development* 1.1, 2007, S. 9–17
- [KLEP05] Klepaczko, J. R.: Review on critical impact velocities in tension and shear. *International Journal of Impact Engineering* 32.1-4, 2005, S. 188–209
- [KLEP88] Klepaczko, J. R., Lipinski, P., Molinari, A.: An analysis of the thermoplastic catastrophic shear in some metals. *Impact loading and dynamic behaviour of materials*. Hrsg. von Chiem, C. Y., Kunze, H.-D., Meyer, L. W. Oberursel: DGM Informationsgesellschaft, 1988, S. 695–704
- [KLEP98] Klepaczko, J. R.: Remarks on impact shearing. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 46.10, 1998, S. 2139–2153
- [KLEP99] Klepaczko, J. R., Nguyen, H. V., Nowacki, W. K.: Quasi-static and dynamic shearing of sheet metals. *European Journal of Mechanics A/Solids* 18.2, 1999, S. 271–289
- [KLOC04] Klocke, F., Maßmann, T., Grams, J.: Grundlagenuntersuchungen zum Einsatz umweltverträglicher Tribosysteme beim Zerspanen und in der Kaltumformung. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 35.10–11, 2004, S. 901–909
- [KLOC17] Klocke, F.: *Fertigungsverfahren Band 4: Umformen*. 6. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg, 2017

- [KOLL90] Koll, W.: Kaltfließpressen von Bauteilen mit Verzahnungen. Dissertation, RWTH Aachen, 1990
- [KOLS49] Kolsky, H.: An investigation of the mechanical properties of materials at very high rates of loading. Proceedings of the Physical Society, Section B 62.11, 1949, S. 676–700
- [KOND87] Kondo, K., Ohga, K., Hori, K.: Investigation into forming processes of various spur gears. In: Advanced technology of plasticity 1987: proceedings of the second international conference, Stuttgart, 24.–28. August. Hrsg. von Lange, K., Berlin: Springer, 1987, S. 1089–1096
- [KOPP05] Kopp, R. In: Erweiterung der Formgebungsgrenzen bei Umformprozessen: Abschlussbericht zum DFG-Schwerpunktprogramm 1074; Ergebnisse aus 48 Forschungsprojekten (1999–2005). Hrsg. von Kopp, R., Aachen: Verlagshaus Mainz, 2005, S. 1–10
- [KRAU16] Krause, A.: Eignung von wasserstoffhaltigen amorphen Kohlenstoffschichten zur Verschleißreduzierung in der Halbwarmmassivumformung. Dissertation, Universität Hannover, 2016
- [KRAU62] Krause, U.: Vergleich verschiedener Verfahren zum Bestimmen der Formänderungsfestigkeit bei der Kaltumformung. Dissertation, Technische Hochschule Hannover, 1962
- [KROK83] Krokha, V. A., Planida, V. E.: More accurate determination of the region of application of the method of upsetting specimens with flat ends. Strength of Materials 15.10, 1983, S. 1488–1494
- [KRÜG01] Krüger, L.: Untersuchungen zum Festigkeits-, Verformungs- und Versagensverhalten der Legierung Ti-6-22-22S in Abhängigkeit von der Temperatur, der Dehngeschwindigkeit und dem Spannungszustand. Dissertation, Technische Universität Chemnitz, 2001
- [KUHN00] Kuhn, H., Medlin, D.: Mechanical testing and evaluation: ASM handbook vol. 8. 11. Aufl. Materials Park: ASM International, 2000

- [KUHN71] Kuhn, H. A., Lee, P. W.: Strain instability and fracture at the surface of upset cylinders. Metallurgical and Materials Transactions B 2.11, 1971, S. 3197–3202
- [KURI87] Kuriyama, S., Meyers, M. A.: Numerical analysis of adiabatic shear band in an early stage of its propagation. Macro- and micro-mechanics of high velocity deformation and fracture: proceedings of the IUTAM symposium on MMMHVDF, Tokyo, 12. – 15. August. Hrsg. von Kawata, K., Shioiri, J. Berlin, Heidelberg: Springer, 1987, S. 203–212
- [LABO10] Labortechnik Tasler GmbH: LTT 500 Universal-Messverstärker für dynamische und statische Sensorsignale. Würzburg, 2010
- [LAND00] Landgrebe, D.: Bestimmung der Formänderungsgrenzen durch duktilen Werkstoffversagen bei Kaltumformverfahren mit Hilfe der FEM. Dissertation, Universität der Bundeswehr Hamburg, 2000
- [LANG08] Lange, K., Kammerer, M., Pöhlandt, K., Schöck, J.: Fließpressen: Wirtschaftliche Fertigung metallischer Präzisionswerkstücke. Berlin, Heidelberg: Springer, 2008
- [LANG93] Lange, K.: Umformtechnik – Handbuch für Industrie und Wissenschaft Band 4: Sonderverfahren, Prozeßsimulation, Werkzeugtechnik, Produktion. 2. Aufl. Berlin, Heidelberg: Springer, 1993
- [LARO10] Larour, P.: Strain rate sensitivity of automotive sheet steels: influence of plastic strain, strain rate, temperature, microstructure, bake hardening and pre-strain. Dissertation, RWTH Aachen, 2010
- [LAUF91] Laufer, M.: Untersuchungen über das Kaltfließpressen gerad- und schrägverzahnter Stirnräder. Dissertation, Universität Paderborn, 1991
- [LECH16] Lechner, M., Rosenschon, M., Lenzen, M., Suttner, S., Affronti, E., T., G., Merklein, M.: Signifikanz von Geschwindigkeitseinflüssen in der Werkstoffcharakterisierung. In: 19. Workshop Simulation in der Umformtechnik: Geschwindigkeitseinflüsse in der Blech- und Massivumformung, Stuttgart, 23. – 24. Februar. Hrsg. von Liewald, M., 2016, S. 15–25

- [LEE04] Lee, H. S., Hwang, B., Lee, S., Lee, C. G., Kim, S.-J.: Effects of martensite morphology and tempering on dynamic deformation behavior of dual-phase steels. *Metallurgical and Materials Transactions A* 35.8, 2004, S. 2371–2382
- [LEE84] Lee, P. W., Kuhn, H. A.: Cold upset testing. *Workability testing techniques*. Hrsg. von Dieter, G. E. Ohio: American Society for Metals, 1984, S. 37–50
- [LEE97] Lee, W.-S., Yeh, G.-W.: The plastic deformation behaviour of Al-Si 4340 alloy steel subjected to high temperature and high strain rate loading conditions. *Journal of Materials Processing Technology* 71.2, 1997, S. 224–234
- [LEE98] Lee, C. G., Park, W. J., Lee, S., Shin, K. S.: Microstructural development of adiabatic shear bands formed by ballistic impact in a Weldalite 049 alloy. *Metallurgical and Materials Transactions A* 29.2, 1998, S. 477–483
- [LEHM05] Lehmann, G., Schoß, H.: Verbesserung des Formänderungsvermögens beim Schrägwalzlochen durch axiale Druckbelastung der Knüppel. In: *Erweiterung der Formgebungsgrenzen bei Umformprozessen: Abschlussbericht zum DFG-Schwerpunktprogramm 1074; Ergebnisse aus 48 Forschungsprojekten (1999–2005)*. Hrsg. von Kopp, R., Aachen: Verlagshaus Mainz, 2005, S. 151–158
- [LESU05] Lesuer, D. R., Syn, C. K., Sherby, O. D.: Severe plastic deformation through adiabatic shear banding in Fe-C steels. *Materials Science and Engineering A* 410-411, 2005, S. 222–225
- [LI96] Li, J. H.: Untersuchung der Wirkflächenreibung für die Finite-Elemente-Simulation der Massivumformung. Dissertation, RWTH Aachen, 1996
- [LIAO98] Liao, S.-C., Duffy, J.: Adiabatic shear bands in a Ti-6Al-4V titanium alloy. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 46.11, 1998, S. 2201–2231

- [LIEN71] Lienhart, A.: Über die Abhängigkeit des Formänderungsvermögens metallischer Werkstoffe vom Spannungszustand bei unterschiedlich hoher Temperatur und Formänderungsgeschwindigkeit. Dissertation, RWTH Aachen, 1971
- [LIN06] Lin, Z.-C., Lin, V.-H.: Friction coefficient of upsetting with a procedure of combining the inverse model and the Tikhonov method. *International Journal of Mechanical Sciences* 48.7, 2006, S. 717–725
- [LIPP67] Lippman, H.: On the dynamics of forging. In: *Proceedings of the 7th international MTDR conference, Birmingham, September 1966*. Hrsg. von Tobias, S. A., Oxford u. a.: Pergamon Press, 1967, S. 53–66
- [LONG05] Longère, P., Dragon, A., Trumel, H., Deprince, X.: Adiabatic shear banding-induced degradation in a thermo-elastic/viscoplastic material under dynamic loading. *International Journal of Impact Engineering* 32.1-4, 2005, S. 285–320
- [LORE03] Lorenz, U., Esser, J.-J.: Homogeneity of deformation. *Materialprüfung (MP)* 45.10, 2003, S. 449–454
- [LU17] Lu, Y., Zhu, Z., Li, D., Xie, W.: Constitutive model of 42CrMo steel under a wide range of strain rates based on crystal plasticity theory. *Materials Science and Engineering: A* 679, 2017, S. 215–222
- [LUDW09] Ludwik, P.: *Elemente der Technologischen Mechanik*. Berlin: Springer, 1909
- [LUDW28] Ludwik, P.: *Bruchgefahr und Materialprüfung*. Zürich: Schweizer Verband für die Materialprüfungen der Technik, 1928
- [MACD00] Macdougall, D.: Determination of the plastic work converted to heat using radiometry. *Experimental Mechanics* 40.3, 2000, S. 298–306
- [MAIE34] Maier, A. F.: *Einfluß des Spannungszustandes auf das Formänderungsvermögen der metallischen Werkstoffe*. Dissertation, Technische Hochschule Stuttgart, 1934

