

**Entwicklungsmethodik für transparente Modellversuche in der
Blechumformung am Beispiel von Wärmeübergangskoeffizienten und
Tribologie**

Vom Fachbereich Maschinenbau
der Technischen Universität Darmstadt

zur Erlangung des Grades Doktoringenieur (Dr.-Ing.)
genehmigte

Dissertation

von

Lukas Schell

aus Darmstadt

Erstgutachter: Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirtsch.-Ing. Peter Groche

Zweitgutachterin: Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein

Darmstadt 2024

D17

Schell, Lukas: Entwicklungsmethodik für transparente Modellversuche in der Blechumformung am Beispiel von Wärmeübergangskoeffizienten und Tribologie

Darmstadt, Technische Universität Darmstadt

Jahr der Veröffentlichung auf TUpriints: 2024

URN: [urn:nbn:de:tuda-tuprints-269166](https://nbn-resolving.org/urn:nbn:de:tuda-tuprints-269166)

URL: <https://tuprints.ulb.tu-darmstadt.de/id/eprint/26916>

Tag der mündlichen Prüfung: 09.01.2024

Veröffentlicht unter CC BY-SA 4.0 International

<https://creativecommons.org/licenses/>

Danksagung

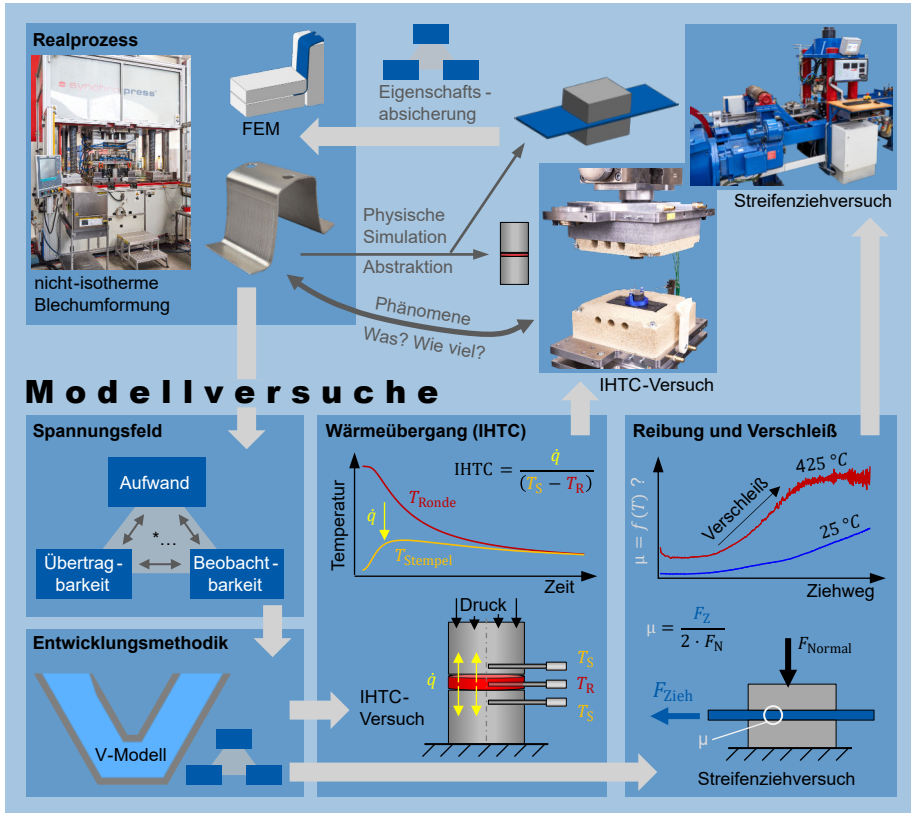
Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen (PtU) der Technischen Universität Darmstadt. Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirtsch.-Ing. Peter Groche für die Übernahme des Erstgutachtens sowie für die wissenschaftliche Betreuung meiner Arbeit. Insbesondere die stets sachlichen, zielorientierten und pragmatischen Anregungen und Diskussionen waren eine Bereicherung für die vorliegende Arbeit und meine persönliche Entwicklung. Ebenso danke ich Frau Prof. Dr.-Ing. habil. Marion Merklein für die Übernahme des Zweitgutachtens und in diesem Zuge für die unkomplizierte Vorgehensweise.

Der Hessen Agentur danke ich für die Förderung meiner wissenschaftlichen Arbeit in den KMU-Verbundprojekten *WarmAp*, *RAmP* und *ProsiAI dual*. Das umgesetzte Konzept der dualen Promotion mit je hälftiger Anstellung bei PtU und Filzek TRIBOTech ermöglichte einen wertvollen wissenschaftlichen Austausch, ohne dabei die Anforderungen und Herausforderungen der industriellen Anwendung aus den Augen zu verlieren. An dieser Stelle möchte ich auch Herrn Dr. Jan Filzek für die industrieseitige Betreuung meiner Tätigkeit danken.

Den Kolleginnen und Kollegen des PtU danke ich für die konstruktive Zusammenarbeit und das kollegiale Umfeld während meiner fünfjährigen wissenschaftlichen Tätigkeit. Hervorzuheben sind meine Kollegen Erik Sellner, Janosch Günzel und Timon Suckow für den unermüdlichen Zusammenhalt, für die gemeinsamen Projekte und für das Korrekturlesen meiner Arbeit. Auch den zahlreichen Studierenden, die ich während meiner Tätigkeit im Rahmen von studentischen Arbeiten oder als wissenschaftliche Hilfskräfte betreuen durfte, möchte ich für ihre Unterstützung danken. Neben der direkten wissenschaftlichen Unterstützung gilt mein Dank den Kolleginnen und Kollegen im Sekretariat, in der Buchhaltung, in der Werkstatt, in der IT und im Designbüro des PtU.

Zu guter Letzt danke ich meiner Familie, meinen Freunden und meiner Partnerin für die wohlthuende und unverzichtbare Unterstützung in der Zeit vor, während und nach meiner wissenschaftlichen Tätigkeit. Insbesondere dieser persönlich stärkende und wertschätzende Rückhalt hat maßgeblich zum Gelingen der vorliegenden Arbeit beigetragen.

Grafische Zusammenfassung



*Eigenschaftsabsicherung & Transparenz

Kurzfassung

In der vorliegenden Arbeit wird eine Entwicklungsmethodik für Modellversuche vorgestellt, die das V-Modell nach VDI 2206 mit einem Spannungsfeld aus drei grundlegenden Merkmalen von Modellversuchen (Übertragbarkeit auf Realprozesse, Beobachtbarkeit und Aufwand) kombiniert. Die Entwicklungsmethodik wird beispielhaft auf die Entwicklung von zwei Modellversuchen für die nicht-isotherme (Aluminium-) Blechumformung angewendet. Dabei stehen die Eigenschaftsabsicherung (Verifikation und Validierung bzw. Plausibilisierung) sowie die entwicklungsbegleitende Modellierung im Vordergrund.

Die Entwicklung des tribologischen Modellversuchs erfolgt auf Basis eines Streifenziehversuchs. Der resultierende Modellversuch ermöglicht durch seinen hohen Automatisierungsgrad eine effiziente Versuchsdurchführung. Er ist in der Lage, verschiedene Schmierstoff-spezifische Phänomene aufzulösen und Reibwerte als Funktion der initialen Temperaturen von Blech und Werkzeugen zu ermitteln.

Im Rahmen der Entwicklung des IHTC-Modellversuchs werden verschiedene Methoden zur Ermittlung von IHTCs sowohl experimentell als auch modellbasiert analysiert. Die Ergebnisse zeigen, dass bisherige IHTC-Werte aus der Literatur den Wärmeübergang zwischen Blech und Werkzeug um bis zu 90 % unterschätzen. Als Gründe hierfür werden Temperaturmessfehler in Ronde und Stempel der IHTC-Versuche nachgewiesen.

Abstract

In this work, a development methodology for (physical) simulation tests is presented which combines the V-model according to VDI 2206 with a tension field of three basic characteristics of simulation tests (transferability to real processes, observability and effort). The development methodology is exemplarily applied to the development of two simulation tests for non-isothermal (aluminum) sheet metal forming. The focus is on property validation (verification and validation or plausibility check) and modeling during development.

The tribological simulation test is developed on the basis of a strip drawing test. The resulting simulation test enables efficient test execution due to its high degree of automation. It is capable of resolving various lubricant-specific phenomena and determining friction coefficients as a function of the initial temperatures of sheet metal and tools.

As part of the development of the IHTC simulation test, various methods for determining IHTCs are analyzed both experimentally and based on models. The results show that previous IHTC values from the literature underestimate the heat transfer between sheet metal and tool by up to 90%. The reasons for this are shown to be temperature measurement errors in the blank and die of the IHTC tests.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	I
Formelzeichen und Abkürzungen	IV
1 Einleitung	1
2 Stand der Technik	4
2.1 Verarbeitung hochfester Aluminiumlegierungen	4
2.1.1 Temperaturunterstützte Umformung	5
2.2 Definitionen und begriffliche Einordnung von Modellversuchen	8
2.3 Tribologie	10
2.3.1 Grundlagen	11
2.3.2 Tribologische Modellprüfstände für die Blechumformung	11
2.3.3 Tribologie in der temperaturunterstützten Aluminium-Umformung	15
2.4 Wärmeübergangskoeffizienten (IHTCs)	18
2.4.1 Grundlagen	18
2.4.2 IHTC-Modellversuche für die Blechumformung	20
2.4.3 Newtonsches Abkühlungsgesetz und Newton-Methode	21
2.4.4 Wärmebilanz-Methode nach Zhao (HBM)	23
2.4.5 Zentrale-Differenzen-Methode nach Xiao (ZD)	24
2.4.6 Beck-Methode	25
2.4.7 Zusammenfassung von experimentellen IHTC-Methoden	30
2.4.8 IHTC-Literaturwerte für die nicht-isotherme Aluminium-Umformung	31
2.4.9 Messung zeitlich veränderlicher Temperaturen mit Thermoelementen	32
2.5 Methodisches Entwickeln technischer Systeme	34
2.5.1 Das V-Modell nach VDI2206	36

3	Motivation, Zielsetzung und Vorgehensweise	40
3.1	Motivation	40
3.2	Zielsetzung und Vorgehensweise	41
3.2.1	Tribologischer Modellversuch	42
3.2.2	IHTC-Modellversuch	43
3.2.3	Studentische Ergebnisse	45
4	Versuchseinrichtungen und Material	46
5	Methodik für die Entwicklung von Modellversuchen	49
5.1	Charakteristische Merkmale von Modellversuchen	49
5.1.1	Das Spannungsfeld der Modellversuche	51
5.2	Angepasstes V-Modell für die Entwicklung von Modellversuchen	54
5.3	Zwischenfazit zur Entwicklungsmethodik für Modellversuche	57
6	Tribologischer Modellversuch für die nicht-isotherme Blechumformung	59
6.1	Kernaufgaben der Versuchsentwicklung	59
6.1.1	Realprozess und Anforderungserhebung	59
6.1.2	Versuchsarchitektur	62
6.1.3	Implementierung der Versuchselemente	63
6.1.4	Versuchsintegration und Inbetriebnahme	69
6.2	Verifikation des Streifenziehversuchs	70
6.2.1	Randbedingungen und Ablauf der Streifenziehversuche	70
6.2.2	Temperaturabhängige Reibungsuntersuchung im Streifenziehversuch	73
6.2.3	Schmierstoff-spezifische Phänomene im Streifenziehversuch	79
6.3	Validierung des Streifenziehversuchs im Realprozess	94
6.3.1	Experimentelle Untersuchung im Umformprozess	94
6.3.2	FE-Simulation des Umformprozesses	99
6.3.3	Übertragbarkeit des Streifenziehversuchs auf die FE-Simulation	103

6.3.4	Fazit zur Validierung des Streifenziehversuchs	110
6.4	Fazit zur Entwicklung des tribologischen Modellversuchs	111
7	IHTC-Modellversuch für die nicht-isotherme Blechumformung	113
7.1	Grundlagen des IHTC-Modellversuchs	113
7.1.1	Thermoelement-Modellversuch.....	116
7.1.2	Analytisches Temperaturmodell des IHTC-Modellversuchs	118
7.2	Verifikation des IHTC-Modellversuchs	119
7.2.1	Ronden-Temperaturmessung im IHTC-Modellversuch.....	119
7.2.2	Stempel-Oberflächentemperatur-Ermittlung im IHTC-Modellversuch .	136
7.2.3	Weitere Einflüsse auf die Ergebnisse des IHTC-Modellversuchs	149
7.3	Validierungsmöglichkeiten und Plausibilisierung des IHTC-Modellversuchs	160
7.4	Fazit zur Entwicklung des IHTC-Modellversuchs	167
8	Zusammenfassung und Ausblick.....	168
9	Anhang.....	171
9.1	Grundlagen der FEM in der Blechumformung	171
9.2	Versuchsparameter zu Literaturwerten von IHTCs	173
9.3	Informationen zu verwendeten Schmierstoffen.....	174
9.4	Streifenziehversuche im Haspelbetrieb mit automatischem Schmiersystem	176
9.5	Materialkennwerte von EN AW-7075 und Uddeholm Unimax	179
9.6	Studentische Ergebnisse	182
9.6.1	Entwicklung des tribologischen Modellversuchs	182
9.6.2	Entwicklung des IHTC-Modellversuchs	183
10	Literaturverzeichnis	185
11	Literaturverzeichnis	185

Formelzeichen und Abkürzungen

Nachfolgend werden die in dieser Arbeit verwendeten Formelzeichen und Abkürzungen aufgeführt. Bei den Formelzeichen wird zwischen den Grundzeichen in lateinischen und griechischen Buchstaben sowie den Nebenzeichen unterschieden. In einer zweiten Tabelle sind die Nebenzeichen, d. h. Subskripte und Exponenten, zusammen mit den in dieser Arbeit verwendeten Abkürzungen aufgeführt. Wird z. B. die Bedeutung des Formelzeichens $\tau_{TE\ 0,5\ \text{grd}\ \text{Alu}}$ gesucht, also die Zeitkonstante eines Thermoelements mit 0,5 mm Durchmesser in geerdeter Ausführung in einem Aluminiumblock, so sind das Grundzeichen und die Subskripte in getrennten Tabellen zu finden. Nur in Ausnahmefällen (z. B. bei der Fließspannung k_f) wird eine Kombination aus Grundzeichen und Subskript in der Grundzeichen-Tabelle angegeben.

Grundzeichen als lateinische Buchstaben

Zeichen	Einheit	Bedeutung
a	mm	Bohrungsdurchmesser des Stempel-Thermoelements
A	mm ²	nominale Kontaktfläche
Bi	-	Biot-Zahl
c	J/(kg K)	spezifische Wärmekapazität
C	J/K	Wärmekapazität
F	N	Kraft / Kraftvektor
g	°C/mm	ungestörtes Temperaturfeld im Stempel
h $IHTC$	kW/(m ² K)	Wärmeübergangskoeffizient (englisch: interfacial heat transfer coefficient)
k_f	N/mm ²	Fließspannung
l_R	mm	charakteristische Länge (halbe Blechdicke)
p	MPa	Druck / Kontaktnormalspannung

Zeichen	Einheit	Bedeutung
dQ	J	Wärmeübergang (Ronde zu Stempeln)
\dot{Q}	W	Wärmestrom
\dot{q}	W/mm ²	Wärmestromdichte
r	mm	Radius
r	-	Anzahl zukünftiger Zeitschritte (Beck-Methode)
Rz	μm	gemittelte Rautiefe
$Rmax$	μm	maximale Rautiefe
s	mm	Blechdicke
s	mm	Ziehweg im Streifenziehversuch
S	mm ²	Querschnittsfläche (Streifenziehversuch)
t	s	Zeit
t_{63}	s	Zeit bis zum Erreichen von 63 % einer Sprungantwort
T	°C	Temperatur
T	°C	berechnete Temperatur im Stempel (Beck-Methode)
u	mm	Systemgrößen in der FEM (Verschiebung, Geschwindigkeit, Beschleunigung)
\dot{u}	mm/s	
\ddot{u}	mm/s ²	
dU	J	Änderung der inneren Energie
v	mm/s	Geschwindigkeit
V	m ³	Volumen
x	mm	Abstand von der Stempeloberfläche
$xmesh$	mm	Ortsauflösung des PDEPE Solvers
Y	°C	gemessene Stempeltemperatur (Beck-Methode)

Grundzeichen als griechische Buchstaben

Zeichen	Einheit	Bedeutung
δ	-	Variable des Konvergenzkriteriums in der Iteration der Wärmestromdichte (Beck-Methode)
ε	-	Variable der Schrittgröße in der Iteration der Wärmestromdichte (Beck-Methode)
λ	W/(m K)	Wärmeleitfähigkeit
μ	-	Reibwert (Coulomb)
ν	mm ² /s	kinematische Viskosität (Schmierstoff)
ρ	kg/m ³	Dichte
τ	s	Zeitkonstante
Φ	K m ² /W	Sensitivitätskoeffizient (Beck-Methode)

Nebenzeichen (Subskripte, Exponenten) und Abkürzungen

Zeichen / Abkürzung	Bedeutung
0,5	Thermoelement-Durchmesser 0,5 mm
1	Thermoelement-Durchmesser 1 mm
a	außen
Alu	Aluminium
Beck	Methode nach Beck für die Lösung inverser Wärmeleitungsprobleme bzw. für die Bestimmung von IHTCs
B	Blech
CAD	rechnerunterstütztes Konstruieren (englisch: computer-aided design)
cps	Quanten pro Sekunde (EDX-Analyse)
EDX	Energiedispersive Röntgenspektroskopie (englisch: energy dispersive X-ray spectroscopy)
E-Modul	Elastizitätsmodul
ext	extern (z. B. Lastvektor FEM)
FE-	Finite-Elemente-
FEM	Finite-Elemente-Methode
gest	gestört (Temperaturfeld)
grd	geerdet (Ausführung eines Thermoelements; englisch: grounded)
i	Zählvariable
iso	isoliert (Ausführung eines Thermoelements)
j	Zählvariable
HBM	Wärmebilanzmethode für die Bestimmung von IHTCs (englisch: heat balance method)
IHCP	inverses Wärmeleitungsproblem (englisch: inverse heat conduction problem)

Zeichen / Abkürzung	Bedeutung
IHTC	Wärmeübergangskoeffizient (englisch: interfacial heat transfer coefficient)
k	Zählvariable (Beck-Methode)
komp	kompensiert (Zeitkonstante)
konst	konstant
l	Zählvariable (Beck-Methode)
M	Zählvariable (Beck-Methode)
max	maximal
mess	gemessen
min	minimal / minimieren
MO	Messobjekt
mod	modelliert
μ	Reib- / Reibung
n	Zählvariable
N	Normal- (z. B. bei Normalkraft)
Newton / New	Methode für die Bestimmung von IHTCs auf Basis des Newtonschen Abkühlgesetzes
n. z.	nicht zutreffend
OEM	Erstausrüster / Fahrzeughersteller (englisch: original equipment manufacturer)
Opt	Optimierungsproblem
PtU	Institut für Produktionstechnik und Umformmaschinen
PDEPE	Matlab-Solver für eindimensionale parabolische und elliptische partielle Differentialgleichungen
R	Ronde
RT	Raumtemperatur

Zeichen / Abkürzung	Bedeutung
r	radial
r	Anzahl zukünftiger Zeitschritte (Beck-Methode)
S	Stempel
S	Zielfunktion (Beck-Methode)
t	Zeit / zeitlich
TE	Mantelthermoelement
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
VI	Viskositätsindex
Wzg	Werkzeug
ZD	Zentrale Differenzen Methode nach Xiao für die Bestimmung von IHTCs
Z	Zieh- (z. B. bei Ziehkraft)

1 Einleitung

Inhalt der vorliegenden Arbeit ist die Beschreibung einer Entwicklungsmethodik für Modellversuche in der Umformtechnik, die zu einer erhöhten Transparenz der entwickelten Prüfstände und damit zu einer erhöhten Akzeptanz der Modellversuchsergebnisse führen soll. Die Entwicklungsmethodik wird auf zwei Modellversuche angewendet, die der Ermittlung bzw. Untersuchung von tribologischen Phänomenen und Wärmeübergangskoeffizienten der nicht-isothermen Blechumformung von Aluminium dienen. Im weiteren Verlauf der Einleitung wird die vorliegende Arbeit in den gesamtgesellschaftlichen Kontext eingeordnet. Für einen Überblick über die Ergebnisse der Arbeit sei auf die Zusammenfassung in Kapitel 8 verwiesen.

Die globale Inanspruchnahme von Rohstoffen wird von der Organisation für wirtschaftliche Zusammenarbeit und Entwicklung (OECD) für das Jahr 2023 mit 101 Mrd. t angegeben, wobei bis zum Jahr 2060 ein Anstieg auf 167 Mrd. t prognostiziert wird. Der Anteil der metallischen Erze beläuft sich hierbei auf 10 Mrd. t im Jahr 2023 und 20 Mrd. t im Jahr 2060. Neben der Rohstoffförderung haben deren Verarbeitung und die anschließende Entsorgung erhebliche Auswirkungen auf die Umwelt, die durch die steigende Förderung noch verstärkt werden. [OECD19] Aufgrund der steigenden Nachfrage nach Ressourcen und Rohstoffen gewinnt der Leichtbau mechanischer Strukturen als Möglichkeit zur Ressourcenschonung zunehmend an Bedeutung und gilt als Schlüsseltechnologie des 21. Jahrhunderts [BMW19]. Ziel des Leichtbaus ist es, „unter gegebenen Randbedingungen eine Struktur mit minimalem Eigengewicht sowie definierter Lebensdauer und Zuverlässigkeit zu realisieren“ [KLE19]. Als zentrale gegebene Randbedingung kann die Realisierung des Leichtbaus mit fortschrittlichen und effizienten Fertigungstechnologien angesehen werden.

Leichtbaukonstruktionen sind erfahrungsgemäß vergleichsweise aufwändig in der Konstruktion und Fertigung [KLE19]. Mehrkosten für Leichtbaumaßnahmen sind nur in Ausnahmefällen durchsetzbar und erfordern eine Kosten-Nutzen-Betrachtung unter Berücksichtigung sekundärer Einsparungen [SCH07]. Im Fahrzeugbau ermöglicht

z. B. eine leichtere Karosserie Sekundäreffekte wie leichtere Fahrwerks- oder Antriebskomponenten [ELL17], die in Kombination zu Ressourceneinsparungen in der Herstellung und im Betrieb führen können (z. B. 16 kg sekundäre Gewichtseinsparung bei Motor, Getriebe und Bremsen durch 100 kg weniger Karosseriegewicht [KOT22] nach [HAL97]). Nach Einschätzung von Klein und Gänsicke werden in der Automobilindustrie für Fahrzeuge mit Verbrennungsmotor Mehrkosten für Leichtbaumaßnahmen von bis zu 7 € pro kg Gewichtseinsparung akzeptiert. Für Fahrzeuge mit Elektromotor wird dieser Wert sogar mit bis zu 18 € pro kg angegeben, was mit möglichen Einsparungen bei den Batteriesystemkosten begründet wird [KLE19].

Angesichts der globalen Herausforderungen der Ressourcenknappheit und des Klimawandels erscheint die übliche rein betriebswirtschaftliche Betrachtung der Einsparpotenziale und die daraus abgeleitete Akzeptanz von Leichtbaumaßnahmen geradezu grotesk. Eine ganzheitlichere Betrachtung von Leichtbaumaßnahmen erfolgt durch das sogenannte *Life Cycle Engineering*, das auf eine systematische Lebenszyklusanalyse im Sinne der Nachhaltigkeit und der Reduzierung von Umweltbelastungen abzielt [CHA19]. Entsprechende Untersuchungen bestätigen, dass die Fertigung von Leichtbaustrukturen in hohen Stückzahlen, z. B. durch nicht-isotherme Warmumformprozesse, weiterentwickelt und erforscht werden sollte [HER18]. Die Lebenszyklus-Analyse warmumgeformter Aluminiumbleche nach Rauei et al. zeigt eine positive Umweltbilanz im Vergleich zu konventionell hergestellten Blechbauteilen. Als Bewertungskriterien werden neben dem Primärenergieverbrauch die Potenziale für Erderwärmung, Versauerung und Humantoxizität herangezogen [RAU14].

Um die Potenziale der nicht-isothermen Aluminium-Blechumformung voll auszuschöpfen, sind entsprechende Prozessketten trotz erhöhter technischer Komplexität robust und effizient zu gestalten. Dies ist eine besondere Herausforderung, da ein Trend zu kürzeren Produktlebenszyklen und erhöhter Variantenvielfalt in verschiedenen Branchen [ROL12], insbesondere auch in der Automobilindustrie [SAB14], zu beobachten ist. Gleichzeitig steigt die Nachfrage nach kundenindividuellen Produkten [HU13]. Zusammengenommen stellen diese Trends eine besondere Herausforderung für Umformtechnologien wie das Tiefziehen dar, deren Stärken typischerweise in der Großserienfertigung liegen [LAN90]. Um diesen Herausforderungen zu begegnen, sind die Produktionsflexibilität [ROL12] und damit

eine zeit- und kosteneffiziente Auslegung von nicht-isothermen Aluminium-Blechumformprozessen wichtige Optimierungsmethoden.

Eine zentrale Rolle bei dieser Prozessauslegung spielt die Modellierung mithilfe der Finite-Elemente-Methode (FEM) [BIR13]. Wie bei allen natur- und ingenieurwissenschaftlichen Modellen kann die Abbildungsgenauigkeit der FEM nur so gut sein wie die Datenbasis, auf der sie beruht. Die FEM nicht-isothermer Aluminium-Blechumformprozesse erfordert im Vergleich zu konventionellen Kaltumformprozessen eine thermomechanische Kopplung. Neben konventionellen Materialdaten wie Fließkurven und Elastizitätsmoduln werden thermische Kenngrößen wie Wärmeübergangskoeffizienten benötigt, die den Wärmeübergang zwischen Blech und Werkzeug quantifizieren [DEG20]. Die Bestimmung dieser Wärmeübergangskoeffizienten erfolgt zumeist experimentell in eigens dafür entwickelten Modellversuchen [ZHA15], da eine analytische Beschreibung aufgrund der komplexen Verhältnisse und Einflussgrößen zahlreiche Vereinfachungen und Annahmen erfordert, die in der Fachliteratur nicht einheitlich sind [SR194].

Auch im Bereich der Tribologie, die bereits beim konventionellen Tiefziehen bei Raumtemperatur eine Schlüsselrolle für eine effiziente und zuverlässige Prozessauslegung einnimmt [FIL11], ist eine analytische Beschreibung der Vorgänge problematisch. Die thermische Belastung bei der Verarbeitung warmer Aluminiumbleche stellt gängige tribologische Systeme und insbesondere Schmierstoffe vor zusätzliche Herausforderungen und verhindert einen breiten Einsatz entsprechender Prozesse in der Serienfertigung [GRO16]. Für eine effiziente und robuste Prozessauslegung sind grundlegende Untersuchungen neuer tribologischer Systeme, insbesondere Schmierstoffe [ANY18], und die Bestimmung von Reibwerten [MA15] von großer Bedeutung.

Die in dieser Arbeit vorgestellte Methodik und die beispielhafte Entwicklung von Modellversuchen leisten insbesondere durch die hohe Transparenz der Entwicklung einen Beitrag zur effizienten und robusten Auslegung technologisch anspruchsvoller Umformprozesse, die im Sinne der Nachhaltigkeit im industriellen Maßstab etabliert werden sollen. Die wissenschaftlichen Erkenntnisse sind weitgehend auf andere Modellversuche und experimentelle Untersuchungen von Umformprozessen übertragbar.

2 Stand der Technik

In diesem Kapitel werden die für die vorliegende Arbeit relevanten Grundlagen und wissenschaftlichen Untersuchungen zusammengefasst. Zu Beginn erfolgt eine kurze Beschreibung der umformtechnischen Verarbeitung hochfester Aluminiumlegierungen. Die folgenden Abschnitte behandeln Definitionen und die begriffliche Einordnung von Modellversuchen sowie die Themen *Tribologie*, *Wärmeübergangskoeffizienten (IHTCs)* und *Methodisches Entwickeln technischer Systeme*.

2.1 Verarbeitung hochfester Aluminiumlegierungen

Aluminium gilt nach Stahl als das wichtigste Gebrauchsmetall. Insbesondere seine geringe Dichte von ca. $2,7 \text{ g/cm}^3$ bis $2,8 \text{ g/cm}^3$ bei einem breiten Festigkeitsspektrum von 70 N/mm^2 bis über 600 N/mm^2 [OST14] machen Aluminium zu einem attraktiven Leichtbauwerkstoff [KLE19]. Mit dem Begriff *Aluminium* sind in diesem Zusammenhang in der Regel Aluminiumlegierungen gemeint, also Werkstoffe, die aus mehreren Elementen bestehen. Diese Legierungen können gemäß Tabelle 1 im Fall von umformtechnisch verarbeitbaren Legierungen, sogenannten Knetlegierungen, in Gruppen von *1xxx* bis *8xxx* eingeteilt werden. Das *xxx* steht dabei für eine Zahlenkombination, die den Massenanteil der einzelnen Legierungselemente angibt [ASM07]. Neben der Zusammensetzung einer Legierung hängen deren mechanische Eigenschaften bei aushärtbaren Aluminiumlegierungen wesentlich vom vorliegenden Wärmebehandlungszustand ab. Ein typischer Wärmebehandlungszyklus, auch Aushärtezyklus genannt, besteht aus den drei Schritten Lösungsglühen, Abschrecken und Auslagern, wobei je nach Legierung und Zieleigenschaften eine Warm- oder Kaltauslagerung erfolgt [GDA07]. Im hochfesten Wärmebehandlungszustand *T6* liegt eine Aluminiumlegierung als lösungsgeglüht, abgeschreckt und warmausgelagert vor [DIN29850]. Der *T6*-Zustand führt jedoch zu einer eingeschränkten Umformbarkeit bei Raumtemperatur, weshalb für hochfeste Aluminiumlegierungen (z. B. EN AW-7075) temperaturunterstützte Umformprozesse erforscht werden.

Der Begriff *hochfest* beschreibt Aluminiumlegierungen und Wärmebehandlungszustände mit vergleichsweise hoher Festigkeit und wird häufig für 7xxx-Legierungen und in Bezug auf den T6-Zustand verwendet, wobei nach Kenntnis des Autors keine Festigkeitsgrenzen für die Verwendung des Begriffs definiert sind.

Tabelle 1: Einteilung von Aluminium-Knetlegierungen mit typischen Festigkeitsspektren nach [ASM07]

Nummer	Legierungselemente	aushärtbar	Zugfestigkeit in MPa
1xxx	Al	nein	70 - 175
2xxx	AlCuMg (1 - 2,5 % Cu)	ja	170 - 130
2xxx	AlCuMgSi (3 - 6 % Cu)	ja	380 - 520
3xxx	AlMnMg	nein	140 - 280
4xxx	AlSi	teilweise	105 - 350
5xxx	AlMg (1 - 2,5 % Mg)	nein	140 - 280
5xxx	AlMgMn (3 - 6 % Mg)	nein	280 - 380
6xxx	AlMgSi	ja	150 - 380
7xxx	AlZnMg	ja	380 - 520
7xxx (z. B. 7075)	AlZnMgCu	ja	520 - 620
8xxx	AlLiCuMg	ja	280 - 560

An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass für den Ausdruck *temperaturunterstützte Aluminium-Blechumformung* im weiteren Verlauf dieser Arbeit häufig die Kurzformen *Aluminium-Blechumformung* oder *temperaturunterstützte Umformung* verwendet werden. Als *nicht-isotherme* Umformung wird eine Sonderform der temperaturunterstützten Umformung bezeichnet, bei der die Temperaturen von Blech und Werkzeug zu Beginn der Umformung unterschiedlich sind (z. B. Abschreckumformung von Aluminium [GAR05], oder Presshärten von Stahl [MOR17]).