- [MALE64] Male, A. T., Cockcroft, M. G.: A method for the determination of the coefficient of friction of metals under conditions of bulk plastic deformation. *Journal of the Institute of Metals* 93.2, 1964, S. 38–46
- [MANG62] Mang, W. G.: Dynapak – a new dimension in high-energy rate forming. *Scheet metal industries* 39.424, 1962, S. 541–554
- [MANU05] Manuel, O.: Erweiterung der Verfahrensgrenzen beim Tief- und Kragenziehen mit Druckspannungsüberlagerung. In: *Erweiterung der Formgebungsgrenzen bei Umformprozessen: Abschlussbericht zum DFG-Schwerpunktprogramm 1074; Ergebnisse aus 48 Forschungsprojekten (1999–2005)*. Hrsg. von Kopp, R., Aachen: Verlagshaus Mainz, 2005, S. 200–209
- [MARC88] Marchand, A., Duffy, J.: An experimental study of the formation process of adiabatic shear bands in a structural steel. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 36.3, 1988, S. 251–283
- [MATA81] Mataya, M. C., Krauss, G.: A test to evaluate flow localization during forging. *Journal of Applied Metalworking* 2.1, 1981, S. 28–37
- [MAUE08] Mauer, G., Vaßen, R., Stöver, D.: Detection of melting temperatures and sources of errors using two-color pyrometry. *International Journal of Thermophysics* 29.2, 2008, S. 764–786
- [MESS94] Messner, A., Engel, U., Kals, R., Vollertsen, F.: Size effect in the FE-simulation of micro-forming processes. *Journal of Materials Processing Technology* 45.1, 1994, S. 371–376
- [METZ69a] Metzler, H. J.: Schätzung der Trägheitskräfte beim Stauchen unter Hochgeschwindigkeitshämmern. *Industrie-Anzeiger* 91.93, 1969, S. 2246–2250
- [METZ69b] Metzler, H. J.: Schätzung der Trägheitskräfte beim Stauchen unter Hochgeschwindigkeitshämmern. *Industrie-Anzeiger* 91.104, 1969, S. 2540–2544
- [METZ70] Metzler, H. J.: Über den Einfluß der Werkzeuggeschwindigkeit auf den Stauchvorgang. Dissertation, Universität Stuttgart, 1970



- [MEYE03] Meyers, M. A., Xu, Y. B., Xue, Q., Pérez-Prado, M. T., McNelley, T. R.: Microstructural evolution in adiabatic shear localization in stainless steel. *Acta Materialia* 51.5, 2003, S. 1307–1325
- [MEYE07a] Meyer, L. W., Herzig, N., Halle, T., Hahn, F., Krueger, L., Staudhammer, K. P.: A basic approach for strain rate dependent energy conversion including heat transfer effects: an experimental and numerical study. *Journal of Materials Processing Technology* 182.1, 2007, S. 319–326
- [MEYE07b] Meyer, L. W., Kuprin, C., Halle, T.: Ermittlung von Fließkurven für die Simulation schneller Warmumformvorgänge. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 38.2, 2007, S. 97–100
- [MEYE09] Meyer, L. W., Kuprin, C., Halle, T.: Werkstoffverhalten bei hohen Temperaturen und hohen Dehnungsgeschwindigkeiten unter den Bedingungen der Warmumformung. ICAFT 2009: proceedings of the 3rd international conference on accuracy in forming technology, Chemnitz, 10. – 11. November. Hrsg. von Neugebauer, R. Auerbach: Verlag Wissenschaftliche Scripten, 2009, S. 43–59
- [MEYE82] Meyer, L. W.: Werkstoffverhalten hochfester Stähle unter einsinnig dynamischer Belastung. Dissertation, Universität Dortmund, 1982
- [MEYE88] Meyer, L. W., Staskewitsch, E.: Mechanical behaviour of some steels under dynamic loading. Impact loading and dynamic behaviour of materials. Hrsg. von Chiem, C. Y., Kunze, H.-D., Meyer, L. W. Bd. 1. Oberursel: DGM Informationsgesellschaft, 1988, S. 331–342
- [MEYE90] Meyers, M. A., Wittman, C. L.: Effect of metallurgical parameters on shear band formation in low-carbon ( $\sim 0.20$  Wt Pct) steels. *Metallurgical and Materials Transactions A* 21.12, 1990, S. 3153–3164
- [MEYE92] Meyers, M. A., Murr, L. E., Staudhammer, K. P.: Shock-wave and high-strain-rate phenomena in materials. New York: Dekker, 1992
- [MEYE94] Meyers, M. A.: Dynamic behavior of materials. New York: John Wiley & Sons, 1994

- [MEYE99] Meyer, L. W., Krüger, L., Abdel-Malek, S.: Adiabatische Schervorgänge: Festigkeits- und Verformungsverhalten sowie Versagensablauf. *Materialprüfung (MP)* 41.1-2, 1999, S. 31–35
- [MICR11] Micro-Epsilon Messtechnik GmbH: EddyNCDT 3300 – Berührungslose Wirbelstrom-Wegmessung. Ortenburg, 2011
- [MOLI99] Molinari, A., Estrin, Y., Mercier, S.: Dependence of the coefficient of friction on the sliding conditions in the high velocity range. *Journal of Tribology* 121.1, 1999, S. 35–41
- [MÜLL63] Müller-Axt, F.: Massivumformung mit Hochgeschwindigkeitshämmern, eine Auswertung des Schrifttums. *Werkstattstechnik* 53.12, 1963, S. 720–725
- [MÜLL68] Müller-Axt, F.: Beitrag zum Rückwärtswarmfließpressen von Stahl, besonders mit Hämmern. Dissertation, Technische Hochschule Hannover, 1968
- [MURR04] Murr, L. E., Esquivel, E. V.: Observations of common microstructural issues associated with dynamic deformation phenomena: twins, microbands, grain size effects, shear bands, and dynamic recrystallization. *Journal of Materials Science* 39.4, 2004, S. 1153–1168
- [MURR07] Murr, L. E., Pizaña, C.: Dynamic recrystallization: the dynamic deformation regime. *Metallurgical and Materials Transactions A* 38.11, 2007, S. 2611–2628
- [MURR10] Murrenhoff, H.: *Umweltverträgliche Tribosysteme: Die Vision einer umweltfreundlichen Werkzeugmaschine*. Berlin, Heidelberg: Springer, 2010
- [N66a] N., N.: CEFF high-speed forging machine. *Metal Treatment* 2.6, 1966, S. 240–242
- [N66b] N., N.: Petro-forge high-rate forging at the university of Birmingham. *Metal Treatment* 2.1, 1966, S. 36–38
- [N66c] N., N.: High-rate forging at Vickers' Newcastle upon Tyne forging and foundry division. *Metal Treatment* 2.1, 1966, S. 22–24

- [NAKK91] Nakkalil, R., Hornaday, J. R., Bassim, M. N.: Characterization of the compression properties of rail steels at high temperatures and strain rates. *Materials Science and Engineering A* 141.2, 1991, S. 247–260
- [NEE99] Nee, A. Y. C., Ong, S. K., Wang, Y. G.: *Computer applications in near net-shape operations*. London: Springer, 1999
- [NEMA03] Nemat-Nasser, S., Guo, W.-G.: Thermomechanical response of DH-36 structural steel over a wide range of strain rates and temperatures. *Mechanics of Materials* 35.11, 2003, S. 1023–1047
- [NEST82] Nester, W., Pöhlandt, K.: Ermittlung von Fließkurven in verschiedenen Ausführungsformen des Stauchversuches. *Rheologica Acta* 21.4/5, 1982, S. 409–412
- [NETS95] Netsch, T.: *Methode zur Ermittlung von Reibmodellen für die Blechumformung*. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 1995
- [NEUB88] Neubauer, A., Stroppe, H., Wolf, H.: *Hochgeschwindigkeitstechnologie der Metallbearbeitung*. Berlin: Verlag Technik, 1988
- [NEUG05] Neugebauer, R., Schubert, A., Burkhardt, T.: Wirkung höherer Umformgeschwindigkeiten auf Strukturausbildung und Werkzeugbelastung beim Mikroumformen. In: *Erweiterung der Formgebungsgrenzen bei Umformprozessen: Abschlussbericht zum DFG-Schwerpunktprogramm 1074; Ergebnisse aus 48 Forschungsprojekten (1999–2005)*. Hrsg. von Kopp, R., Aachen: Verlagshaus Mainz, 2005, S. 277–284
- [NEUG09] Neugebauer, R., Sterzing, A., Bräunlich, H.: Spezifika der Prozesskettengestaltung unter Aspekten des Geschwindigkeits- und Temperatureinflusses. *ICAFT 2009: proceedings of the 3rd international conference on accuracy in forming technology*, Chemnitz, 10. – 11. November. Hrsg. von Neugebauer, R. Auerbach: Verlag Wissenschaftliche Scripten, 2009