2.1.1 Temperaturunterstützte Umformung

Durch Einbringen von Wärme in den Fertigungsprozess hochfester Aluminiumbauteile kann die Umformbarkeit des Aluminiums erhöht und die Bauteilrückfederung reduziert werden [SUC19]. Hauptgrund hierfür ist die Abnahme der Festigkeit bzw. Fließspannung von Aluminiumlegierungen bei erhöhten Temperaturen [DEG20]. Eine energetisch effiziente Möglichkeit zur Umsetzung von temperaturunterstützten Umformprozessen besteht in der Kombination des Umformvorgangs mit einer

ohnehin erforderlichen Wärmebehandlung, siehe Abbildung 1 (warm und W-Temper). Die dargestellten Prozessrouten lassen sich nach ihrem Temperaturniveau klassifizieren und die jeweiligen Umformvorgänge in die Kategorien *isotherm* und *nicht-isotherm* einteilen. Einen umfassenden Literaturüberblick einschließlich möglicher Sonderformen der Prozessrouten geben Zheng et al. [ZHE18].

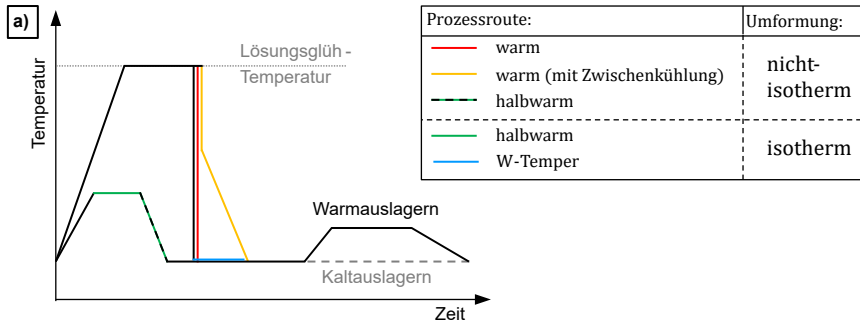


Abbildung 1: Prozessrouten für die temperaturunterstützte Umformung hochfester Aluminiumbleche, in Anlehnung an [ANY18].

Im Folgenden werden die Grundlagen der Warm-, Halbwarm- und W-Temper-Prozessketten (bzw. -umformung) von hochfestem Aluminium beschrieben.

W-Temper-Umformung

Die W-Temper-Umformung sieht ein Lösungsglügen der Aluminiumbleche und ein anschließendes Abschrecken unmittelbar vor dem Umformprozess vor [CHO20], wodurch zu Beginn der Umformung bei Raumtemperatur der W-Temper-Wärmebehandlungszustand vorliegt. Dieser Zustand weist ein erhöhtes Umformvermögen auf, gilt jedoch als instabil, da sich die Werkstoffeigenschaften bei Raumtemperatur mit der Zeit ändern (Kaltauslagerung). Oberhauser geht von einem möglichen Prozessfenster von 10 Minuten zwischen Abschrecken und Umformen aus [OBE17]. In der Literatur werden Härtesteigerungen von ca. 25 % nach 10 Minuten [SÁE15] bzw. 41 % nach einem Tag und weitere 18 % nach einem Monat [GÜN21] nachgewiesen. Im Anschluss an die W-Temper-Umformung ist eine Wärmebehandlung in Form einer Warmauslagerung erforderlich, um hochfeste Bauteileigenschaften (z. B. T6) zu erreichen [BEH20].

Halbwarmumformung

Bei der Halbwarmumformung werden Aluminiumbleche auf Temperaturen zwischen 150 °C und 300 °C erwärmt [BEH17]. Die anschließende Umformung erfolgt meist isotherm in beheizten Werkzeugen [SOT11] oder auch nicht-isotherm in Werkzeugen bei Raumtemperatur [NOD17]. Als Ausgangsmaterial kann Aluminiumblech im hochfesten T6-Zustand verwendet werden [OBE13], wobei die Festigkeit der resultierenden Bauteile durch die zwischenzeitliche Erwärmung reduziert wird [KUM14]. Um diese Reduktion der Festigkeit möglichst gering zu halten, sollten möglichst kurze Aufheiz- und Haltezeiten realisiert werden [JAŚ22]. Alternativ ist eine bedarfsgerechte lokale Erwärmung umformkritischer Blechbereiche im Werkzeug möglich [SEL23].

Warmumformung

Ausgangspunkt für die Warmumformung (auch Abschreckumformung genannt) ist ein Aluminiumblech in einem beliebigen Wärmebehandlungszustand [SEL17]. Das Blech wird auf Lösungsglühtemperatur (ca. 460 °C bis 480 °C) erwärmt und anschließend in einem gekühlten Werkzeug umgeformt und gleichzeitig abgeschreckt [OBE17]. Ein wichtiger Bestandteil des Prozesses ist eine schnelle Abschreckung [FOS09], da diese die Festigkeitseigenschaften des Bauteils nach dem Auslagern beeinflusst [DEG20]. Durch die temperaturbedingte Abnahme der Fließspannung von Aluminium wird die Rückfederung der umgeformten Bauteile, im Vergleich zur Umformung bei niedrigeren Temperaturen (z. B. 200 °C), stark reduziert [CAI19]. Alternativ zu einer direkten Abschreckung im Werkzeug ist eine Zwischenkühlung (Teilabschreckung) zwischen Lösungsglühen und Umformen möglich, um den Abschreckprozess besser steuern zu können. Das festigkeitssteigernde Auslagern der umgeformten Bauteile kann im industriellen Umfeld in den Prozessschritten des Lackeinbrennens erfolgen. [ANY18]

Auch wenn in dieser Arbeit ausschließlich Aluminium der Legierung EN AW-7075 als Umformwerkstoff untersucht wird, sei darauf hingewiesen, dass auch andere Leichtbauwerkstoffe temperaturunterstützt umgeformt werden. Insbesondere das Presshärten hochfester Stähle weist Parallelen zur Warmumformung von Aluminium auf. Ein Beispiel hierfür ist die nicht-isotherme Prozessführung mit hohen Abschreckgeschwindigkeiten von Aluminium [SCH21a] bzw. Stahl [MOR17], sodass einige Erkenntnisse aus dieser Arbeit auf das Presshärten von Stahl übertragbar sind.

Numerische Prozessauslegung

Da die Finite-Elemente-Methode (FEM) in den Ingenieurwissenschaften bereits weitgehend bekannt und etabliert ist, werde die entsprechenden Grundlagen nicht an dieser Stelle, sondern in Anhang 9.1 dargestellt.

Eine Besonderheit der FEM für die temperaturunterstützte Blechumformung ist die notwendige thermomechanische Kopplung. Grundlage hierfür ist die Verwendung von temperaturabhängigen Materialkennwerten, wie z. B. Fließkurven des Blechwerkstoffs [KLI07]. Bei nicht-isothermen Prozessen (z. B. der Abschreckumformung) gehören darüber hinaus IHTCs zwischen Blech und Werkzeug zu den zentralen Modellparametern [JIA21]. In Kombination mit Materialkennwerten wie Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität und Dichte können die zwischen Bauteil und Werkzeug übertragene Wärme und deren Temperaturen quantifiziert werden. Darüber hinaus beeinflussen Reibwerte sowohl in der thermomechanisch gekoppelten [MA15] als auch in der rein mechanischen Umformsimulation [GIL16] das Simulationsergebnis. Wärmeübergangskoeffizienten und Reibwerte können in Modellversuchen ermittelt werden.

2.2 Definitionen und begriffliche Einordnung von Modellversuchen

Als *Modell* wird in der Wissenschaft ein Gebilde bezeichnet, „das die inneren Beziehungen und Funktionen von etwas abbildet bzw. [schematisch] veranschaulicht“ [DUD23b] und damit die Realität unter vereinfachten Bedingungen nachahmt [VOL19]. Die Beobachtung eines Modells über der Zeit und unter besonderer Berücksichtigung der wichtigsten Systemeigenschaften wird als *Simulation* bezeichnet [CHA19].

Ein Prüfstand, der die Realität modellhaft abbildet, wird daher in dieser Arbeit als *Modellprüfstand* bezeichnet. Die Benutzung eines Modellprüfstandes ist eine physische Simulation eines technischen Systems oder Vorgangs und wird als *Modellversuch* definiert. Ein Modellversuch beinhaltet somit immer einen Modellprüfstand und die Entwicklung eines Modellversuchs umfasst sowohl die Entwicklung eines Modellprüfstands als auch die Entwicklung des entsprechenden Nutzungsvorgangs. In der deutschsprachigen Literatur werden Modellprüfstände bzw. Modellversuche auch als *nachahmende* [PÖH86] oder *technologische* [PAW64] *Prüfverfahren* bezeichnet. Im englischen Sprachgebrauch werden die Begriffe

simulation tests [KAL85, SCH97] oder *physical simulation experiments* [BRU14] verwendet. In der Tribologie hat sich der Begriff *Tribometer* etabliert [GRE21].

In ihrem Abstraktionsgrad lassen sich Modellversuche einordnen zwischen Prüfverfahren zur allgemeinen Materialcharakterisierung¹ [BRU14] und Prüfverfahren in Form von Betriebsversuchen [CZI20c]. Abbildung 2 zeigt beispielhaft eine gängige Einteilung tribologischer Prüfverfahren in Kategorien [GFT02], die sich im Spannungsfeld zwischen messtechnischer Zugänglichkeit und der Übertragbarkeit auf den Realprozess befinden [STA98].

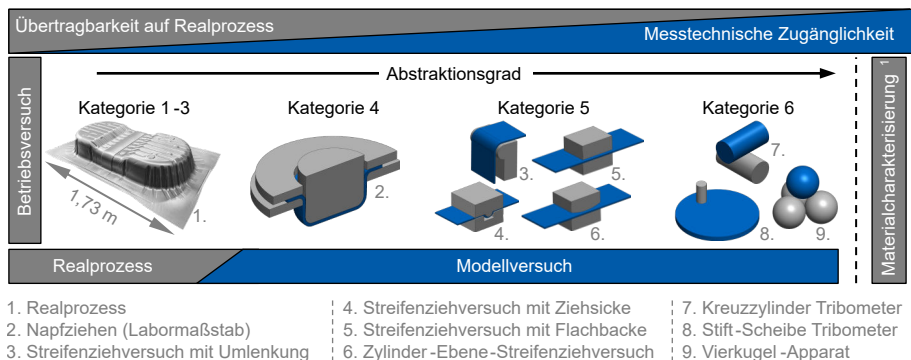


Abbildung 2: Einordnung tribologischer Prüfverfahren, in Anlehnung an [STA98, GFT02]

Die Prüfverfahren der Kategorien 1 bis 3 stellen Feldversuche (1) oder betriebsähnliche Versuche des gesamten Untersuchungsobjektes (2) oder einer Baugruppe (3) dar [GFT02]. Der Begriff *Realprozess* wird in dieser Arbeit für Prozesse verwendet, die durch eine Modellierung (z. B. im Modellversuch) abstrahiert werden. *Realprozesse* sind beispielsweise industrielle Umformprozesse im Presswerk, können aber auch Umformversuche im Labormaßstab sein, sofern diese durch Modellversuche abstrahiert werden. Selbst die abstraktesten tribologischen Prüfverfahren (Kategorie 6) sind als Modellversuche von Prüfverfahren der Materialcharakterisierung abzugrenzen, da tribologische *Phänomene* (siehe unten) immer als Systemgrößen zu betrachten und nicht einzelnen Materialien zuzuordnen sind [GRE21].

¹ Der Begriff *Werkstoffprüfung* wird an dieser Stelle bewusst vermieden, weil er mitunter als Überbegriff verwendet wird und je nach Definition auch Modellversuche (nachahmende Prüfverfahren [PÖH86]) und tribologische Untersuchungen [BLU94] einschließt.

Der Begriff *Phänomen* beschreibt allgemein „etwas, was sich beobachten [...] lässt“, bzw. eine „(bemerkenswerte) Erscheinung“ [DUD23a]. In dieser Arbeit wird ein Phänomen als beobachtbare Folge eines oder mehrerer Vorgänge unter bestimmten Randbedingungen verstanden (z. B. Werkzeugverschleiß als tribologisches Phänomen infolge einer Relativbewegung mehrerer Festkörper oder Medien unter einer bestimmten Belastung). Die Quantifizierung eines Phänomens kann als Ausprägung eines Modellparameters durch einen Zahlenwert erfolgen. Beispiele für solche Modellparameter sind Reibwerte oder Wärmeübergangskoeffizienten für FE-Simulationen, die häufig in Modellversuchen ermittelt werden. Neben der zahlenmäßigen Quantifizierung von Phänomenen können mit einem Modellversuch auch Phänomene eines Realprozesses qualitativ untersucht oder Vorgänge eines Realprozesses überhaupt erst als Phänomene beobachtbar gemacht werden.

Eine detaillierte Beschreibung von Modellversuchen und ihrer charakteristischen Merkmale erfolgt in Abschnitt 5.1, wo auch ergänzende Definitionen zu finden sind.

2.3 Tribologie

In den folgenden Abschnitten werden die Grundlagen der Tribologie vermittelt (2.3.1), tribologische Modellprüfstände für die Blechumformung vorgestellt (2.3.2) sowie tribologische Aspekte der Aluminium-Halbwarm- und Warmumformung beschrieben (2.3.3).

Als Hintergrundinformation sei angemerkt, dass tribologische Herausforderungen aufgrund erhöhter Blechtemperaturen derzeit einen breiten Einsatz der temperaturunterstützten Aluminium-Blechumformung in der Serienfertigung verhindern [GRO16]: Es fehlen wirksame Hochtemperaturschmierstoffe für die Automobilindustrie, die mit den bestehenden OEM-Prozessen kompatibel sind [ANY18]. Insbesondere müssen die geforderten Oberflächenqualitäten und die Lackierbarkeit der Bauteile sichergestellt werden [DEG20] und für die Simulation und Auslegung von temperaturunterstützten Umformprozessen müssen Reibwerte ermittelt werden, da diese einen großen Einfluss auf das Umformergebnis haben [MA15].

2.3.1 Grundlagen

Das Wort *Tribologie* (griechisch *tribein* für *reiben*) bedeutet wörtlich übersetzt *Reibungslehre*. Gängige Definitionen beschreiben die Tribologie als die Wissenschaft von Wirkflächen in Relativbewegung [CZI20b], die das Gesamtgebiet von Reibung, Schmierung und Verschleiß umfasst [GFT02]. Reibung und Verschleiß werden dabei nicht durch einfache Werkstoffkennwerte (wie z. B. E-Modul oder Härte) charakterisiert, sondern sind als Systemeigenschaften bzw. als Funktion der Systemstruktur und des Beanspruchungskollektivs des tribologischen Systems zu verstehen [CZI20a], siehe Abbildung 3. Die Systemstruktur besteht aus Grund- und Gegenkörper (Wirkflächenpaar) sowie Zwischen- und Umgebungsmedium. Das tribologische Beanspruchungskollektiv besteht im Wesentlichen aus Kinematik (Bewegungsform), Belastung (Normalkraft), Geschwindigkeit (Gleitgeschwindigkeit), Temperatur und Beanspruchungsdauer (Zeit oder Gleitweg).

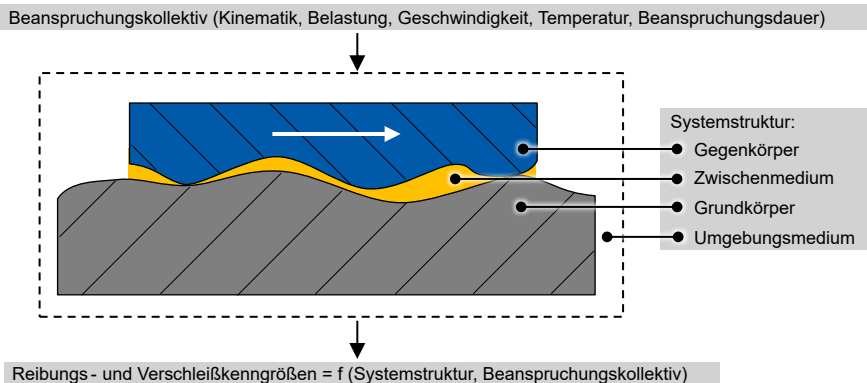


Abbildung 3: Schema des tribologischen Systems, in Anlehnung an [CZI20a, GFT02]

Prüfgeräte oder -vorrichtungen „zur [physischen] Simulation und messtechnischen Erfassung tribologischer Vorgänge“ [GFT02] werden als Tribometer bezeichnet und stellen tribologische Modellprüfstände dar. Sie sind von zentraler Bedeutung für die Optimierung tribologischer Systeme [GRE21] und spielen eine wichtige Rolle bei der Auslegung von Blechumformprozessen [FIL11]

2.3.2 Tribologische Modellprüfstände für die Blechumformung

Bereits in den 60er Jahren des 20. Jahrhunderts wurden zahlreiche tribologische Modellprüfstände (Tribometer) für die konventionelle Blechumformung bei

Raumtemperatur entwickelt [TRZ20]. Die im Folgenden genannten Kategorien 1 bis 6 beziehen sich auf die Einteilung der Tribometer nach ihrem Abstraktionsgrad, siehe Abbildung 2.

Tribometer der Kategorie 6, die den höchsten Abstraktionsgrad aufweisen, werden zur Untersuchung grundlegender tribologischer Phänomene eingesetzt. Ihr Anwendungsspektrum geht weit über die Blechumformung hinaus und umfasst beispielsweise Untersuchungen von Verbrennungsmotoren [BAR07] oder von Knieprothesen [HAI09]. Ein Vorteil der Tribometer der Kategorie 6 ist ihr Standardisierungsgrad (z. B. für Schmierstoffprüfungen im Vierkugelapparat [DIN51350-1], im translatorischen Oszillationsprüfgerät [DIN51834-1] oder im Schwing-Reib-Verschleißprüfgerät [ASTMD5707] sowie Verschleißprüfungen im Stift-Scheibe-Tribometer [ASTMG99]), wobei selbst Ergebnisse von Tribometern mit gleichem Funktionsprinzip zu unterschiedlichen Ergebnissen führen können [JÜN95]. Als nachteilig gilt die geringe Übertragbarkeit auf Blechumformprozesse aufgrund der unterschiedlichen Kontaktbedingungen [KIR12]. Die Kontaktfläche von Tribometern der Kategorie 6 ist typischerweise klein, was die Reibwerte unter geschmierten Bedingungen beeinflusst [GUO09, GUO10]. Darüber hinaus findet der Gleitkontakt in der Regel in einem geschlossenen tribologischen System statt, d. h. wiederholt auf derselben Fläche mit demselben Zwischenmedium, was bei Realprozessen der Blechumformung in der Regel nicht der Fall ist [FIL04]. Nicht zuletzt wirkt sich die plastische Umformung von Blechen auf die Struktur des tribologischen Systems aus (z. B. Erhöhung der Oberflächenrauheit [REC20]), was in Tribometern der Kategorie 6 nicht berücksichtigt wird.

Im Gegensatz dazu handelt es sich bei den tribologischen Prüfverfahren der Kategorien 1 bis 3 um in-situ-Prüfverfahren, die in den Umformprozess realer Bauteile im Presswerk unter Serienbedingungen integriert sind. Da diese Prüfverfahren Teil des Realprozesses sind, entfällt die (ggf. mit Unsicherheiten behaftete) Übertragung von Ergebnissen aus abstrahierten Modellversuchen auf den Realprozess. Als nachteilig gelten sowohl die eingeschränkten Möglichkeiten zur Veränderung des tribologischen Beanspruchungskollektivs als auch die implizite Messung tribologischer Größen wie z. B. Reibwerte [FIL04]. Darüber hinaus sind die Kosten für derartige tribologische Untersuchungen typischerweise hoch und bergen die Gefahr einer Beeinträchtigung der laufenden Serienproduktion [STA98].

Die aktuelle Rolle von Tribometern in der Blechumformung

Die zunehmende Bedeutung der Finite-Elemente-Simulation (FE-Simulation) in der Blechumformung führt zu steigenden Anforderungen an die Genauigkeit und Zuverlässigkeit der FE-Modelle. Fortschritte in der Rechenleistung ermöglichen immer detailliertere und damit komplexere FE-Modelle, wobei auch ein komplexes FE-Modell nur so genau sein kann wie seine Annahmen und Eingangsgrößen. Eine wichtige Eingangsgröße sind Reibwerte [FIL11], die unter anderem die Simulationsergebnisse hinsichtlich Rückfederung [GIL16], Stempelkraft und Blechausdünnung [OLG16] beeinflussen. Darüber hinaus gewinnt die numerische Modellierung der Reibung im industriellen Einsatz der FE-Simulation für die Blechumformung zunehmend an Bedeutung [AUT16]. Trotz des Versprechens, dass Reibmodelle den Bedarf an experimentellen Reibungsuntersuchungen reduzieren könnten [HOL16], werden diese Modelle mithilfe von Modellversuchen entwickelt, entweder zur Modellanpassung oder zu Validierungszwecken [HOL16, NIE16]. Die Veröffentlichungen der letzten Jahre zeigen, dass nach wie vor ein wissenschaftliches [CAR22, DIL16, MEH15, KIR12] und kommerzielles [RAZ23] Interesse an Tribometern für die Blechumformung besteht.

Im Bereich der Blechumformung werden in Anlehnung an Schey und Staeves [SCH97, STA98] zwei tribologische Untersuchungsziele unterschieden:

- a) Untersuchung tribologischer Systeme in Bezug auf Phänomene in spezifischen Umformprozessen.
- b) Untersuchung grundlegender tribologischer Phänomene.

Tribometer der Kategorie 4 (z. B. Napfziehen) werden zunehmend für das Untersuchungsziel a) eingesetzt. Typischerweise fehlt bei diesen Tribometern jedoch eine direkte Messung der Reibkräfte. Diese müssen, sofern nicht nur die Machbarkeit bestimmter Ziehtiefen untersucht wird [FIL01], aus FE-basierten inversen Analysen [KIM07] oder analytisch [GRÜ14] ermittelt werden. In beiden Fällen beeinflussen die zugrunde liegenden Materialmodelle die ermittelten Reibwerte, was zu Ungenauigkeiten führt [SNI96].

Für beide Untersuchungsziele werden Tribometer der Kategorie 5 [FIL01] bzw. der Kategorie 6 [VEL17] eingesetzt. Ein wesentlicher Vorteil dieser Tribometer gegenüber Tribometern der Kategorie 4 ist, je nach Ausführung [SNI96], die Unabhängigkeit von Materialmodellen. Weiterhin ist es möglich, die Parameter des tribologischen Systems, in Form von Systemstruktur und Beanspruchungskollektiv mit geringem Aufwand

unabhängig voneinander einzustellen [FIL04]. Wie bereits in Abbildung 2 dargestellt, nimmt die Übertragbarkeit auf den Realprozess (Ziel a) mit dem Abstraktionsgrad des Tribometers ab und erfordert nach Schey ein gewisses Maß an Extrapolation und Vertrauen („extrapolation and faith“) [SCH97].

Bauformen von Tribometern der Kategorie 5 für die Blechumformung

Eine Übersicht verschiedener Tribometer der Kategorie 5 ist in Abbildung 4 dargestellt.

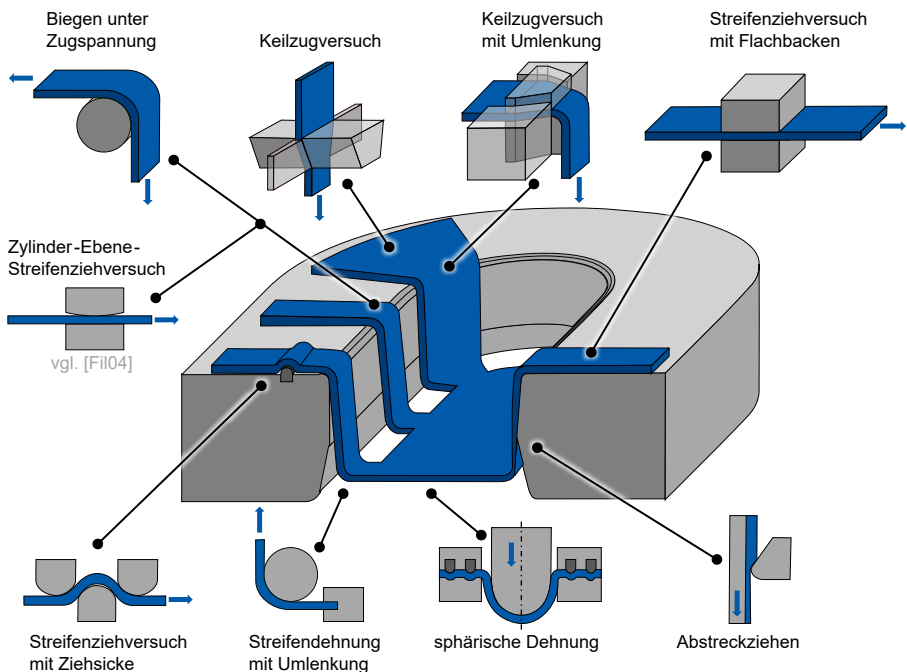


Abbildung 4: Tribometer der Kategorie 5, in Anlehnung an [BAY08], zuzüglich Zylinder-Ebene-Streifenziehversuch.

Detaillierte Informationen zur jeweiligen Funktionsweise sind in einem separaten Übersichtsartikel [SCH21* b] zu finden. Umfassende Analysen können in Dissertationen verschiedener Forschungseinrichtungen nachgelesen werden [REI59, WIT80, FRO90, NET95, SNI96, FIL04, EMM97].

Im folgenden Abschnitt 2.3.3 wird der Stand der Technik der Tribologie auf dem Gebiet der Halbwarm- und Warmumformung hochfester Aluminiumbleche beschrieben. Für

die dort aufgeführten tribologischen Untersuchungen werden tribologische Prüfverfahren unterschiedlicher Kategorien eingesetzt.

2.3.3 Tribologie in der temperaturunterstützten Aluminium-Umformung

In den letzten 15 Jahren wurden zahlreiche tribologische Untersuchungen auf dem Gebiet temperaturunterstützter Aluminium-Umformprozesse durchgeführt. Einige Untersuchungen konzentrieren sich auf Reibungs- und Verschleißmechanismen ohne Schmiermittel [VIL11, JER14] oder die Untersuchung von Werkzeugbeschichtungen [JER15, KAL15, ZHE17, DON18, DON17, DEM10, DEC19, RIG23]. Im Hinblick auf die tribologischen Untersuchungen im Rahmen der vorliegenden Arbeit liegt der Schwerpunkt der nachfolgenden Beschreibung auf Untersuchungen von Schmierstoffen.

Die in Abschnitt 2.1.1 beschriebenen Prozessrouten für die Umformung hochfester Aluminiumlegierungen erfordern eine Erwärmung des Blechs vor dem Umformprozess auf Temperaturen zwischen mindestens 150 °C (Halbwarmumformung) und ca. 480 °C (Warm- und W-Temper-Umformung). Das Verfahren der Blecherwärmung auf teils deutlich über 400 °C ist nicht kompatibel mit den herkömmlichen Schmiermethoden in Walzwerken, bei denen Prelubes [MAN17] oder Hotmelts [MEI05] als Korrosionsschutzmittel und/oder Umformschmierstoff lange vor dem Umformprozess auf das Blech aufgebracht werden. Für Umformprozesse warmer und halbwarmer Bleche wird daher die Werkzeugschmierung als Alternative zur üblichen Blechschmierung von verschiedenen Forschenden und Unternehmen eingesetzt, z. B. in Spanien [MEN16], Großbritannien [ZHE17], China [LIU17a], Deutschland [MER18], Schweden [ANY18] und Norwegen [MYR20]. Das Ziel der Werkzeugschmierung ist es, die Dauer der Temperatureinwirkung auf den Schmierstoff so kurz wie möglich zu halten [DEG20].

Nach dem Stand der Technik lassen sich tribologische Schmierstoffuntersuchungen für die temperaturunterstützte Aluminium-Umformung in drei Methoden einteilen: Oszillierende Tribometer (Kategorie 6), Streifenziehversuche (Kategorie 5) und Umformversuche (meist Kategorie 4).

Oszillierende Tribometer

Hanna untersucht das Reibungs- und Verschleißverhalten von flachen Werkzeugbacken und Aluminiumblechen mit Bornitrid-Schmierstoff im Temperaturbereich zwischen 100 °C und 450 °C. Minimale Reibung tritt bei 200 °C auf, während oberhalb von 300 °C mit steigender Temperatur hohe Reibung und vorzeitiger adhäsiver Verschleiß auftreten [HAN06]. Die Zugabe von Graphit verbessert in weiteren Untersuchungen des Autors die Schmierfähigkeit [HAN07]. Podgornik et al. untersuchen die Schmierwirkung von Bornitrid und Graphit. Sie konzentrieren sich auf den Einfluss der Partikelgröße bei Raumtemperatur (Kugel-Scheibe-Tribometer mit geschmierten Aluminiumscheiben) [POD15] und bei 400 °C (Kreuzzylinder Versuch) [POD17]. Bei niedrigen Kontaktbelastungen ist die verschleißmindernde Wirkung von Bornitrid mit der von Graphit vergleichbar. Decrozant-Triquenaux et al. untersuchen verschiedene Werkzeugstahloberflächen in Kombination mit Bornitrid und Polymerschmierstoffen, die in einem Stift-Scheibe-Tribometer auf den Werkzeugstift aufgetragen werden. Der Polymerschmierstoff zeigt eine gute Haftung auf den Werkzeugoberflächen, während das Bornitrid während der Versuche schnell abgetragen wird [DEC20].

Insgesamt ist für die Untersuchungen in oszillierenden Tribometern festzuhalten, dass sie sich hauptsächlich auf den trockenen Zustand beschränken [VIL11] oder auf die Verwendung von langzeit-temperaturstabilen Schmierstoffen. Solche Schmierstoffe sind beispielsweise Bornitrid [HAN06], Bornitrid und Graphit im Vergleich [POD15, POD17] oder eine Mischung aus beiden [HAN07]. Der Grund für diese Beschränkung liegt in der langen Dauer der oszillierenden Versuche, die im Vergleich zu nicht-isothermen Umformprozessen mit Werkzeugschmierung zu einer unrealistisch langen Temperatureinwirkung auf den Schmierstoff führt. Beim Einsatz anderer Schmierstoffe in oszillierenden Tribometerversuchen, z. B. Silikonpolymer [DEC20], wird daher die Versuchstemperatur von Warmumformtemperaturen (> 400 °C) auf 300 °C reduziert.

Streifenziehversuche

In isothermen Streifenziehversuchen werden hinsichtlich der Temperaturführung ähnliche Ansätze verwendet wie in oszillierenden Tribometern: Entweder liegt die Temperatur unterhalb der Warmumformtemperatur [SHI17] oder es werden Hochtemperaturschmierstoffe wie MoS₂, Graphit [MED15] oder Bornitrid [GHI17] eingesetzt.