- [NEUG11] Neugebauer, R., Bouzakis, K.-D., Denkena, B., Klocke, F., Sterzing, A., Tekkaya, A. E., Wertheim, R.: Velocity effects in metal forming and machining processes. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 60.2, 2011, S. 627–650
- [ODES05] Odeshi, A. S., Bassim, M. N., Al-Ameeri, S., Li, Q.: Dynamic shear band propagation and failure in AISI 4340 steel. *Journal of Materials Processing Technology* 169.2, 2005, S. 150–155
- [ODES06] Odeshi, A. S., Bassim, M. N., Al-Ameeri, S.: Effect of heat treatment on adiabatic shear bands in a high-strength low alloy steel. *Materials Science and Engineering A* 419.1-2, 2006, S. 69–75
- [ODES08] Odeshi, A. S., Bassim, M. N.: Evolution of adiabatic shear bands in a dual-phase steel at very high strain rates. *Materials Science and Engineering A* 488.1-2, 2008, S. 235–240
- [OLIF09] Oliferuk, W., Maj, M.: Stress-strain curve and stored energy during uniaxial deformation of polycrystals. *European Journal of Mechanics A/Solids* 28.2, 2009, S. 266–272
- [OLIF12] Oliferuk, W., Maj, M., Litwinko, R., Urbański, L.: Thermomechanical coupling in the elastic regime and elasto-plastic transition during tension of austenitic steel, titanium and aluminium alloy at strain rates from  $10^{-4}$  to  $10^{-1} \text{ s}^{-1}$ . *European Journal of Mechanics A/Solids* 35, 2012, S. 111–118
- [OPEL17] Opel, D., Nahif, F.: Optimierung von Kaltmassivumformwerkzeugen: Die obersten  $50 \mu\text{m}$ . In: 32. Jahrestreffen der Kaltmassivumformer: Tagung mit Fachausstellung, Düsseldorf, 22. – 23. Februar. Hrsg. von Groche, P., 2017, S. 155–161
- [OSAK00] Osakada, K., Matsumoto, R.: Fundamental study of dry metal forming with coated tools. *CIRP Annals – Manufacturing Technology* 49.1, 2000, S. 161–164
- [OSTW96] Ostwaldt, D., Pantleon, W., Klimanek, P.: Stauchversuche bei hohen Formänderungsgeschwindigkeiten mit Hilfe eines ballistischen Plastometers. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 27.9, 1996, S. 417–425

- [OTTE98] Otten, E. W.: Repetitorium Experimentalphysik. Berlin, Heidelberg, New York: Springer, 1998
- [OZLU09] Ozlu, E., Budak, E., Molinari, A.: Analytical and experimental investigation of rake contact and friction behavior in metal cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 49.11, 2009, S. 865–875
- [PALS63] Palsulich, J. M.: High energy forming development: AMC project TR 7-866, 5th interim technical progress report. Dayton: Aeronautical Systems Center, 1963
- [PATH10] Pathak, K. K., Kaviti, A. K., Hora, M. S.: The application of neural networks in the preform design of the upsetting process. *The Journal of The Minerals, Metals & Materials Society* 62.5, 2010, S. 55–59
- [PENG10] Peng, L., Lai, X., Lee, H.-J., Song, J.-H., Ni, J.: Friction behavior modeling and analysis in micro/meso scale metal forming process. *Materials & Design* 31.4, 2010, S. 1953–1961
- [PESC03] Pesch, B.: Bestimmung der Messunsicherheit nach GUM. Norderstedt: Books on Demand, 2003
- [PHIL04] Philippon, S., Sutter, G., Molinari, A.: An experimental study of friction at high sliding velocities. *Wear* 257.7-8, 2004, S. 777–784
- [PHIL10] Philtec Inc.: Fiberoptic sensor model D171 – reflectance dependent: for the measurement of distance, displacement and vibration. Annapolis, 2010
- [PHIL11] Philtec Inc.: Fiber optic displacement sensors with analog output: operating instructions. Annapolis, 2011
- [PIAO17] Piao, M., Huh, H., Lee, I., Park, L.: Characterization of hardening behaviors of 4130 Steel, OFHC Copper, Ti6Al4V alloy considering ultra-high strain rates and high temperatures. *International Journal of Mechanical Sciences* 131–132, 2017, S. 1117–1129
- [PICO09] Pico Technology Ltd.: PicoScope 6000 series PC oscilloscopes specifications. 2009

- [PIÉZ10a] Piézotech SAS: Piezoelectric films technical information. Hé-singue, 2010
- [PIÉZ10b] Piézotech SAS: PVDF shock gauges technical information. Hé-singue, 2010
- [PIÉZ11] Piézotech SAS: Technical information: S25CP PVDF sensor stan-dard response. Hé-singue, 2011
- [PÖHL03] Pöhlandt, K.: Werkzeuge der Kaltmassivumformung: Grundlagen und Praxis. Bd. 581. expert, 2003
- [POHL72] Pohl, W. W., Lang, K.: Ein Näherungsverfahren zur Berechnung der Temperaturverteilung beim Kaltstauchen von Metallen. CIRP Annals – Manufacturing Technology, 1972
- [PÖHL79] Pöhlandt, K.: Weiterentwicklung des Stauchversuches zur Ermittlung von Fließkurven. Rheologica Acta 18.6, 1979, S. 724–729
- [PÖHL82] Pöhlandt, K., Nester, W.: Methods of determining stress-strain curves by upsetting cylindrical test-pieces. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 13, 1982, S. 116–119
- [PÖHL84] Pöhlandt, K.: Vergleichende Betrachtung der Verfahren zur Prü-fung der plastischen Eigenschaften metallischer Werkstoffe. Habi-litation, Universität Stuttgart, 1984
- [PÖHL86] Pöhlandt, K.: Werkstoffprüfung für die Umformtechnik: Grundla-gen, Prüfmethoden, Anwendungen. Berlin, Heidelberg: Springer, 1986
- [PÖHL89] Pöhlandt, K.: Materials testing for the metal forming industry. Ber-lin, Heidelberg: Springer, 1989
- [POLL95] Polley, W., Knoch, U.: Endkonturnahe Herstellung von Ventilfe-dertellern durch Präzisions Schmieden. Umformtechnik 29.3, 1995, S. 178–183

- [PSYK06] Psyk, V., Beerwald, C., Homberg, W., Kleiner, M., Beerwald, M., Henselek, A.: Investigation of the process chain bending – electromagnetic compression – hydroforming on the basis of an industrial demonstrator Part. In: High speed forming 2006: proceedings of the 2nd international conference, Dortmund, 20. – 21. März. Hrsg. von Kleiner, M., 2006, S. 117–127
- [RABE62] Rabenold, D. G.: Comparison of high energy rate (Dynapak) and conventional extrusion of refractory metals: technical documentary report ASD-TDR-62-506. Blairsville: Westinghouse Electric Corporation, 1962
- [RAED02] Raedt, J. W.: Grundlagen für das schmiermittelreduzierte Tribosystem bei der Kaltumformung des Einsatzstahles 16MnCr5. Dissertation, RWTH Aachen, 2002
- [RASP05] Rasp, W., Wichern, C. M., Jamet, J.-M.: Improvement of formability via superimposed hydrostatic pressure. In: Erweiterung der Formgebungsgrenzen bei Umformprozessen: Abschlussbericht zum DFG-Schwerpunktprogramm 1074; Ergebnisse aus 48 Forschungsprojekten (1999–2005). Hrsg. von Kopp, R., Aachen: Verlagshaus Mainz, 2005, S. 218–225
- [RAST40] Rastegaev, M. V.: New method of homogenous upsetting of specimens for the determination of flow stress and internal friction (Russ.: Novai metod ravnornogo ocasevanija obraszov dlja opredilenija ictinogo copotivlenija deformazii i koefizienta vneschnego trenija metala). Zavodskaja labolatorija 1.9, 1940, S. 354
- [REBH79] Rebholz, M., Roll, K.: Ein Näherungsverfahren für die Berechnung von Umformvorgängen. Rheologica Acta 18.1, 1979, S. 75–85
- [RECH64] Recht, R. F.: Catastrophic thermoplastic shear. Journal of Applied Mechanics 31.2, 1964, S. 189–193
- [REHR06] Rehrmann, T.: Erweiterte Methoden zur Ermittlung gesicherter Fließspannungsdaten im Zylinderstauchversuch bei hohen Umformgeschwindigkeiten. Dissertation, RWTH Aachen, 2006

- [RIPP62] Rippel, J. M.: High energy rate extrusion: ASD project No. 7-882, 6th interim technical progress report. Blairsville: Westinghouse Electric Corporation, 1962
- [RIPP63] Rippel, J. M.: High energy rate extrusion: ASD project No. 7-882, 10th interim technical progress report. Blairsville: Westinghouse Electric Corporation, 1963
- [RITT00] Rittel, D.: Experimental investigation of transient thermoplastic effects in dynamic fracture. *International Journal of Solids and Structures* 37.21, 2000, S. 2901–2913
- [RITT98] Rittel, D.: Transient temperature measurement using embedded thermocouples. *Experimental Mechanics* 38.2, 1998, S. 73–78
- [ROHR05] Rohr, I., Nahme, H., Thoma, K.: Material characterization and constitutive modelling of ductile high strength steel for a wide range of strain rates. *International Journal of Impact Engineering* 31.4, 2005, S. 401–433
- [ROHR12] Rohrer GmbH: HERO DMS 805B – DMS-Brückenmessverstärker DC 1MHz-3db: Technische Information. München, 2012
- [ROLL11] Roll, K., Bogon, P.: Werkzeugtechnik und Optimierung. In: *Innovative Methoden zur Auslegung von Umformwerkzeugen im Fahrzeugbau (IMAUF)*. Hrsg. von Roll, K., Düsseldorf: VDI-Verlag, 2011, S. 11–59
- [ROSA00] Rosakis, P., Rosakis, A. J., Ravichandran, G., Hodowany, J.: A thermodynamic internal variable model for the partition of plastic work into heat and stored energy in metals. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 48.3, 2000, S. 581–607
- [RÖSL08] Rösler, J., Harders, H., Bäker, M.: *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*. 3. Aufl. Wiesbaden: Vieweg + Teubner, 2008
- [RUGE07] Ruge, J., Wohlfahrt, H.: *Technologie der Werkstoffe: Herstellung, Verarbeitung, Einsatz*. 8. Aufl. Wiesbaden: Vieweg, 2007