Shi et al. führen isotherme Streifenziehversuche mit *Forge Ease 278* (Blechschnierung) durch und bestätigen eine reibungsmindernde Wirkung bis 250 °C. Ab 300 °C kommt es abhängig von der Verweilzeit des Schmierstoffs bei hohen Temperaturen zu einer Verschlechterung und zu einem deutlichen Anstieg der Reibung [SHI17]. Medea et al. untersuchen einen MoS₂-Schmierstoff bei 25 °C, 300 °C und 400 °C in einem Warmstreifenziehversuch mit Blechschnierung: Die niedrigsten Reibwerte werden bei 300 °C ermittelt, was innerhalb des vorgesehenen Betriebstemperaturbereichs des Schmierstoffs liegt [MED15]. Folgeuntersuchungen mit demselben Tribometer zeigen, dass ein Graphitschmierstoff seinen niedrigsten Reibwert bei 350 °C bis 400 °C aufweist [GHI19] und dass der Abtrag des Schmierstoffes von der Oberfläche die Hauptursache für den Verschleißbeginn ist [GHI17]. Liu et al. untersuchen Bornitrid, Graphit und MoS₂ in einem nicht-isothermen Streifenziehversuch mit Werkzeugschnierung, wobei Graphit die beste Schmierwirkung zeigt. In den ersten zwei Sekunden des Versuchs mit einer Ziehgeschwindigkeit von 50 mm/s findet die Relativbewegung zwischen geschmierten Werkzeugen und kaltem Aluminiumblech statt, bevor der heiße Teil des Blechstreifens in die Reibzone eintritt [LIU20]. Rigas et al. ermitteln Reibwerte in einem Tribometer mit feststehendem Streifen und flachem Werkzeug mit einem Festschmierstoff auf Basis von Fettsäuren, der auf den erwärmten Blechstreifen aufgebracht wird. Diese Konfiguration ähnelt einem Stift-Scheibe-Tribometer mit offenem tribologischen System und führt zu minimalen Reibwerten bei Temperaturen von 150 °C bis 300 °C [RIG22].

Umformversuche

Li et al. ermitteln Reibwerte durch Anpassung von Umformkräften aus FE-Simulationen an messtechnisch erfasste Umformkräfte bei der Warmumformung einer Hutprofilgeometrie. Der verwendete MoS₂-Schmierstoff zeigt etwas niedrigere Reibwerte als Bornitrid und Graphit [LI21]. Merklein et al. führen zylindrische Tiefziehversuche mit Werkzeugschnierung unter Verwendung verschiedener graphitbasierter und graphitfreier Schmierstoffe durch. Das Esteröl *Z+G SHF 431* erweist sich unter Berücksichtigung eines möglichen Serieneinsatzes bei 460 °C Blechtemperatur als aussichtsreichster Schmierstoff [MER18]. Mit dem gleichen Versuchsaufbau testen Degner et al. drei verschiedene Schmierstoffe, die frei von Bornitrid, Graphit und MoS₂ sind. Dabei schneidet der Schmierstoff *Holifa HTP 16* am besten ab [DEG18]. In Folgeuntersuchungen werden drei verschiedene

Festschmierstoffe (ohne Namensnennung) desselben Lieferanten getestet [RIG19]. Rigas et al. bestätigen die verschleißmindernde Wirkung des Trockenschmierstoffs *Holifa HTP 30* bei der Umformung eines Rechteck-Napfes mit beschichteten und unbeschichteten Werkzeugen [RIG23].

Insgesamt ist festzuhalten, dass bei den beschriebenen tribologischen Untersuchungen immer entweder Tribometerversuche oder Umformversuche durchgeführt werden. Ein Bezug zwischen Tribometerversuch und Realprozess wird nicht hergestellt. Darüber hinaus ist davon auszugehen, dass auch von Systemanbietern für die Aluminium-Warmumformung (z. B. *AP&T*, *Fagor Arrasate*, *HoDforming*) entsprechende tribologische Untersuchungen durchgeführt wurden, die jedoch nicht ohne Weiteres zugänglich sind und daher an dieser Stelle nicht aufgeführt werden können.

2.4 Wärmeübergangskoeffizienten (IHTCs)

Bei der in Abschnitt 2.1.1 beschriebenen Warmumformung hochfester Aluminiumbleche wird ein warmes Blech in das Umformwerkzeug eingelegt und anschließend umgeformt und gleichzeitig abgeschreckt. Die Abschreckgeschwindigkeit des Blechs wird durch den Wärmeübergang zwischen Blech und Werkzeug bestimmt, der wiederum durch IHTCs beschrieben wird. (IHTC = englisch für *interfacial heat transfer coefficient*²)

In den folgenden Abschnitten werden Grundlagen zum Wärmeübergang vermittelt (2.4.1) sowie Modellversuche für die IHTC-Bestimmung und deren Auswertemethoden beschrieben (2.4.2 bis 2.4.7). Abschließend werden in Abschnitt 2.4.8 Literaturwerte für IHTCs zwischen Aluminiumblechen und Stahlwerkzeugen zusammengefasst.

2.4.1 Grundlagen

Die Wärmeübertragung beschreibt den Transport von thermischer Energie (Wärme) aufgrund einer räumlichen Temperaturdifferenz. Sie kann in Wärmeleitung, Wärmekonvektion und Wärmestrahlung unterteilt werden [HAN12]. Der Wärmeübergang zwischen zwei sich berührenden Festkörper-Oberflächen erfolgt

² In der deutschen Fachliteratur wird der Begriff *Wärmeübergangskoeffizient* teilweise mit WÜK, häufiger jedoch mit HTC abgekürzt. Da in dieser Arbeit die Wärmeübergangskoeffizienten zwischen zwei Festkörperoberflächen betrachtet werden, wird die erweiterte Abkürzung IHTC verwendet.

hauptsächlich durch Wärmeleitung an den Grenzflächen der sich berührenden Oberflächenanteile [YIN17]. In den verbleibenden Hohlräumen, die durch die Rauheit der Kontaktpartner gebildet werden, ist die Wärmestrahlung bei Temperaturen unter 700 K in den meisten Fällen vernachlässigbar, während natürliche Konvektion aufgrund kleiner Grashof-Zahlen in der Regel nicht auftritt [BAH04], sodass die Wärmeleitung durch die Gasphase bzw. durch den Schmierstoff als sekundärer Wärmeübertragungsmechanismus verbleibt. Folglich sind die reale Kontaktfläche und bis zu einem gewissen Grad auch das Zwischenmedium in den Hohlräumen bekannte Faktoren, die den IHTC in der Blechumformung beeinflussen [YIN17].

Die reale Kontaktfläche zwischen zwei Objekten hängt hauptsächlich von der Flächenpressung, der Oberflächenrauheit und den Materialeigenschaften ab (z. B. Elastizitätsmodul für elastische Kontakte und Härte für plastische Kontakte) [GRE66]. Analytische Modelle von IHTCs, auch als thermische Kontaktleitfähigkeit oder thermischer Kontaktkoeffizient bezeichnet, liefern in der Regel eine Korrelation zwischen Wärmeübertragung, Oberflächenrauheit, Flächenpressung und Materialeigenschaften [ASI16]. Frühe Beiträge auf diesem Gebiet wurde von Fenech et al. veröffentlicht [FEN59, FEN63]. Viele spätere Ansätze basieren auf dem thermischen Kontaktmodell von Cooper et al. [COO69], das von Mikic erweitert wurde, um die Kombination aus plastischem und elastischem Verhalten zu beschreiben [MIK74]. Einen Überblick über Modelle von IHTCs geben Lambert und Fletcher [LAM97]. Die analytische Beschreibung des Wärmeübergangs erfordert aufgrund der komplexen Bedingungen und Einflussfaktoren eine Reihe von Vereinfachungen und Annahmen, die in der Literatur nicht einheitlich sind [SRI94]. Daher wird der IHTC als Parameter zur empirischen Beschreibung des Wärmeübergangs verwendet.

In Gleichung (1) ist h der IHTC und \dot{Q} der Wärmestrom durch die nominelle Kontaktfläche A zwischen einer Blechrunde und einem Stempel. T_R und T_S sind die Oberflächentemperaturen der Runde bzw. des Stempels.

$$\dot{Q} = hA(T_S - T_R) \quad (1)$$

Wird \dot{Q} durch A dividiert, ergibt sich nach Umstellung der Gleichung der IHTC als eine Funktion der Oberflächentemperaturen und der Wärmestromdichte \dot{q} , die alle auf verschiedene Weise in Modellversuchen ermittelt werden können.

$$h = \frac{\dot{q}}{(T_S - T_R)} \quad (2)$$

IHTCs sind somit in Analogie zu tribologischen Phänomenen (siehe Abschnitt 2.3.1) als Systemeigenschaften zu betrachten, deren Ermittlung in Modellversuchen unter Berücksichtigung der Realprozess-Bedingungen erfolgt. Im Gegensatz dazu stellen thermische Kennwerte wie die spezifische Wärmekapazität oder die Wärmeleitfähigkeit Materialkennwerte dar, die nicht in Modellversuchen ermittelt werden und daher im Rahmen dieser Arbeit nicht näher betrachtet werden.

2.4.2 IHTC-Modellversuche für die Blechumformung

Ein Großteil der in der Literatur verwendeten Modellversuche für die Bestimmung von IHTCs basiert auf dem gleichen prinzipiellen Aufbau. Eine Ronde wird auf mehrere Hundert Grad Celsius erwärmt und anschließend zwischen zwei Stahlstempeln bei Raumtemperatur abgeschreckt, siehe Abbildung 5a. Während des Abschreckens werden die Temperaturverläufe der Ronde und der Stempel mit Thermoelementen gemessen und der IHTC wird in Verbindung mit dem ermittelten Wärmestrom zwischen Ronde und Stempeln berechnet. Aufgrund der dynamischen Temperaturänderungen während des Abschreckvorgangs werden entsprechende Methoden zur Ermittlung von IHTCs als *dynamische IHTC-Methoden* bezeichnet. Die Newton-, die HBM-, die ZD- und die Beck-Methode werden in den Abschnitten 2.4.3 bis 2.4.7 beschrieben.

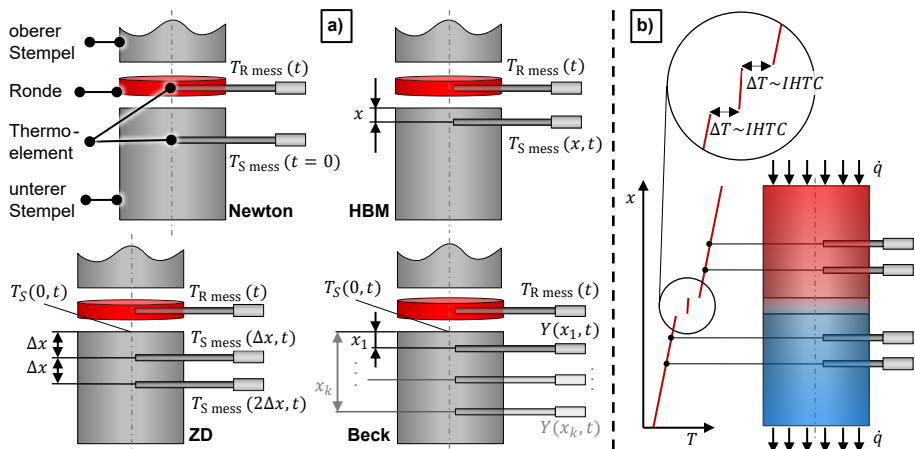


Abbildung 5: Schematische Darstellung experimenteller Methoden zur Ermittlung von IHTCs für die Blechumformung. a) dynamische Methoden: Newton [DEG17], HBM [YIN17], ZD [XIA18] und Beck [ZHA19], b) statische Methode [ROS03]. Die Quellenangaben verweisen auf die grundsätzliche Beschreibung der jeweiligen Methode und nicht auf die bildhafte Darstellung.

Eine weitere dynamische IHTC-Methode ist die FE-Methode [LIU17b, ZHA15], bei der es sich im Wesentlichen um einen Optimierungsprozess handelt: Der IHTC in einer FE-Simulation des Abschreckvorgangs wird angepasst, um die FE-Temperaturen an die im IHTC-Versuch gemessenen Temperaturen anzunähern. Diese Methode wird in dieser Arbeit nicht näher beschrieben, da sie einen hohen Rechenaufwand erfordert. Außerdem ist sie nach Ansicht des Autors für das grundlegende Verständnis von Wärmeübergängen und Wärmeleitungsproblemen im Modellversuch vergleichsweise wenig hilfreich.

Eine statische IHTC-Methode ist in Abbildung 5b dargestellt. Durch einen eindimensionalen Wärmestrom in einen der beiden Stempel und eine gegenüberliegende Wärmesenke wird ein zeitlich unveränderlicher, räumlich eindimensionaler Temperaturgradient in den Stempeln des IHTC-Versuchs erzeugt. Dieser Temperaturgradient wird durch Temperaturmessungen an mehreren Stützstellen erfasst. Der Temperaturgradient über der Rondendicke wird aus den Materialdaten der Ronde berechnet und liegt symmetrisch zwischen den Stempel-Oberflächentemperaturen. Die sich einstellenden Temperatursprünge zwischen Stempel- und Ronden-Oberflächentemperaturen ΔT sind proportional zu den IHTCs zwischen Stempeln und Ronde. Die statische IHTC-Methode führt jedoch zu einer unrealistisch langen Dauer der thermischen Belastung der Kontaktflächen und möglicher Zwischenmedien (z. B. Schmierstoffe) und wird daher im Rahmen dieser Arbeit nicht weiter betrachtet. Weitere Details zur Methode können der Literatur entnommen werden [ROS03].

2.4.3 Newtonsches Abkühlungsgesetz und Newton-Methode

Wenn thermische Objekte als konzentrierte Wärmekapazitäten behandelt werden, werden sie als eine einzige Einheit betrachtet, die zu einem bestimmten Zeitpunkt mit jeweils einem Wert für Temperatur, Volumen, Dichte, spezifische Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit definiert wird [WOJ14]. Der Ansatz der konzentrierten Wärmekapazität gilt für Objekte mit einer Biot-Zahl kleiner als 0,1 mit einem typischen Fehler von weniger als 5 % [ÇEN07]. Baehr et al. geben an, dass für $Bi = 0,1$ der Fehler immer kleiner als 2 % der charakteristischen Temperaturdifferenz zwischen der Anfangstemperatur des entsprechenden Objekts und seiner Umgebungstemperatur ist [BAE19]. Die Biot-Zahl für eine Ronde ist in Gleichung (3) mit der charakteristischen Länge l_R , dem IHTC h und der Wärmeleitfähigkeit λ_R definiert.

$$Bi_R = \frac{h l_R}{\lambda_R} \quad (3)$$

Eine beispielhafte Ronde aus EN-AW-7075 mit einer Dicke von $s = 1,5$ mm hat bei symmetrischem Kontakt mit beiden Stirnflächen eine charakteristische Länge von $l_R = 0,75$ mm. Bei einem angenommenen IHTC von $h = 18$ kW/(m²K) und einer Wärmeleitfähigkeit von $\lambda_R = 130$ W/(m K) ergibt sich aus Gleichung (3) eine Biot-Zahl von $Bi_R = 0,104$ bzw. bei Betrachtung der Ronde als konzentrierte Wärmekapazität ein Fehler im einstelligen Prozentbereich.

Die folgende Beschreibung bezieht sich wegen des symmetrischen Aufbaus von Ronde und Stempeln auf das halbe Volumen der Ronde und den Kontakt mit einem Stempel. Die Anwendung des ersten Hauptsatzes der Thermodynamik auf die halbe Ronde ergibt Gleichung (4) mit der Änderung der inneren Energie der halben Ronde dU_R und dem Wärmeübergang von der Ronde zum Stempel dQ , der bei Abkühlung der Ronde negativ ist.

$$dU_R = dQ \quad (4)$$

Die Änderung der inneren Energie dU_R einer halben Ronde mit konzentrierter Wärmekapazität kann als Temperaturänderung dT_R ihrer Wärmekapazität C_R beschrieben werden, siehe Gleichung (5).

$$dU_R = C_R dT_R \quad (5)$$

Eine Kombination der Gleichungen (1), (4) und (5) mit dem Wärmestrom $\dot{Q} = dQ_R/dt$ ergibt Gleichung (6).

$$C_R \frac{dT_R}{dt} = hA(T_S - T_R(t)) \quad (6)$$

Mit der Zeitkonstante der halben Ronde $\tau_R = C_R/(hA)$ wird Gleichung (6) umgeformt zu Gleichung (7).

$$\frac{dT_R}{dt} = -\frac{1}{\tau_R}(T_R(t) - T_S) \quad (7)$$

Die Lösung der inhomogenen Differentialgleichung (Gleichung (7)) mit der initialen Rondentemperatur $T_R(t = 0) = T_{R0}$ führt zu der Temperatur-Zeitreihe der Ronde $T_R(t)$ in Gleichung (8), die eine Formulierung des Newtonschen Abkühlungsgesetzes darstellt [VOL09].

$$T_R(t) = (T_{R0} - T_S) \cdot \exp\left(\frac{-t}{\tau_R}\right) + T_S \quad (8)$$

Mit einer transformierten Zeitkonstante $\tau_R = C_R/(hA) = c_R\rho_R V_R/(hA) = c_R\rho_R l_R/h$ wird Gleichung (8) nach dem IHTC h und somit zu Gleichung (9) aufgelöst.

$$h = \frac{c_R\rho_R l_R}{t} \ln \frac{T_{R0} - T_S}{T_R(t) - T_S} \quad (9)$$

Eine Zeitdiskretisierung von Gleichung (9) führt zu Gleichung (10), welche die Berechnung von h aus zwei diskreten Temperaturwerten der Ronde $T_{R,i-1} = T_R(t_{i-1})$ und $T_{R,i} = T_R(t_i)$ zu verschiedenen Zeitpunkten mit $\Delta t = t_i - t_{i-1}$ ermöglicht [ZHA15].

$$h = \frac{c_R\rho_R l_R}{\Delta t} \ln \frac{T_{R,i-1} - T_S}{T_{R,i} - T_S} \quad (10)$$

Gleichung (10) kann als grundlegende Methode zur Bestimmung des IHTC für die temperaturunterstützte Aluminium- [DEG20] und Stahlblechumformung [MER09] verwendet werden. Da sie ausschließlich auf der Messung der Rondentemperatur in Verbindung mit dem Newtonschen Abkühlungsgesetz beruht, wird sie im Rahmen dieser Arbeit als Newton-Methode bezeichnet. Eine Vereinfachung der Newton-Methode ist die Annahme einer konstanten Stempel-Oberflächentemperatur T_S während des Versuchs. Im Folgenden werden Methoden beschrieben, die eine Erhöhung der Stempeltemperatur berücksichtigen.

2.4.4 Wärmebilanz-Methode nach Zhao (HBM)

Die Wärmebilanzmethode (HBM, englisch: *heat balance method*) berücksichtigt die Erhöhung der Stempel-Oberflächentemperatur durch eine direkte Messung möglichst nahe unter der Stempeloberfläche. Für die Berechnung des IHTC mit der HBM-Methode wird Gleichung (7) unter Berücksichtigung einer zeitlich veränderlichen Stempel-Oberflächentemperatur in Gleichung (11) überführt.

$$\frac{dT_R}{dt} = -\frac{1}{\tau_R} (T_R(t) - T_S(t)) \quad (11)$$

Eine zeitdiskrete Integration unter der Annahme eines linearen Verhaltens von $T_R(t)$ und $T_S(t)$ über den Zeitschritt Δt führt zu Gleichung (12) [ZHA15].

$$h = \frac{2c_R\rho_R l_R}{\Delta t} \cdot \frac{T_{R,i-1} - T_{R,i}}{(T_{R,i} - T_{S,i}) + (T_{R,i-1} - T_{S,i-1})} \quad (12)$$

Es ist schwierig, ein Thermoelement direkt auf der Oberfläche des Stempels anzubringen und es ist unsicher, ob ein solches Thermoelement tatsächlich die Oberflächentemperatur des Stempels oder stattdessen die Oberflächentemperatur der Ronde oder die Temperatur des Grenzflächenmediums misst [ZHA19]. Daher ist es üblich, Thermoelemente mit einem Abstand x von 1 mm bis 3 mm unterhalb der Stempeloberfläche anzubringen und die dort gemessenen Temperaturen als Stempel-Oberflächentemperaturen in der HBM-Methode zu verwenden, siehe Anhang 9.2.

Wird die Temperaturentwicklung im Stempel als eindimensionales Wärmeleitungsproblem betrachtet, das durch einen Wärmestrom an der Stempeloberfläche verursacht wird, so *unterschätzt* das Thermoelement unterhalb der Stempeloberfläche die Stempel-Oberflächentemperatur. Insbesondere nahe der Oberfläche ist ein hoher Temperaturgradient zu erwarten. Nach Kenntnis des Autors ist der Einfluss des Abstandes des Thermoelements von der Stempeloberfläche in der Literatur bisher nicht untersucht worden.

2.4.5 Zentrale-Differenzen-Methode nach Xiao (ZD)

Die von Xiao et al. [XIA18] verwendete IHTC-Methode basiert auf der Lösung eines inversen Wärmeleitungsproblems im Stempel (IHCP, englisch: *inverse heat conduction problem*). Ziel dieses Ansatzes ist es, die Problematik der direkten Messung der Stempel-Oberflächentemperatur zu umgehen, indem die Stempel-Oberflächentemperatur aus den Temperatursignalen von zwei äquidistanten Thermoelementen unterhalb der Stempeloberfläche berechnet wird. Unter der Annahme, dass die Wärmeleitung in den Stempeln ein eindimensionales Problem darstellt, wird die Wärmeleitungsgleichung für einen Stempel durch Gleichung (13) ausgedrückt, siehe Bai et al. [BAI12].

$$\lambda_S \frac{\partial^2 T_S(x, t)}{\partial x^2} = \rho_S c_S \frac{\partial T_S(x, t)}{\partial t} \quad (13)$$

Mithilfe der Methode der zentralen Differenzen (ZD) über der Ortskoordinate x und einer Vorwärtsdifferenzierung über der Zeit t in Gleichung (13) berechnen Xiao et al. [XIA18] die Stempel-Oberflächentemperatur nach Gleichung (14). Der IHTC wird schließlich, wie bei der HBM-Methode, nach Gleichung (12) berechnet.

$$T_{S\text{ ZD}}(0, t) = 2T_S(\Delta x, t) - T_S(2\Delta x, t) + \frac{c_S \rho_S (\Delta x)^2}{\lambda_S \Delta t} (T_S(\Delta x, t + \Delta t) - T_S(\Delta x, t)) \quad (14)$$

Die oben beschriebene Methode zur Lösung eines IHCP entspricht im Wesentlichen der von D'Souza [D'S75] vorgestellten Methode. Raynaud und Beck zeigen, dass diese Methode anfällig für Messfehler ist und aufgrund der Zeitverzögerung zwischen den (gemessenen) Innentemperaturen des Stempels und den tatsächlichen Änderungen der Oberflächentemperatur ein verzögertes Ergebnis liefert. Die Zeitverzögerung könnte durch die Berücksichtigung zukünftiger Temperaturwerte bei der Lösung des IHCP kompensiert werden [RAY88]. Dies ist, wenn auch mit einem anderen Lösungsansatz, bei der im folgenden Abschnitt beschriebenen Beck-Methode der Fall.

2.4.6 Beck-Methode

Die Beck-Methode, im englischen auch *function specification method* [WOO23] genannt, ist eine Methode zur Lösung eines IHCP in einem oder beiden Stempeln des IHTC-Versuchs. Dabei wird die Wärmestromdichte \dot{q} , oder alternativ der Wärmestrom \dot{Q} , an der Grenzfläche zwischen Ronde und Stempel (Neumann-Randbedingung [YOV98]) iterativ angepasst. Diese Anpassung ist Teil eines Optimierungsprozesses, der die Differenz zwischen gemessenen und modellierten Temperaturen (Y und T) im Inneren des Stempels minimiert. Mit anderen Worten: Bei der Lösung des IHCP werden die Stempel-Oberflächentemperatur T_S und die Wärmestromdichte \dot{q} an der Grenzfläche zwischen Ronde und Stempel bestimmt. Diese beiden Größen werden zusammen mit der Rondentemperatur $T_{R\text{ mess}}$ zur Berechnung des IHTC nach Gleichung (2) verwendet. Die Vorgehensweise zur Ermittlung des IHTC nach der Beck-Methode ist in Abbildung 6 dargestellt und wird nachfolgend beschrieben. Die Buchstaben M , l , i und j stehen für Laufvariablen im zeitlich schrittweisen (M , i) bzw. iterativen Lösungsverfahren (l) an verschiedenen Orten (j) und x_{mesh} beschreibt die Ortsauflösung des Temperaturfeldes im Stempel. Eine ausführliche Erläuterung des IHCP-Lösungsverfahrens nach Beck findet sich in der Literatur [BEC70].

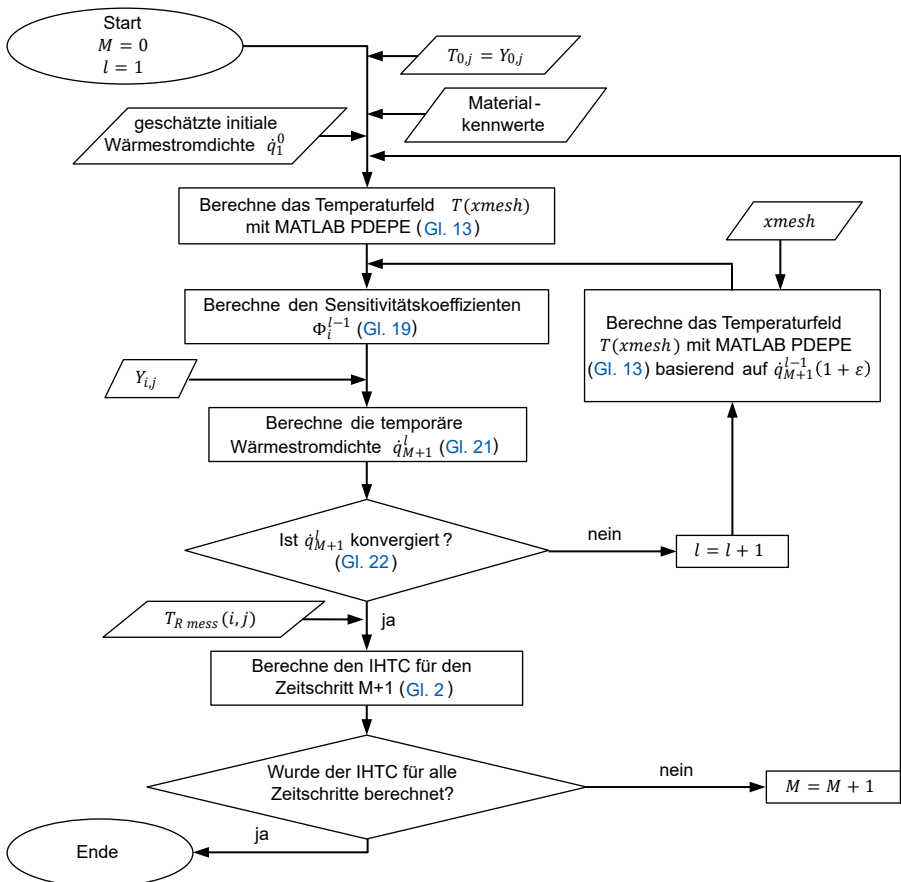


Abbildung 6: Ablauf für die Ermittlung des IHTC mit der Beck-Methode, in Anlehnung an [YIN17, ZHA19] und erweitert um Informationen aus [BEC70].

Die Zielfunktion S zur Minimierung der Differenz zwischen gemessenen und berechneten Temperaturen an den Thermoelement-Positionen im Stempel ist in Gleichung (15) dargestellt [ZHA15]. Die Temperaturen T und Y beziehen sich auf die Thermoelement-Position j im Zeitschritt $M + i$. Dabei steht Y für die mit dem Thermoelement gemessenen Temperaturen und T für die aus dem IHCP berechneten Temperaturen.

$$\min S = \min_j \sum_{i=1}^r (T_{M+i,j} - Y_{M+i,j})^2 \quad (15)$$

Aus Gründen der Übersichtlichkeit erfolgt die nachfolgende Beschreibung der Beck-Methode für den Fall eines einzelnen Thermoelements im Stempel ($j = 1$), sodass Gleichung (15) zu Gleichung (16) vereinfacht wird.

$$\min S = \min \sum_{i=1}^r (T_{M+i} - Y_{M+i})^2 \quad (16)$$

Die Temperaturen T (z. B. T_{M+i}) und gleichzeitig die Stempel-Oberflächentemperatur T_S (z. B. $T_{S_{M+i}}$) werden typischerweise mit dem MATLAB-Solver PDEPE für parabolische und elliptische partielle Differentialgleichungen aus Gleichung (13) berechnet [ZHA15, YIN17]. Die räumliche Auflösung des Temperaturfeldes im Stempel aus dem PDEPE-Solver wird durch den Parameter $xmesh$ definiert. Alternativen für die Berechnung des Temperaturfeldes sind der Code CONTA [RAY88] und die Verwendung einer FE-Simulation [CAR13]. Die Anfangsbedingung ist die anfängliche Temperaturverteilung im Stempel und die Randbedingung ist die Wärmestromdichte \dot{q} an der Grenzfläche zwischen Ronde und Stempel.

Ein wesentlicher Aspekt der Beck-Methode ist die iterative Bestimmung von \dot{q}_{M+1} , die in Abbildung 7 dargestellt ist. Es wird davon ausgegangen, dass die Temperaturen T und die Wärmestromdichten \dot{q} in den vorangegangenen Zeitschritten von 0 bis M bereits bekannt sind. Für die Berechnung von \dot{q}_{M+1} werden die Temperaturen T und Y aus r zukünftigen Zeitschritten verwendet. Die Verwendung der zukünftigen Zeitschritte stabilisiert die Lösung des IHCP, was notwendig ist, da es sich um ein sogenanntes *schlecht gestelltes Problem* (englisch: *ill-posed problem*) handelt [WOO23]: Ohne Stabilisierung führt das Messrauschen in Y zu großen Schwankungen der Oberflächen-Wärmestromdichte $\dot{q}(t)$ bzw. der Oberflächentemperatur $T_S(t)$ [CAR13]. Eine temporäre Annahme für die Berechnung der zukünftigen Temperaturen T ist, dass die Wärmestromdichte für r Zeitschritte gleich \dot{q}_{M+1} ist, siehe Gleichung (17). [BEC70]

$$\dot{q}_{M+1} = \dot{q}_{M+2} = \dot{q}_{M+3} = \dots = \dot{q}_{M+r} \quad (17)$$

Es ist auch möglich, eine lineare Änderung von \dot{q} über die zukünftigen Zeitschritte r anzunehmen [CAR13]. Bei gleichen r -Werten schwankt die Lösung des linearen \dot{q} -Ansatz jedoch stärker als die Lösung des konstanten \dot{q} -Ansatz [WOO23].

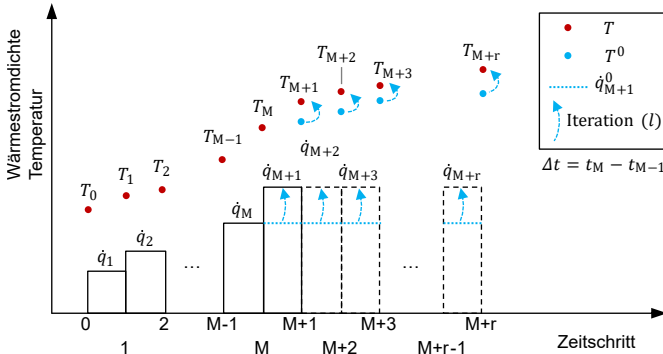


Abbildung 7: Iterative Anpassung der Wärmestromdichte \dot{q} in der Beck-Methode im Rahmen der Berechnung der Stempelttemperaturen T , in Anlehnung an [BEC70].