- [RUPP66] Ruppin, D.: Untersuchungen zum Anstauchen von Verdickungen an langen Profilen mit Hilfe von Sprengstoffen: Fortschrittsberichte der VDI-Zeitschriften Reihe 2, Band 8. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1966
- [SAMA75] Samanta, S. K.: On the limit of plastic deformation in compression of circular cylinders. *International Journal of Fracture* 11.2, 1975, S. 301–313
- [SANO17] Sanodiya, S., Choudhary, K.: Non conventional specimens FEA and exergy analysis effects of geometrical parameters in ring compression test. *Materials Today: Proceedings* 4.2, Part A, 2017, S. 2580–2591
- [SCHI16] Schiemann, T.: Mechanismen der Faltenbildung beim Bundanstauchen an hohlen Fließpressteilen. Dissertation, Universität Stuttgart, 2016
- [SCHM68] Schmitt, G.: Untersuchungen über das Rückwärts-Napffließpressen von Stahl bei Raumtemperatur. Dissertation, Universität Stuttgart, 1968
- [SCHM84] Schmicker, H.: Technologische Untersuchungen zum Explosivumformen mit formlos festen Energieübertragungsmedien im geschlossenen Werkzeug. Dissertation, Technische Hochschule Magdeburg, 1984
- [SCHM93] Schmieder, F.: Beitrag zur Fertigung von schrägverzahnten Stirnrädern durch Querfließpressen. Dissertation, Universität Stuttgart, 1993
- [SCHN08] Schneider, V. E.: Ermittlung der Formänderungsgrenzen legierter Stähle in der Warmmassivumformung. Dissertation, RWTH Aachen, 2008
- [SCHO03] Schoenfeld, S. E., Wright, T. W.: A failure criterion based on material instability. *International Journal of Solids and Structures* 40.12, 2003, S. 3021–3037

- [SCHR16] Schrader, T.: Grundlegende Untersuchungen zur Verschleißcharakterisierung beschichteter Kaltmassivumformwerkzeuge. Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg, 2016
- [SCHR83] Schreppel, U.: Zur definierten Ermittlung von Verformungs- und Bruchkennwerten von Metallen bei Impulsbelastung. Dissertation, Technische Hochschule Magdeburg, 1983
- [SCHU00] Schubert, A., Hartwig, H., Burkhardt, T., Neugebauer, R.: Einfluss der Verformungsgeschwindigkeit auf Strukturausbildungsgrenzen und erforderlichen Energiebedarf beim Hochgeschwindigkeitsumformen metallischer Miniaturkomponenten mit Mikrostrukturen: Abschlussbericht DFG-Forschungsprojekt NE 568/15-1. Chemnitz: Fraunhofer-Institut für Werkzeugmaschinen und Umformtechnik, 2000
- [SCHÜ01] Schüle, M.: Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Verhalten von Stählen unter schlagartiger Beanspruchung. Dissertation, Universität Stuttgart, 2001
- [SEET17] Seetharam, R., Kanmani Subbu, S., Davidson, M. J.: Hot workability and densification behavior of sintered powder metallurgy Al-B4C preforms during upsetting. *Journal of Manufacturing Processes* 28, Part 1, 2017, S. 309–318
- [SEL] SEL Stahl-Eisen-Liste: Register europäischer Stähle – Werkstoffnummer 1.7264, Verein Deutscher Eisenhüttenleute Düsseldorf: Stahleisen, 1999
- [SELL86] Sellars, C. M.: Modelling of structural evolution during hot working processes. In: *Annealing processes – recovery, recrystallization and grain growth: proceedings of the 7th Risø international symposium on metallurgy and materials science*, Roskilde, 8. – 12. September. Hrsg. von Hansen, N., Jensen, D. J., Leffers, T., Ralph, B., Risø National Laboratory, 1986, S. 167–187
- [SEMI83] Semiatin, S. L., Lahoti, G. D., Oh, S. I.: The occurrence of shear bands in metalworking. In: *Material behavior under high stress and ultrahigh loading rates: proceedings of the 29th Sagamore army*

- research conference, 16. – 23. Juli. Hrsg. von Mescall, J., Weiss, V., New York: Plenum Press, 1983, S. 119–159
- [SEMI96] Semiatin, S. L., Hrsg.: Forming and forging: metals handbook vol. 14. 4. Aufl. Materials Park: ASM International, 1996
- [SEP1123] SEP 1123, Zylinderstauchversuch zur Ermittlung von Kaltfließkurven, Stahl-Eisen-Prüfblätter, Verein Deutscher Eisenhüttenleute, Düsseldorf: Stahleisen, 1986
- [SEW310] SEW 310, Physikalische Eigenschaften von Stählen, Stahl-Eisen-Werkstoffblätter des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute, Düsseldorf: Stahleisen, 1992
- [SHAH85] Shah, J. J., Kuhn, H. A.: An empirical formula for workability limits in cold upsetting and bolt heading. *Journal of Applied Metalworking* 4.3, 1985, S. 255–261
- [SHAR08] Sharpe, W. N.: *Handbook of experimental solid mechanics*. New York: Springer, 2008
- [SHAW63] Shaw, M. C.: The role of friction in deformation processing. *Wear* 6.2, 1963, S. 140–158
- [SHUT63] Shutt, A., Turner, T. W.: Extrusion by a true impact process. *International Journal of Mechanical Sciences* 5.3, 1963, S. 267–273
- [SIEB28a] Siebel, E., Pomp, A.: Einfluß der Formänderungsgeschwindigkeit auf den Verlauf der Fließkurve von Metallen. *Mitteilungen aus dem Kaiser-Wilhelm-Institut für Eisenforschung zu Düsseldorf* 10, 1928, S. 63–68
- [SIEB28b] Siebel, E., Pomp, A.: Zur Weiterentwicklung des Druckversuchs. *Mitteilungen aus dem Kaiser-Wilhelm-Institut für Eisenforschung zu Düsseldorf* 10, 1928, S. 55–62
- [SIEB32] Siebel, E.: *Die Formgebung im bildsamem Zustande: Theoretische Grundlagen der technischen Formgebungsverfahren*. Düsseldorf: Stahleisen, 1932

- [SIEB33] Siebel, E., Maier, A. F.: Der Einfluß mehrachsiger Spannungszustände auf das Formänderungsvermögen metallischer Werkstoffe. Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure 77.51, 1933, S. 1345–1349
- [SIEK16] Siekiera, A.: Faser-Bragg-Gitter und Modeninterferenz in Mehrmodenfasern für Sensoren zur simultanen Messung von Temperatur und Dehnung. Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg, 2016
- [SILB03] Silbernagel, C.: Beitrag zum Präzisionsschmieden von Zahnrädern für Pkw-Getriebe. Dissertation, Universität Hannover, 2003
- [SKEE65] Skeen, S. A.: High-velocity forging: principles of operation and advantages. Machinery and production engineering 107.8, 1965
- [SLAT69] Slater, R. A. C., Johnson, W., Aku, S. Y.: Fast upsetting of short circular cylinders of plain medium carbon (0.55% C) steel at room temperature. Advances in machine tool design and research: proceedings of the 9th international MTDR conference, Birmingham, September, part 1. Hrsg. von Tobias, S. A., Koenigsberger, F. Oxford u. a.: Pergamon Press, 1969, S. 115–133
- [SOGR67] Sogrishin, Y. P., Orlova, L. M.: Influence of deformation rate on the plasticity of certain steels and alloys. Metal Science and Heat Treatment 9.6, 1967, S. 433–435
- [SRIN10] Srinivasan, S., Wang, H., Taber, G. A., Daehn, G. S.: Dimensional control and formability in impact forming. In: High speed forming 2010: proceedings of the 4th international conference, Ohio, 9. – 10. März. Hrsg. von Daehn, G., Zhang, Y., Babusci, K., Weddeling, C., Marre, M., Tekkaya, A. E., 2010, S. 239–249
- [STEI77] Steinicke, H.: Untersuchungen zum Explosivumformen von Rohr zur Herstellung getriebener LKW-Achsen. Dissertation, Technische Hochschule Magdeburg, 1977
- [STEN65] Stenger, H.: Über die Abhängigkeit des Formänderungsvermögens metallischer Stoffe vom Spannungszustand: Dissertation, RWTH Aachen. 1965

- [STEP02] Stepanov, G. V.: Strength of metals at high strain rates. *Strength of Materials* 34.3, 2002, S. 214–218
- [STER12] Sterionow, P., Gruber, M., Keck, V., Roll, K., Golle, R., Hoffmann, H., Volk, W.: Evaluation and modeling of the strain-rate-dependent onset and termination of shear localization. In: *Advanced failure prediction methods in sheet metal forming: proceedings of the 5th Forming Technology Forum*, Zürich, 5. – 6. Juni, ETH, Institute of Virtual Manufacturing, 2012, S. 129–134
- [STÖT60] Stöter, H.-J.: Untersuchung des Schmiedevorganges in Hammer und Presse, insbesondere hinsichtlich des Steigens. Dissertation, Technische Hochschule Hannover, 1960
- [SUTT05] Sutter, G., Molinari, A.: Analysis of the cutting force components and friction in high speed machining. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 127.2, 2005, S. 245–250
- [SZEN94] Szentmihályi, V.: Beitrag der Prozeßsimulation zur Entwicklung komplexer Kaltumformteile. Dissertation, Universität Stuttgart, 1994
- [TANA87] Tanaka, K., Kurokawa, T., Ueda, K.: Plastic stress wave propagation in a circular bar induced by a longitudinal impact. *Macro- and micro-mechanics of high velocity deformation and fracture: proceedings of the IUTAM symposium on MMMHVDF*, Tokyo, 12. – 15. August. Hrsg. von Kawata, K., Shioiri, J. Berlin, Heidelberg: Springer, 1987, S. 317–326
- [TAYL34] Taylor, G. I., Quinney, H.: The latent energy remaining in a metal after cold working. *Proceedings of the Royal Society of London, Series A* 143.849, 1934, S. 307–326
- [TELE16] Telemeter Electronic GmbH: Thermoelemente der Serie UFT: Typ K, NiCrNi. Kreuzlingen, 2016
- [THEW10] Thewes, R.: Hydro-Pulseforming – eine vorteilhafte Alternative zum Umformen von Blechplatten. In: *Tagung Hydroumformung von Blechen, Rohren und Profilen*, Fellbach, 6. Mai. Hrsg. von Liewald, M., 2010