Die berechneten Temperaturen T werden durch eine Taylorreihe für den l -ten Schritt des oben dargestellten iterativen Prozesses in Gleichung (18) angenähert. Für den Schritt mit dem Exponenten $l = 0$ wird für die Wärmestromdichte \dot{q}_{M+1}^0 der konvergierte Wert von \dot{q}_M aus dem vorhergehenden Zeitschritt angenommen, siehe Abbildung 7. Für die anfängliche Wärmestromdichte \dot{q}_1^0 muss ein geschätzter Wert angegeben werden, der jedoch über die Zeitschritte schnell ausgeregelt wird.

$$T_{M+i}^l \approx T_{M+i}^{l-1} + \frac{\partial T_{M+i}^{l-1}}{\partial \dot{q}_{M+1}^l} (\dot{q}_{M+1}^l - \dot{q}_{M+1}^{l-1}) \quad (18)$$

Die partielle Ableitung in Gleichung (18) kann als Empfindlichkeitskoeffizient Φ bezeichnet werden, der die *Empfindlichkeit* des thermischen Systems (d. h. der Temperatur) auf eine Änderung der Wärmestromdichte beschreibt [O'D17]. Beck gibt an, dass der Empfindlichkeitskoeffizient maximiert werden sollte, was bedeutet, dass Thermoelemente *in der Nähe* der Grenzfläche genauere Werte für das IHCP liefern als Thermoelemente *weit entfernt* von der Grenzfläche des Körpers [BEC67]. Der Empfindlichkeitskoeffizient kann mit Gleichung (19) berechnet werden. Dabei ist ε eine kleine Zahl wie 1E-3 [BEC70], 1E-4 [ZHA15] oder 1E-6 [YIN17], die die Schrittgröße der \dot{q} -Anpassung im Iterationsprozess (Exponent l) definiert, um \dot{q}_{M+1} zu erhalten.

$$\Phi_i^{l-1} \equiv \frac{\partial T_{M+i}^{l-1}}{\partial \dot{q}_{M+1}^l} \approx \frac{T_{M+i}(\dot{q}_{M+1}^{l-1}(1+\varepsilon)) - T_{M+i}(\dot{q}_{M+1}^{l-1})}{\varepsilon \dot{q}_{M+1}^{l-1}} \quad (19)$$

Um die Zielfunktion aus Gleichung (16) für den Zeitschritt $M+1$ zu minimieren, wird sie nach \dot{q}_{M+1}^l abgeleitet. Unter Berücksichtigung von Gleichung (19) führt dieser Schritt zu Gleichung (20). Es ist zu beachten, dass T gemäß Gleichung (18) als Funktion von \dot{q} betrachtet wird, während Y unabhängig von \dot{q} ist, da es sich bei Y um Messdaten handelt.

$$0 \stackrel{!}{=} \frac{\partial S_{M+1}}{\partial \dot{q}_{M+1}^l} = 2 \cdot \sum_{i=1}^r (T_{M+i} - Y_{M+i}) \cdot \Phi_i^{l-1} \quad (20)$$

Eine Kombination von Gleichung (18) und Gleichung (20) wird aufgelöst nach \dot{q}_{M+1}^l und ergibt Gleichung (21).

$$\dot{q}_{M+1}^l = \dot{q}_{M+1}^{l-1} + \frac{\sum_{i=1}^r (Y_{M+i} - T_{M+i}^{l-1}) \cdot \Phi_i^{l-1}}{\sum_{i=1}^r (\Phi_i^{l-1})^2} \quad (21)$$

Das Konvergenzkriterium des iterativen Verfahrens zur Berechnung von \dot{q}_{M+1}^l (Exponent l) ist nach Beck durch die Ungleichung (22) definiert [BEC70]. Der Korrekturterm ∇q_{M+1}^l entspricht dem Bruch aus Gleichung (21) und die Variable δ ist eine kleine Zahl wie $5E-3$ [BEC70] oder $1E-4$ [YIN17].

$$\frac{\nabla q_{M+1}^l}{q_{M+1}^{l-1}} < \delta \quad (22)$$

Es sei darauf hingewiesen, dass es sich bei den bisher diskutierten Temperaturen der Beck-Methode (Y und T) um Temperaturen an den Positionen der Thermoelemente handelt, siehe Abbildung 5. Die Berechnung der Stempel-Oberflächentemperaturen $T_S(x=0, t)$ erfolgt gleichzeitig mit der Berechnung des Wärmestroms \dot{q} im Rahmen der Berechnung des Temperaturfeldes mit dem PDEPE-Solver.

Wenn mehr als ein Thermoelement zur Lösung des IHCP verwendet wird (diese können sich auch nebeneinander im gleichen Abstand x von der Oberfläche befinden [BEC79]), kann wie oben vorgefahren werden, mit der Ausnahme, dass die Summierung in Gleichung (21) eine doppelte Summierung über Zeit und Thermoelement wäre [BEC70]. Darüber hinaus sei angemerkt, dass der Ansatz nach Beck zur Lösung von IHCPs auf mehrdimensionale Probleme erweitert werden kann [WOO23]. Neben den in der Beck- und ZD-Methode beschriebenen Verfahren gibt es weitere Ansätze zur

Lösung von IHCPs, um den Oberflächenwärmestrom und die Oberflächentemperatur aus Temperaturmessungen unterhalb der Oberfläche zu berechnen [WOO23]. Diese Ansätze basieren unter anderem auf der Verwendung von Kalman-Filtern [SCA95] und neuronalen Netzen [DEN06]. Nach Kenntnis des Autors wurden diese Methoden jedoch bisher nicht im Zusammenhang mit der Ermittlung von IHTCs eingesetzt und werden daher nicht näher betrachtet.

2.4.7 Zusammenfassung von experimentellen IHTC-Methoden

Als Zusammenfassung der beschriebenen IHTC-Methoden zeigt Tabelle 2 die Grundprinzipien der Methoden in Bezug auf die thermodynamische Definition des IHTC in Gleichung (2). Alle Methoden basieren auf der Messung der Rondentemperatur über der Zeit $T_{R\text{ mess}}$. Die Stempel-Oberflächentemperatur T_S wird entweder als konstant angenommen (Newton) oder so nahe wie möglich an der Stempeloberfläche gemessen (HBM). Alternativ wird T_S durch die Lösung eines IHCP mit zwei äquidistanten Thermoelementen (ZD) oder mit mindestens einem Thermoelement (Beck) möglichst nahe unter der Werkzeugoberfläche ermittelt. Die Wärmestromdichte \dot{q} wird bei den meisten Methoden aus der instationären Rondentemperatur berechnet, wobei die Beck-Methode \dot{q} aus der Lösung des IHCP in den Stempeln, d. h. aus Stempel-Temperaturmessungen ermittelt.

Tabelle 2: Grundlegende Mess- und Berechnungsansätze unterschiedlicher IHTC-Methoden.

Methoden	T_R	T_S	\dot{q}
Newton	$T_{R\text{ mess}}(t)$	$T_{S\text{ mess}}(t = 0) = \text{const}$	$c_R \rho_R l_R \cdot \frac{dT_{R\text{ mess}}(t)}{dt}$
HBM	"	$T_{S\text{ mess}}(x, t)$	"
ZD	"	$\text{IHCP}(T_{S\text{ mess}}(\Delta x, t), T_{S\text{ mess}}(2\Delta x, t))$	"
Beck	"	$\text{Opt}_{\text{IHCP}}(Y(x_1, t), \dots, Y(x_k, t))$	$\text{Opt}_{\text{IHCP}}(Y(x_1, t), \dots, Y(x_k, t))$

2.4.8 IHTC-Literaturwerte für die nicht-isotherme Aluminium-Umformung

Alle in dieser Arbeit erwähnten IHTC-Untersuchungen basieren auf Versuchsaufbauten, bei denen ein heißes Blech (Ronde) zwischen zwei kalten Stahlwerkzeugen (Stempeln) abgeschreckt wird, siehe Abbildung 5a. Abbildung 8a zeigt Literaturwerte für IHTCs von EN AW-7075-Blechen in Kontakt mit Stahlwerkzeugen ohne Schmierstoff. Detaillierte Versuchsparameter sind in Anhang 9.2 aufgeführt.

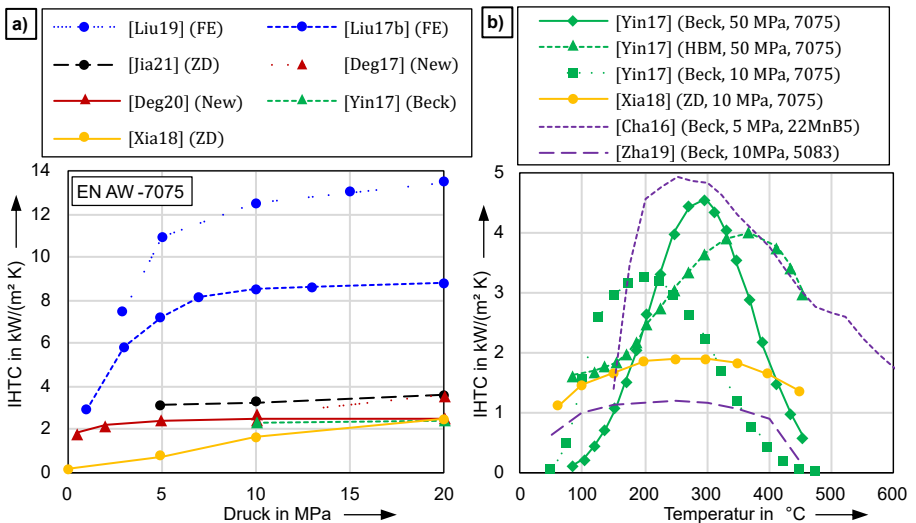


Abbildung 8: a) Druckabhängige IHTC-Werte für EN AW-7075 aus verschiedenen IHTC-Methoden von verschiedenen Autoren, b) schematischer C-förmiger IHTC-Verlauf in Abhängigkeit der Rondentemperatur für verschiedene Drücke und Blechwerkstoffe. (Verläufe gleicher Farbe weisen auf gleiche Autoren hin.)

In Abbildung 8a fällt auf, dass die IHTC-Werte verschiedener Autoren (bei gleichem Druck) eine große Streuung aufweisen. Ying et al. ermitteln bei unterschiedlichen Oberflächenrauheiten eine Variation der IHTCs um den Faktor zwei bei einer Flächenpressung von 80 MPa mit einem maximalen IHTC von 4,7 $\text{kW}/\text{m}^2\text{K}$ für eine möglichst glatte Blechoberfläche [YIN17]. Die große Streuung der IHTCs um Faktor vier und höher zwischen den verschiedenen Autoren kann damit jedoch nicht erklärt werden. Gleiches gilt für andere Einflussfaktoren wie die Legierung der Aluminiumbleche [DEG20, LIU17b], die Verwendung von Schmierstoff [LIU17b,

DEG20, XIA18, LIU18b], das Werkzeugmaterial [LIU17b, LIU19] und die Werkzeugbeschichtung [LIU18a, LIU19], die alle zu vergleichsweise geringen Unterschieden der IHTCs von maximal Faktor zwei innerhalb der jeweiligen Studien führen.

Neben der Darstellung diskreter IHTC-Werte in Abhängigkeit von der Flächenpressung stellen mehrere Autoren die IHTCs eines einzelnen Abschreckvorgangs als kontinuierlichen C-förmigen Verlauf in Abhängigkeit von der Blechtemperatur dar, siehe Abbildung 8b. Während die meisten Autoren keine Interpretation oder Begründung für diesen Verlauf geben, erwähnen Zhao et al. [ZHA19] und Chang et al. [CHA16] lediglich eine Art "thermokinetic Kraft" (übersetzt) als Grund für die charakteristische Kurvenform, ohne diese weiter zu definieren oder zu erläutern.

2.4.9 Messung zeitlich veränderlicher Temperaturen mit Thermoelementen

Bei allen in Abbildung 8 dargestellten IHTC-Versuchen werden Thermoelemente für die Temperaturmessung der Ronde und der Stempel verwendet. Die Temperaturmessung mit Thermoelementen (auch *thermoelektrische Temperaturmessung* genannt) basiert auf der Ausnutzung des Seebeck-Effekts. Dieser beschreibt eine temperaturabhängige Spannung, die sogenannte Thermospannung in einem offenen Zweileiterkreis unterschiedlicher Materialien [IRR20]. Die Thermospannung ist materialspezifisch und für gängige Materialkombinationen in DIN EN 60584-1 dokumentiert [DINEN60584-1]. Abbildung 9a zeigt den prinzipiellen Aufbau einer Temperaturmesskette mit einem Thermoelement. Aus der gemessenen Thermospannung wird die Temperatur des Thermoknotens ermittelt. Die Vergleichsstelle stellt einen Übergang zwischen den Thermoschenkeln (Metall A und B) und den Leitungen des Spannungsmessgerätes (meist Kupfer) dar. Da an den Verbindungen innerhalb der Vergleichsstelle ebenfalls Thermospannungen auftreten, muss die Vergleichsstellen-Temperatur an beiden Verbindungen innerhalb der Vergleichsstelle gleich sein. Üblicherweise wird diese Vergleichsstellen-Temperatur gemessen und kompensiert. Nähere Informationen sind der Literatur zu entnehmen. [IRR20]

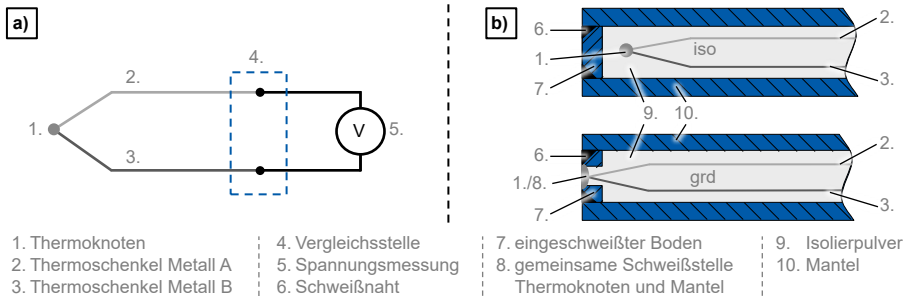


Abbildung 9: Schematische Darstellung: a) Messaufbau eines Thermoelements, b) Mantelthermoelement in isolierter (iso) und geerdeter (grd) Ausführung, in Anlehnung an [IRR20].

Aus Gründen der mechanischen und chemischen Beständigkeit werden Thermoelemente häufig als Mantelthermoelemente ausgeführt. Der Thermoknoten eines Mantelthermoelementes ist entweder vom Mantel isoliert verschweißt (iso) oder direkt mit dem Mantel verschweißt, d. h. geerdet (grd, englisch: grounded), siehe Abbildung 9b.

Bei der Messung zeitlich veränderlicher Temperaturen eines Festkörpers mit einem Mantelthermoelement (oder mit jedem anderen Berührungsmessfühler) liegt die angezeigte Temperatur in der Regel zeitlich hinter der tatsächlichen Festkörper-Temperatur, die eigentlich angezeigt werden sollte, zurück. Diese Verzögerung ist auf zwei Faktoren zurückzuführen. Zum einen auf die thermische Trägheit des Messfühlers und zum anderen auf den thermischen Kontaktwiderstand zwischen Messfühler und Festkörper [WOO90]. Der Einfluss dieser Faktoren wird üblicherweise durch eine empirische Zeitkonstante τ [BLA00] einer konzentrierten Wärmekapazität beschrieben. Mit anderen Worten: Die Zeitkonstante eines Mantelthermoelements beschreibt dessen dynamisches Verhalten in einer bestimmten Umgebung. Je kleiner die Zeitkonstante ist, desto besser ist das Thermoelement für die Messung dynamischer Temperaturänderungen geeignet. Wenn ein Thermoelement als ein dynamisches System erster Ordnung (PT1-Glied) betrachtet wird, was ein üblicher Ansatz ist [BER14a], ist die Zeitkonstante die Zeit t_{63} , in der die Temperaturmessung 63 % eines aufgetragenen Temperatursprungs erreicht [VDI3522-1]. Eine übliche Methode zur Bestimmung der Zeitkonstante eines Messfühlers ist der Eintauchversuch in Wasser, welches zu Beginn des Versuchs eine andere Temperatur hat als der Messfühler [VDI3522-2].