- [THOM72] Thomas, A., Denham, K.: Die performance in high-energy rate forming. In: Proceedings of the 12th international machine tool design and research conference, Manchester, 13. – 17. September 1971. Hrsg. von Koenigsberger, F., Tobias, S. A., Macmillan, 1972, S. 153–160
- [TIES02] Tiesler, N.: Grundlegende Untersuchungen zum Fließpressen metallischer Kleinstteile. Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg, 2002
- [TIRO89] Tirosh, J., Iddan, D.: Technological ilmplication of high speed forming process. CIRP Annals – Manufacturing Technology 38.1, 1989, S. 235–238
- [TIRO94] Tirosh, J., Iddan, D.: The dynamics of fast metal forming processes. Journal of the Mechanics and Physics of Solids 42.4, 1994, S. 611–628
- [TOBI85] Tobias, S. A.: Survey of the development of petro-forge forming machines. International Journal of Machine Tool Design and Research 25.2, 1985, S. 105–197
- [TREP01] Treppmann, C.: Fließverhalten metallischer Werkstoffe bei Hochgeschwindigkeitsbeanspruchung. Dissertation, RWTH Aachen, 2001
- [TRES79] Tresca, M.: Sur la fluidité et l'écoulement des corps solides. Annales du conservatoire des arts et métiers 11.1, 1879, S. 153–160
- [TROO75] Troost, A., El-Schennawi, A.: Einfluss der Umformwärme auf die Fließkurve und auf im Zugversuch ermittelte mechanische Eigenschaften. Archiv für das Eisenhüttenwesen 46.11, 1975, S. 729–733
- [TRÖS07] Tröster, T., Berg, J.: Ermittlung Dynamischer Grenzformänderungsdiagramme für Karosseriestähle: Forschungsvorhaben P727 der Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V. Düsseldorf: Verlag und Vertriebsgesellschaft, 2007

- [TRÖT97] Trötzschel, J., Müller, S., Pantleon, W., Klimanek, P.: Investigation of local strain fields during high-speed deformation. *Computational Materials Science* 9.1, 1997, S. 207–217
- [UHLM04] Uhlmann, E., Jurgasch, D.: New impulses in the forming of magnesium sheet metals. In: *High speed forming 2004: proceedings of the 1st international conference*, Dortmund, 31. März – 1. April. Hrsg. von Kleiner, M., 2004, S. 229–241
- [UHLM12] Uhlmann, E., König, C., Zieffe, A., Prasol, L.: Coining of micro structures with an electromagnetically driven tool. *High speed forming 2012: proceedings of the 5th international conference*, Dortmund, 24. – 26. April. Hrsg. von Tekkaya, A. E., Daehn, G. S., Kleiner, M. 2012, S. 45–52
- [US6571596B1] Lindell, L. J.: Automatic two-station adiabatic blank cut-off and part forming system, US6571596B1, Alexandria: United States Patent and Trademark Office, 2003
- [US7028525B1] Troive, L., Bergström, Y.: Method and a device for deformation of a material body, US7028525B1, Alexandria: United States Patent and Trademark Office, 2006
- [VATE73] Vater, M., Lienhart, A.: Über die Abhängigkeit des Formänderungsvermögens metallischer Werkstoffe vom Spannungszustand bei unterschiedlich hoher Temperatur und Formänderungsgeschwindigkeit: Forschungsbericht Nr. 2309 des Landes Nordrhein-Westfalen. Opladen: Westdeutscher Verlag, 1973
- [VDI3137] VDI-Richtlinie 3137, Begriffe, Benennungen, Kenngrößen des Umformens, Verein Deutscher Ingenieure, Düsseldorf, 1976
- [VDI3138] VDI-Richtlinie 3138 Blatt 1, Kaltmassivumformen von Stählen und NE-Metallen: Grundlagen für das Kaltfließpressen, Verein Deutscher Ingenieure, Düsseldorf, 1998
- [VDI3166] VDI-Richtlinie 3166 Blatt 1, Halbwarmfließpressen von Stahl: Grundlagen, Verein Deutscher Ingenieure, Düsseldorf, 1977

- [VDI3186] VDI-Richtlinie 3186 Blatt 1, Werkzeuge für das Kaltfließpressen von Stahl: Werkstofflisten, Verein Deutscher Ingenieure, Düsseldorf, 1995
- [VERE96] Verein Deutscher Eisenhüttenleute: Erscheinungsformen von Rissen und Brüchen metallischer Werkstoffe. 2. Aufl. Düsseldorf: Stahleisen, 1996
- [VIDA01] Vidal-Sallé, E., Baillet, L., Boyer, J.-C.: Friction law for hydrostatic mixed lubrication regime. *Journal of Materials Processing Technology* 118.1, 2001, S. 101–108
- [VILO06] Vilotić, D., Plančak, M., Čupković, D., Alexandrov, S., Alexandrova, N.: Free surface fracture in three upsetting tests. *Experimental Mechanics* 46.1, 2006, S. 115–120
- [VOLK11] Volk, W., Hora, P.: New algorithm for a robust user-independent evaluation of beginning instability for the experimental FLC determination. *International Journal of Material Forming* 4.3, 2011, S. 339–346
- [VOLL69] Vollmer, J.: Messung der Formänderungsfestigkeit metallischer Werkstoffe vornehmlich bei großen Formänderungen und großen Formänderungsgeschwindigkeiten. Dissertation, Technische Hochschule Hannover, 1969
- [VOVK04] Vovk, V., Sabelkin, V.: New achievements in the field of impulse processing technologies. In: *High speed forming 2004: proceedings of the 1st international conference, Dortmund, 31. März – 1. April*. Hrsg. von Kleiner, M., 2004, S. 253–258
- [VURA03] Vural, M., Tittel, D., Ravichandran, G.: Large strain mechanical behavior of 1018 cold-rolled steel over a wide range of strain rates. *Metallurgical and Materials Transactions A* 34, 2003, S. 2873–2885
- [WAJD05] Wajda, W., Moe, P. T., Støren, S., Lefstad, M., Flatval, R.: Measurement of temperature and pressure during thin-strip extrusion. In: *Proceedings of the 8th ESAFORM conference on metal forming, Cluj-Napoca, 27. – 29. April, 2005*, S. 545–548



- [WALL07] Walley, S. M.: Shear Localization: a historical overview. Metallurgical and Materials Transactions A 38.11, 2007, S. 2629–2654
- [WALL61] Wallace, J. F.: Adiabatic deformation in impact extrusion. Journal of the Institute of Metals 90.2, 1961, S. 38–41
- [WANG87] Wang, L. L., Lu, W. X., Hu, S. S., Tang, Z. P.: Study of the initiation and development of adiabatic shear bands for a titanium alloy under high strain rates. Macro- and micro-mechanics of high velocity deformation and fracture: proceedings of the IUTAM symposium on MMMHVDF, Tokyo, 12. – 15. August. Hrsg. von Kawata, K., Shioiri, J. Berlin, Heidelberg: Springer, 1987, S. 395–406
- [WARL09] Warlimont, H.: Metal forming data of ferrous alloys – deformation behaviour, vol. 2C1. Landolt-Börnstein – advanced materials and technologies. Berlin, Heidelberg: Springer, 2009
- [WEBE06] Weber, M., Hermes, M., Brosius, A., Beerwald, C., Gersthteyn, G., Olivier, H., Kleiner, M., Bach, F. W.: Process investigation of tube expansion by gas detonation. In: High speed forming 2006: proceedings of the 2nd international conference, Dortmund, 20. – 21. März. Hrsg. von Kleiner, M., 2006, S. 161–174
- [WEI04] Wei, Q., Kecskes, L., Jiao, T., Hartwig, K. T., Ramesh, K. T., Ma, E.: Adiabatic shear banding in ultrafine-grained Fe processed by severe plastic deformation. Acta Materialia 52.7, 2004, S. 1859–1869
- [WEIC10] Weichert, N., Wülker, M.: Messtechnik und Messdatenerfassung. 2. Aufl. München: Oldenbourg, 2010
- [WENG16] Wenglor MEL GmbH: Laser Sensoren zur Abstandsmessung. Eching, 2016
- [WICK84] Wick, C., Benedict, J. T., Veilleux, R. F.: Tool and manufacturing engineers handbook: volume II forming. Dearborn: Society of Manufacturing Engineers, 1984

- [WIEL11] Wielage, H., Vollertsen, F.: Classification of laser shock forming within the field of high speed forming processes. *Journal of Materials Processing Technology* 211.5, 2011, S. 953–957
- [WILS64] Wilson, F. W.: High-velocity forming of metals. *ASTME manufacturing data series*. Englewood Cliffs, N. J.: Prentice-Hall, 1964
- [WILS79] Wilson, W. R. D.: Friction and lubrication in bulk metal-forming processes. *Journal of Applied Metalworking* 1.1, 1979, S. 7–19
- [WO01183132A1] Olsson, H.: Method for manufacturing of a plate involving an intermediate preforming and a final shaping, WO01183132A1, Genf: World Intellectual Property Organization, 2001
- [WO01183135A1] Olsson, H.: Method and impact machine for forming a body, WO01183135A1, Genf: World Intellectual Property Organization, 2001
- [WO0243885A2] Lindell, L. J.: Automatic two-station adiabatic blank cut-off and part forming system, WO0243885A2, Genf: World Intellectual Property Organization, 2002
- [WRIG87] Wright, T. W., Walter, J. W.: On stress collapse in adiabatic shear bands. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 35.6, 1987, S. 701–720
- [WU03] Wu, X., Ramesh, K. T., Wright, T. W.: The effects of thermal softening and heat conduction on the dynamic growth of voids. *International Journal of Solids and Structures* 40.17, 2003, S. 4461–4478
- [XU08a] Xu, Y., Yang, H. J., Meyers, M. A.: Dynamic recrystallization in the shear bands of Fe-Cr-Ni monocrystal: electron backscatter diffraction characterization. *Scripta materialia* 58.8, 2008, S. 691–694
- [XU08b] Xu, Y., Zhang, J., Bai, Y., Meyers, M. A.: Shear localization in dynamic deformation: microstructural evolution. *Metallurgical and Materials Transactions A* 39.4, 2008, S. 811–843

- [XU96] Xu, Y. B., Bai, Y. L., Xue, Q., Shen, L. T.: Formation, microstructure and development of the localized shear deformation in low-carbon steels. *Acta Materialia* 44.5, 1996, S. 1917–1926
- [ZANG17] Zang, S.: Bestimmung von Temperaturen und deren Einflüsse auf tribologische Systeme der Kaltmassivumformung. Dissertation, Universität Darmstadt, 2017
- [ZEHN98] Zehnder, T. A., Babinsky, E., Palmer, T.: Hybrid method for determining the fraction of plastic work converted to heat. *Experimental Mechanics* 38.4, 1998, S. 295–302
- [ZHAN17] Zhang, X., Cui, J., Xu, J., Li, G.: Microstructure investigations on 2A10 aluminum alloy bars subjected to electromagnetic impact upsetting. *Materials Science and Engineering: A* 702, 2017, S. 142–152
- [ZHAN98] Zhang, B., Shen, W., Liu, Y., Zhang, R.: Adiabatic shear bands in impact wear. *Journal of Materials Science Letters* 17.9, 1998, S. 765–767
- [ZHER07] Zhernokletov, M. V., Anderson, W. W., Cherne, F. J., Glushak, B. L., Zocher, M. A.: Material properties under intensive dynamic loading. Berlin, Heidelberg: Springer, 2007
- [ZHOU98] Zhou, J. S., Zhen, L., Cui, Y. X., Yang, D. Z.: Transformed shearing bands in strongly impact loaded 30CrMnSiA steel. *Journal of Materials Science Letters* 17.5, 1998, S. 391–393
- [ZITZ95] Zitz, U.: Abschätzung der Reißentstehung bei der Kaltumformung. Dissertation, RWTH Aachen, 1995
- [ZOCH15] Zoch, H.-W., Spur, G., Hrsg.: Handbuch Wärmebehandeln und Beschichten. München: Carl Hanser, 2015
- [ZÖLL16] Zöllner, F.: Erarbeitung von Grundlagen zur Abbildung des tribologischen Systems in der Umformsimulation. Dissertation, Universität Erlangen-Nürnberg, 2016
- [ZUKA90] Zukas, J. A.: High velocity impact dynamics. New York u. a.: Wiley, 1990

- [ZWIC11] Zwick GmbH: Floor testing machines Z100 up to Z250 of the allround-line: product information. Ulm, 2011

## Anhang

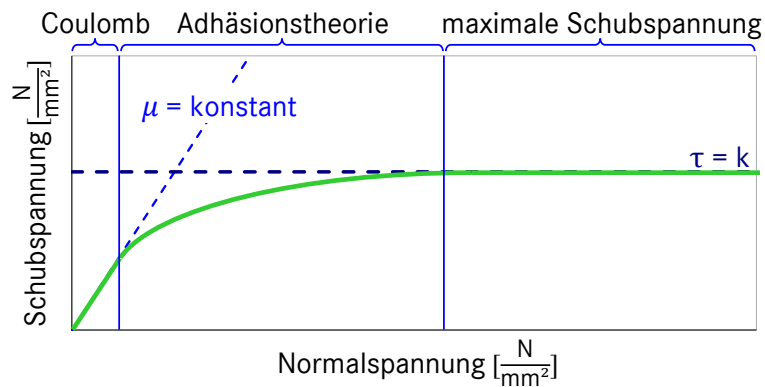


Abbildung A 1: Gültigkeitsbereiche unterschiedlicher Reibgesetze n. [SHAW63]

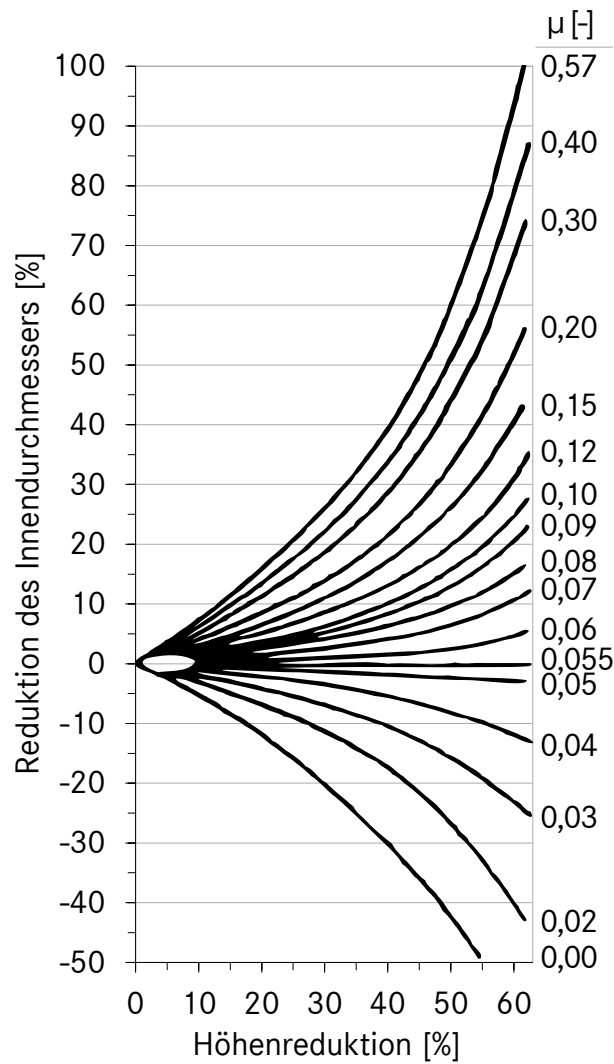


Abbildung A 2: Nomogramm zur Bestimmung des Reibwerts bei Stauchung von Ringstauchproben n. [MALE64]

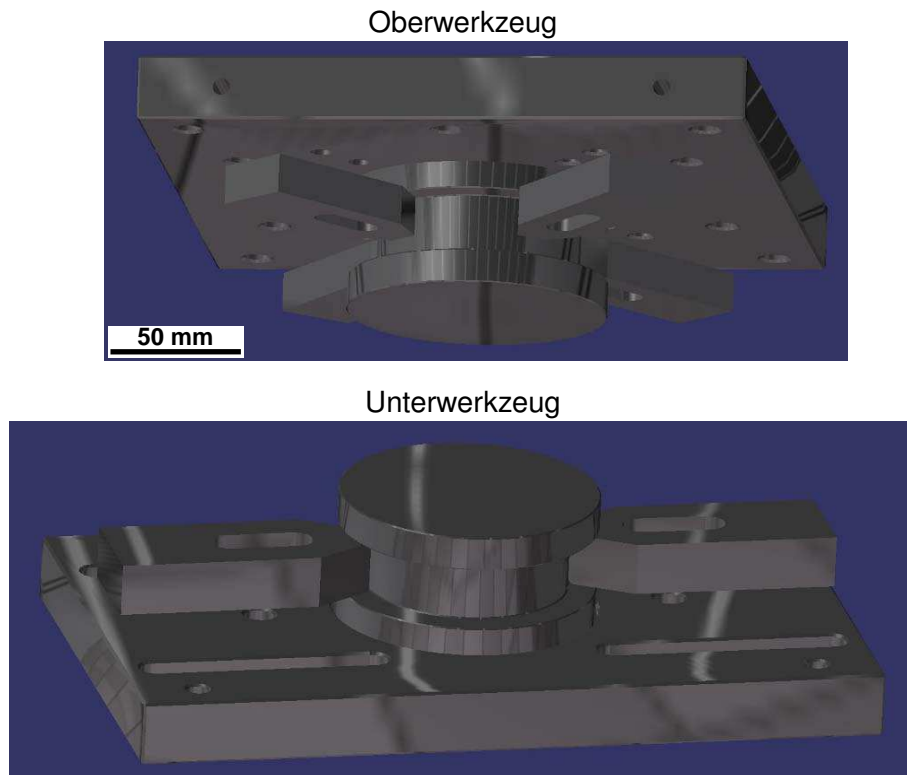


Abbildung A 3: Prallplatten mit Befestigungsvorrichtungen für Fallwerk

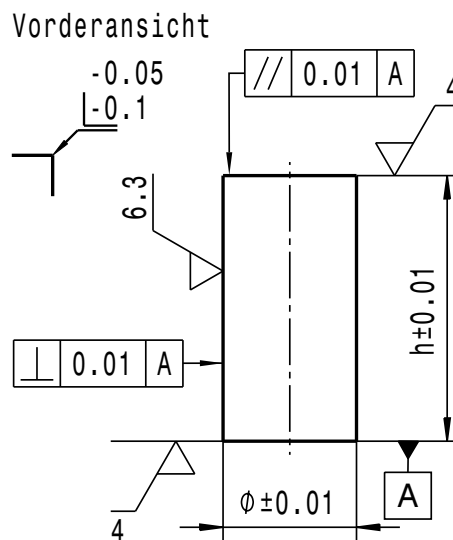


Abbildung A 4: Ausschnitt aus Fertigungszeichnung der Proben mit geschliffener Stirn- und schlichtgedrehter Mantelfläche (Bemaßung in mm)

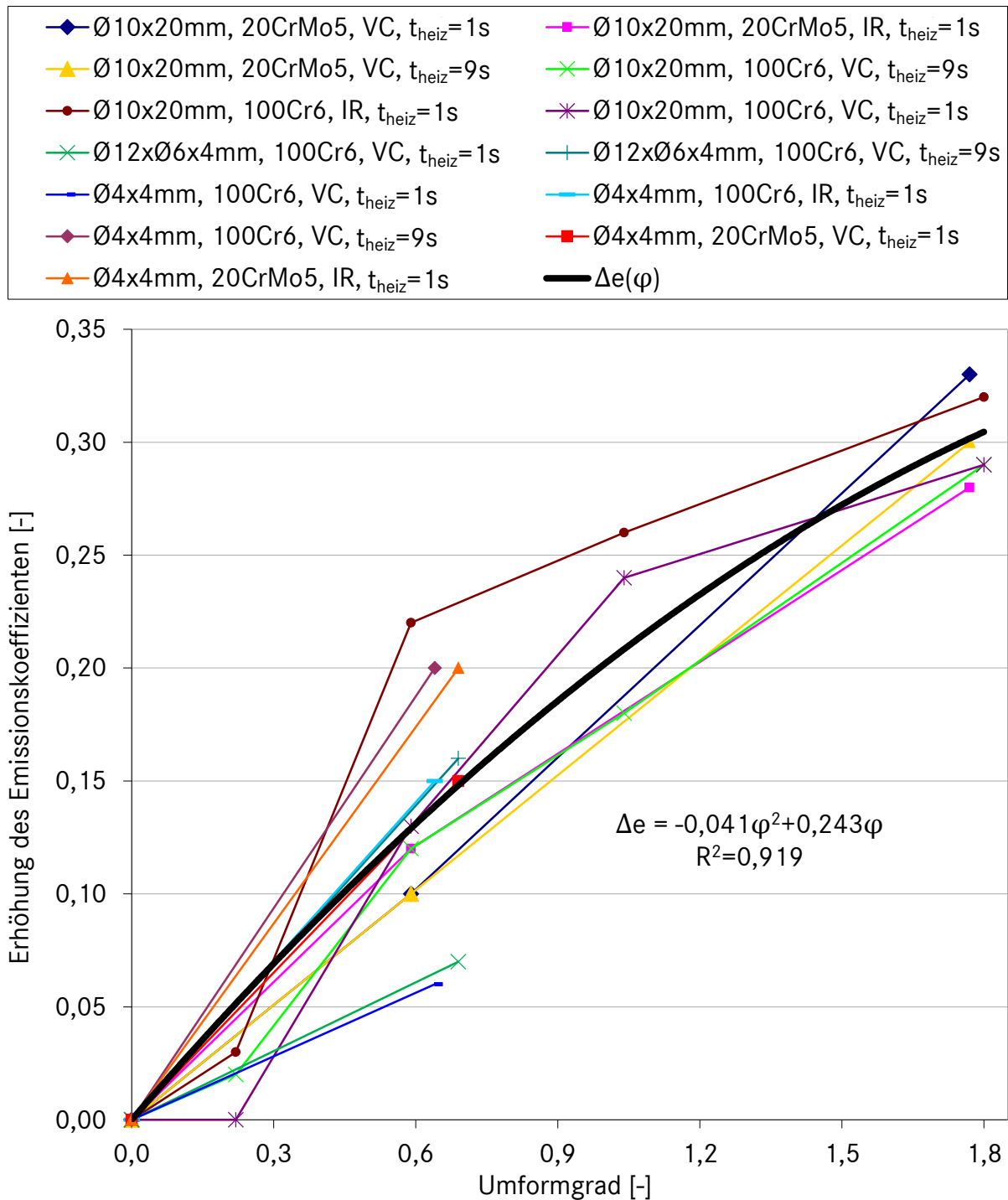


Abbildung A 5: Abhängigkeit des Emissionskoeffizienten vom Umformgrad der Probe bei unterschiedlichen Probengeometrien, Versuchswerkstoffen, Aufheizdauern und Kameras

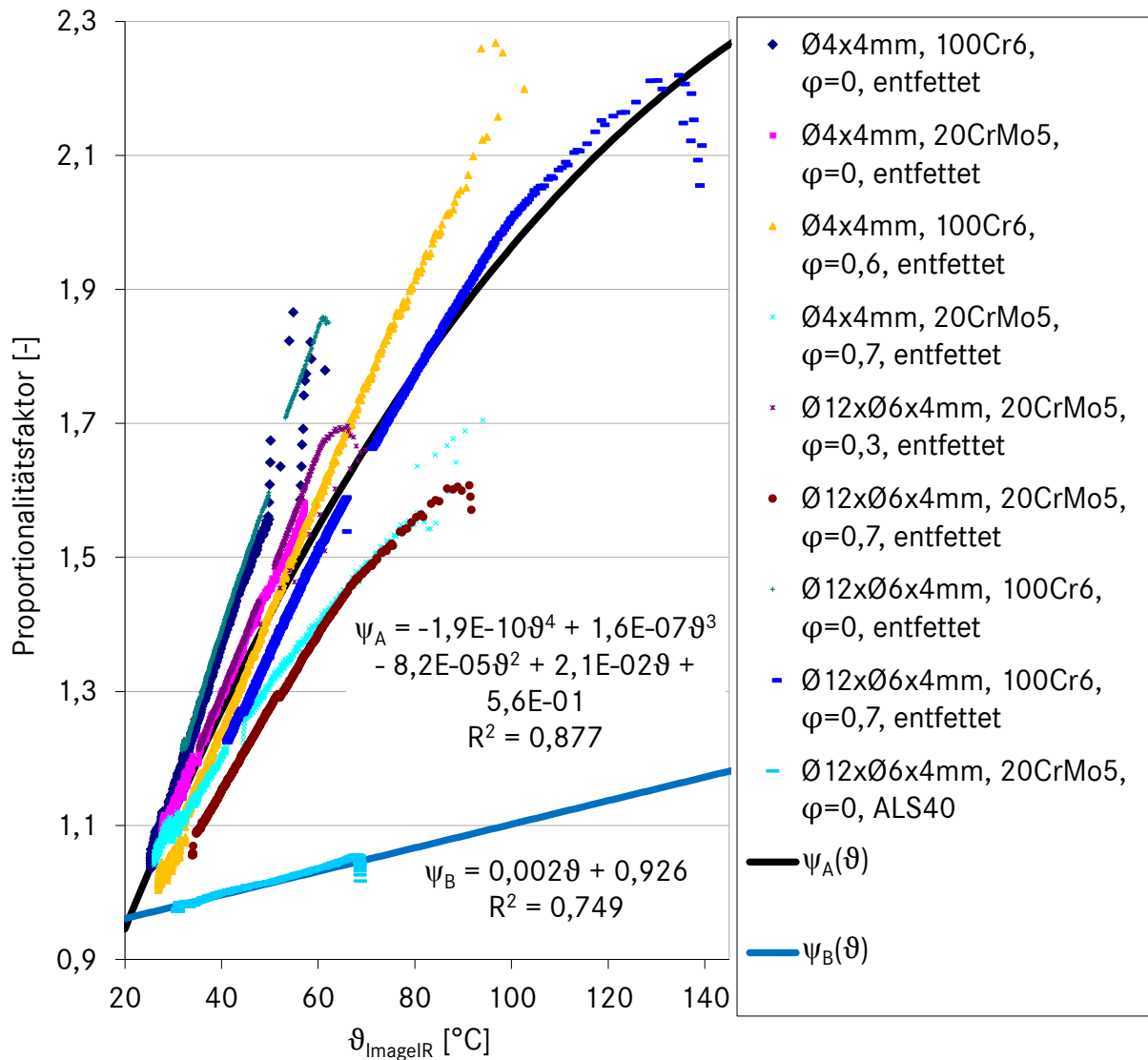


Abbildung A 6: Abhängigkeit des Emissionskoeffizienten von der verwendeten Kamera bei unterschiedlichen Probengeometrien, Umformgraden sowie ohne und mit Schmierstoff

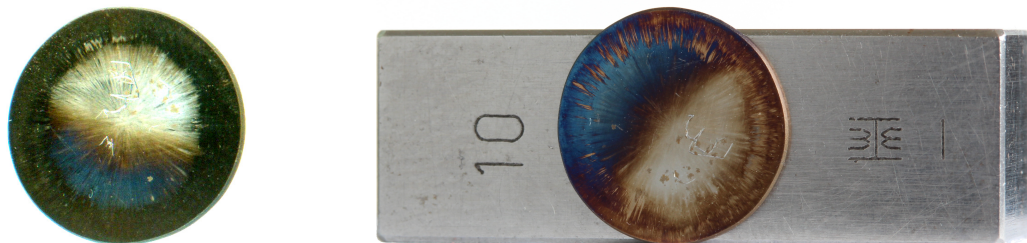
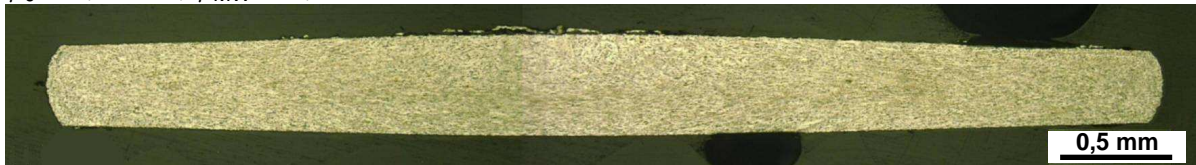


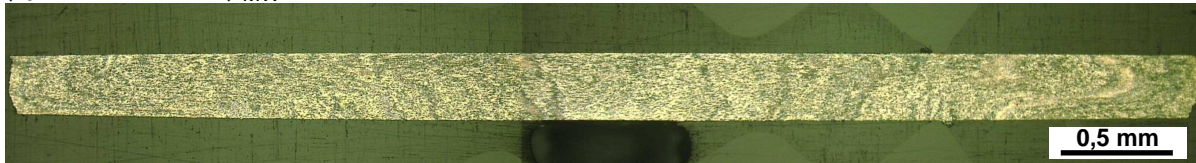
Abbildung A 7: Drauf- und Schrägsicht auf eine mit der Impact-Anlage gestauchten Probe



$$\dot{\varphi}_0 = 0,01 \text{ s}^{-1}, \varphi_{MW} = 1,7$$



$$\dot{\varphi}_0 = 15830 \text{ s}^{-1}, \varphi_{MW} = 1,9$$



Vergleich

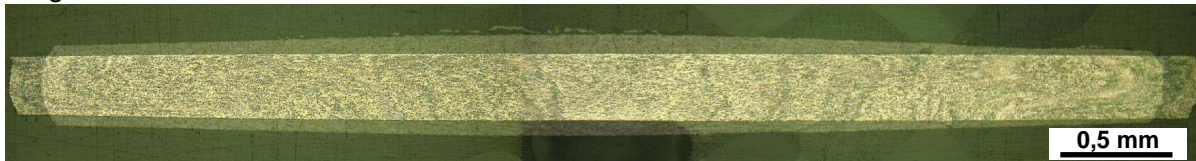


Abbildung A 8: Verbesserung des Werkstoffflusses durch Erhöhung der Umformgeschwindigkeit

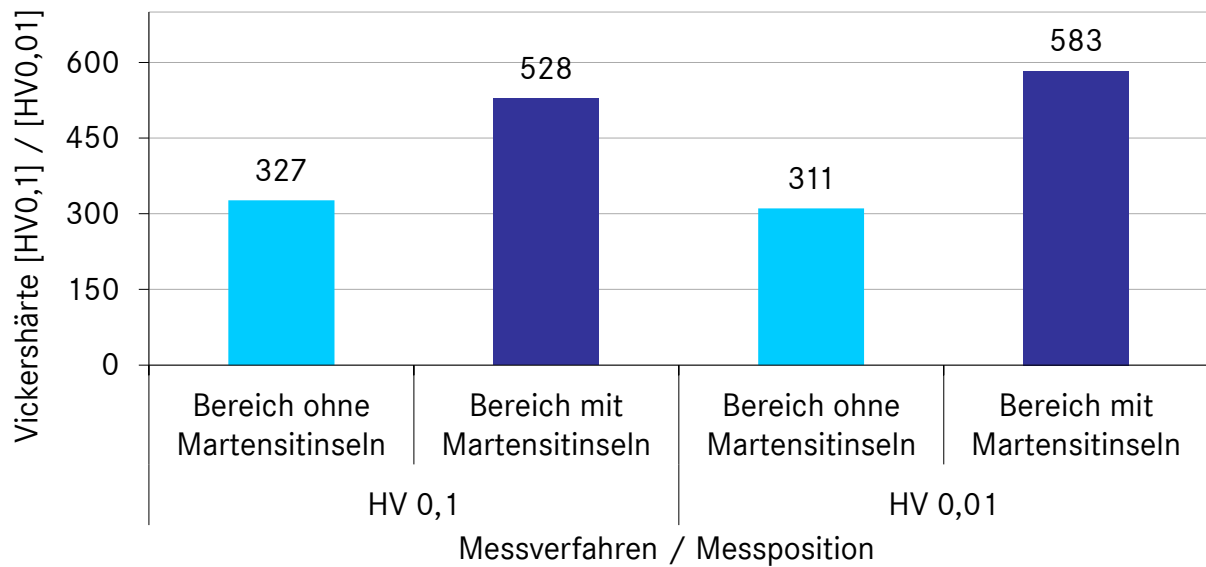
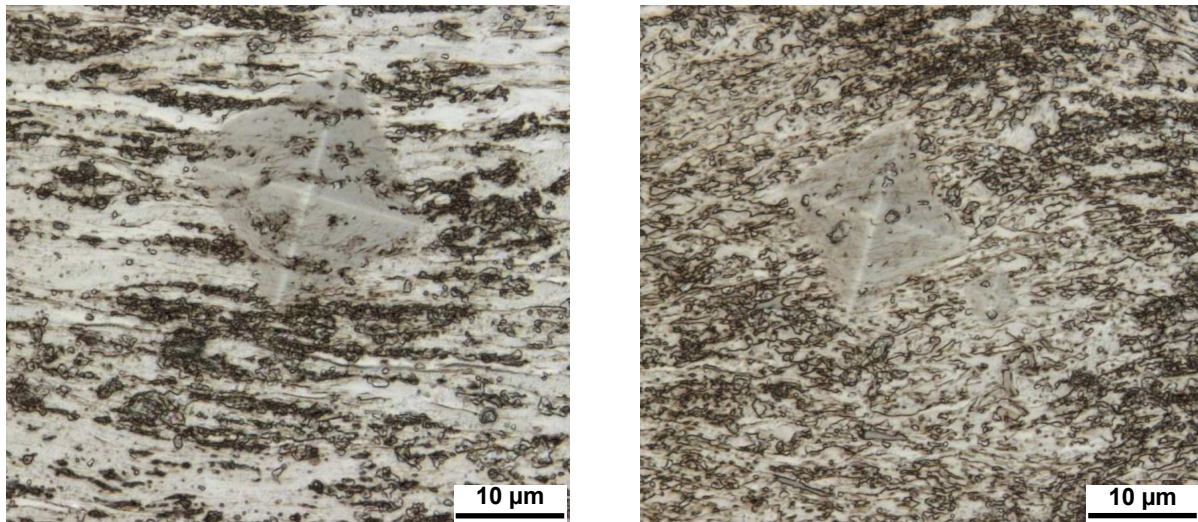


Abbildung A 9: Beispiele von Härtemesseindrücken in Bereichen ohne und mit Martensitinseln (oben links und rechts) sowie ermittelte Härtewerte (unten), 20CrMo5,  $\dot{\varphi}_0 = 950 \frac{1}{s}$ ,  $\varphi = 1,9$ , RT

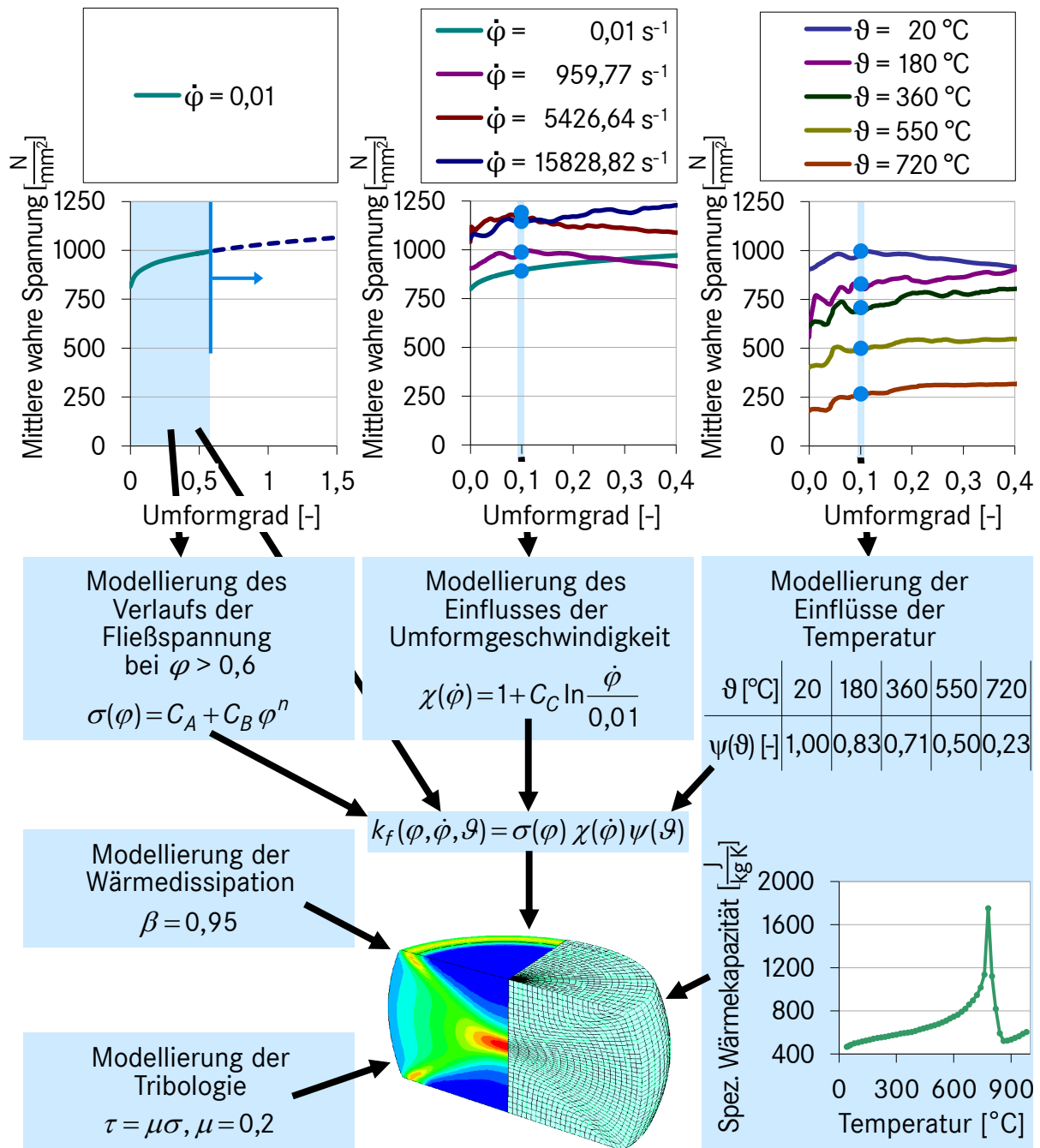


Abbildung A 10: Modellierung des Umformverhaltens n. [STER12]