Es ist bekannt, dass die Zeitkonstante eines Mantelthermoelements von der Ausführung abhängt. Bei gleichem Durchmesser haben grad-Thermoelemente in der Regel eine kleinere Zeitkonstante und damit ein besseres dynamisches Verhalten als iso-Thermoelemente [BER14c]. Darüber hinaus sind die thermische Trägheit eines Mantelthermoelements (d. h. sein Durchmesser) und der Wärmeübergang zwischen dem Mantelthermoelement und dem umgebenden Medium wichtige Einflussgrößen auf die Zeitkonstante [WOO90].

2.5 Methodisches Entwickeln technischer Systeme

Als Vorbereitung für die Entwicklung von Modellversuchen für die Aluminium-Warmumformung werden im Folgenden die Grundlagen einer methodischen Entwicklung technischer Systeme skizziert. Viel zitierte Standardwerke auf diesem Gebiet sind die Konstruktionslehre von Pahl und Beitz [BEN21] sowie die Richtlinienreihe 2221 des *Verein Deutscher Ingenieure* (VDI) für die Entwicklung technischer Produkte und Systeme [VDI2221-1, VDI2221-2].

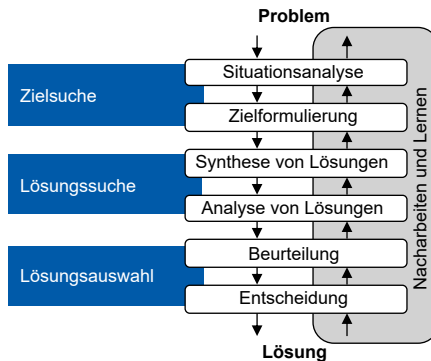
Gemäß Gericke [GER21b] sind für ein methodisches Vorgehen (nach Arbeiten von Nadler [NAD63, NAD69], Holliger [HOL70, HOL72], Schmidt [SCH80] und Müller [MÜL70, MÜL90]) die folgenden Voraussetzungen zu erfüllen:

- Definition von Gesamt- und Teilzielen, um die Motivation zur Lösung einer Aufgabe sicherzustellen und die eigene Einsicht zu unterstützen.
- Bedingungen wie Rand- und Anfangsbedingungen klären.
- Vorurteile auflösen, um eine breite Lösungssuche zu ermöglichen.
- Nach mehreren Lösungsvarianten suchen.
- Beurteilen mit Blick auf Ziele und Bedingungen.
- Entscheidungen treffen.

Ziel eines methodischen Vorgehens im Rahmen eines Produktentwicklungsprozesses ist es, die Iterationsschleifen so kurz wie möglich zu halten, um eine möglichst effektive und effiziente Konstruktionsarbeit zu ermöglichen [GER21a]. Lindemann versteht unter einer Methode die Beschreibung eines planmäßigen und geregelten Vorgehens in Form einer Vorschrift oder Vorgabe. Eine Methode macht somit Vorschläge für die Abfolge und die Art und Weise der Durchführung bestimmter Tätigkeiten [LIN09]. Wird ein Konstruktionsprozess als eine Abfolge von Tätigkeiten verstanden, so helfen

Methoden dabei, diese Tätigkeiten einfacher und besser zu bearbeiten [EHR09]. Der Einsatz geeigneter Methoden trägt auch dazu bei, die einzelnen Aktivitäten zu strukturieren und damit deren Ergebnisse nachvollziehbarer zu machen und somit insgesamt mehr Transparenz zu schaffen. [VDI2221-1]

a)



b)

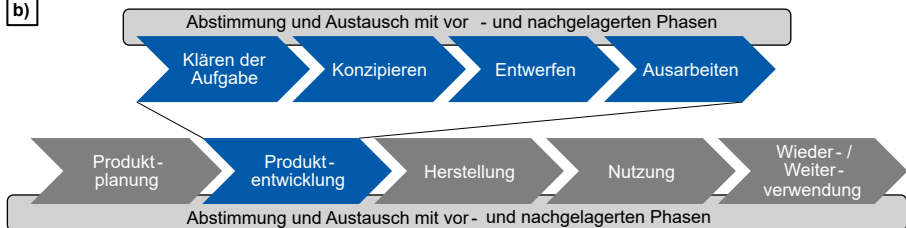


Abbildung 10: a) Allgemeiner Lösungsprozess und b) Hauptphasen des Produktentwicklungsprozesses in Anlehnung an [VDI2221-1, GER21a].

In Anlehnung an Krick [KRI69] und Penny [PEN70] lässt sich nach Gericke [GER21a] ein allgemeiner Lösungsprozess aufgliedern in die Zielsuche, die Lösungssuche und die Lösungsauswahl, siehe Abbildung 10a. Übertragen auf einen Produktlebenszyklus ergibt sich daraus in Abbildung 10b der Produktentwicklungsprozess mit den Hauptphasen *Klären der Aufgabe*, *Konzipieren*, *Entwerfen* und *Ausarbeiten*. Gemeinsam ist beiden Darstellungen das nicht streng-sequenzielle Vorgehen, was durch *Nacharbeiten und Lernen* bzw. *Abstimmung mit vor- und nachgelagerten Phasen* gekennzeichnet ist.

2.5.1 Das V-Modell nach VDI2206

In Vorbereitung auf die in Kapitel 5 beschriebene Methodik für die Entwicklung von Modellversuchen wird im Folgenden das V-Modell der VDI 2206 vorgestellt, das eine ganzheitliche methodische Unterstützung in der interdisziplinären Produktentwicklung beschreibt [VDI2206].

Ursprünglich aus der Softwareentwicklung [BOE79] stammend, geht das V-Modell davon aus, dass Software meist Teil eines komplexen Anwendungssystems ist und daher als dessen Bestandteil entwickelt und nicht isoliert betrachtet und später in die Umgebung „montiert“ werden sollte [BRÖ95]. Der Buchstabe *V* kann dabei mit den Begriffen Verifikation und Validierung in Verbindung gebracht werden [BOE79] oder als Abkürzung für *Vorgehensmodell* verstanden werden [BUN92]. Für die „Entwicklung [komplexer] mechatronischer und cyber-physischer Systeme“ ist das V-Modell in seiner aktuellen Version aus dem Jahr 2021 in der VDI-Richtlinie 2206 dokumentiert [VDI2206]. In den Arbeiten von Gräßler et al. finden sich die wissenschaftliche Vorgehensweise für die Erstellung der VDI-Richtlinie 2206 [GRA20], verschiedene Ausprägungen des V-Modells [GRA18] sowie eine Übersicht über weitere Normungsaktivitäten zu technischen Methoden für mechatronische Systeme [GRA17]. Die folgende Beschreibung stellt eine Zusammenfassung wesentlicher Inhalte der VDI 2206 dar, die für das Verständnis des V-Modells relevant sind. [VDI2206]

Das in Abbildung 11 dargestellte V-Modell behandelt die enge Integration domänenspezifischer Entwicklungsanteile aus den Fachdisziplinen Mechanik, Elektrotechnik und Softwaretechnik. Der linke Schenkel des Symbols *V* steht für die Zerlegung des zu entwickelnden Systems in Einzelelemente, die im rechten Schenkel schrittweise zu einem Gesamtsystem zusammengefügt werden. Zwischen den beiden Schenkeln erfolgt eine kontinuierliche Eigenschaftsabsicherung in Form der Planung und Durchführung von Verifikation und Validierung der Systemeigenschaften. In der VDI-Richtlinie 2206 wird mehrfach darauf hingewiesen, dass das V-Modell kein sequentielles Ablaufmodell darstellt, sondern die sachlogische Vernetzung von Aufgaben bei der Entwicklung mechatronischer Systeme beschreibt. Iterationen werden daher im Grundmodell nicht explizit dargestellt, können aber durch die Verschachtelung mehrerer V-Modelle zur Visualisierung einer zeitlichen Abfolge realisiert werden.

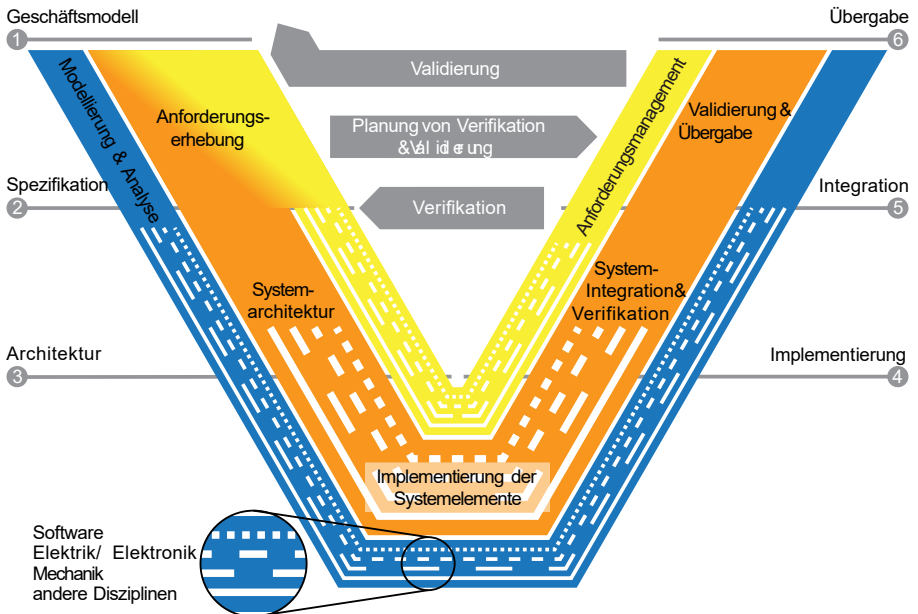


Abbildung 11: V-Modell für die Entwicklung mechatronischer und cyber-physischer Systeme. [VDI2206]

Das V-Modell ist in drei Stränge unterteilt, die parallel durchlaufen werden. Im mittleren orangenen Strang sind die *Kernaufgaben der Systementwicklung* dargestellt. Der äußere blaue Strang stellt die *Modellierung und Analyse* des zu entwickelnden Systems und eventueller Subsysteme dar. Der innere gelbe Strang symbolisiert die Bedeutung der *Anforderungsentwicklung* und beinhaltet das kontinuierliche Anforderungsmanagement. Die weißen Linien unterschiedlicher Art innerhalb der jeweiligen Stränge stellen die an der Entwicklung beteiligten Fachdisziplinen dar. Die sechs Kontrollpunkte des V-Modells sind in Grau dargestellt.

Kernaufgaben der Systementwicklung

Ausgangspunkt der Systementwicklung ist der Kontrollpunkt 1, das *Geschäftsmodell* oder der Entwicklungsauftrag. Im Rahmen der anschließenden Anforderungserhebung werden die Kundenanforderungen erhoben und in Systemanforderungen überführt. Diese Systemanforderungen legen die Bedingungen und Fähigkeiten des zu entwickelnden Systems bzw. seiner Teilsysteme fest und werden im Kontrollpunkt 2

(*Spezifikation*) auf Vollständigkeit, Widerspruchsfreiheit, Eindeutigkeit und Richtigkeit geprüft [GRA12].

Im Rahmen der *Systemarchitektur* wird eine interdisziplinäre Gesamtlösungsstruktur entwickelt. Dazu wird das System in implementierbare Elemente zerlegt und es werden Zusammenhänge zwischen Anforderungen, Funktionen sowie logischer und physischer Struktur hergestellt. Mit der Fertigstellung der Systemarchitektur sollten die wesentlichen Systemanforderungen definiert und berücksichtigt sein, was im Kontrollpunkt 3 (*Architektur*) anhand des Entwicklungsstandes überprüft wird.

Im Rahmen der *Implementierung der Subsysteme* werden die zuvor spezifizierten Systemelemente von den Fachdisziplinen ausgelegt und dimensioniert bzw. programmiert. Hierzu gehören z. B. die Durchführung von Festigkeitsnachweisen und die Entwicklung bzw. Auswahl von Sensorik und Aktorik. Im Kontrollpunkt 4 wird überprüft, ob die *Implementierung* der Systemelemente abgeschlossen ist. Es wird z. B. geprüft, ob projektspezifische Vorgaben für die Umsetzung berücksichtigt wurden und ob Zulieferteile verfügbar sind.

Die *Systemintegration* führt die implementierten Systemelemente zu Subsystemen höherer Systemebene bzw. zum Gesamtsystem zusammen. Im Zusammenspiel mit der *Verifikation* (Kontrollpunkt 5, *Integration*) wird die technische Realisierung des jeweiligen (Sub-)Systems und damit die Eignung für die Integration in die nächsthöhere Systemebene beurteilt. Hier erfolgt insbesondere ein Abgleich des aktuellen Entwicklungsstandes mit der *Spezifikation*. Eventuell auftretende Probleme werden in enger Abstimmung mit der vorgelagerten Implementierung gelöst.

In Kombination mit der *Verifikation* vervollständigt die *Validierung* die Eigenschaftsabsicherung des Systems. Dies kann durch virtuelle, physische oder hybride Tests erfolgen. Die Validierung prüft nicht die Einhaltung einer Spezifikation (siehe Verifikation), sondern die Umsetzung der Anforderungen und Bedürfnisse aller Stakeholder. Im letzten Kontrollpunkt des V-Modells (Kontrollpunkt 6, *Übergabe*) wird geprüft, ob ein eigenschaftsabgesichertes, d. h. verifiziertes und validiertes Gesamtsystem vorliegt.

Anforderungsentwicklung

Die *Anforderungsentwicklung* besteht im Wesentlichen aus der *Anforderungserhebung* und dem *Anforderungsmanagement*. Die Anforderungserhebung wurde bereits im Abschnitt *Kernaufgaben der Systementwicklung*

beschrieben. Das Anforderungsmanagement befasst sich mit Anforderungsänderungen während des Entwicklungsprozesses. Diese sind notwendig, um auf Erkenntnisgewinne aus der Systementwicklung und auf mögliche Änderungen externer Anforderungen (Kundenwünsche) zu reagieren. Die Anforderungsentwicklung ist sowohl für das Gesamtsystem als auch für Subsysteme und Systemelemente unterschiedlicher Ebenen relevant und erfordert daher die Berücksichtigung von Schnittstellen zwischen diesen Systemebenen.

Modellierung und Analyse

Die Modellierung im Sinne des V-Modells sieht eine vereinfachte (digitale) Repräsentation des Systems vor, die im Laufe der Systementwicklung hinsichtlich Genauigkeit und Detaillierungsgrad verfeinert wird. Grundlage der Modellierung können physikalische Grundgesetze (Whitebox-Modelle), empirisch ermittelte Daten (Blackbox-Modelle) oder eine Kombination aus beidem (Greybox-Modelle) sein. Eine grundlegende Motivation der Modellierung und Analyse ist die Vorhersage von Systemeigenschaften und -verhalten, die disziplinübergreifend und auf mehreren Systemebenen bereitgestellt wird. Konkrete Modellierungsbeispiele sind Funktionsstrukturen, CAD-Modelle und FE-Modelle. [VDI2206]

3 Motivation, Zielsetzung und Vorgehensweise

Aus dem in Kapitel 2 beschriebenen Stand der Technik geht hervor, dass sowohl tribologische Untersuchungen als auch die Erforschung von IHTCs typischerweise in Modellversuchen erfolgen, für deren Entwicklung jedoch bisher kein einheitliches methodisches Vorgehen vorliegt.

3.1 Motivation

Auf die aktuelle Rolle der Tribometer in der Blechumformung wurde bereits auf Seite 13f eingegangen. Die Vielzahl der Tribometerentwicklungen [SCH21* b] und die damit verbundenen laufenden Untersuchungen machen deutlich, dass tribologische Systeme zu komplex sind, um sie mit analytischen White-Box-Ansätzen hinreichend genau zu beschreiben. Einerseits ist das tribologische Beanspruchungskollektiv aus Kinematik, Belastung, Geschwindigkeit, Temperatur und Beanspruchungsdauer überschaubar. Andererseits weisen die im Realprozess auftretenden Vorgänge wie Oberflächenveränderungen, die Ausbildung inhomogener Temperaturfelder und physikalisch-chemische Schmierstoffreaktionen Interdependenzen auf. Dadurch werden diese Vorgänge wiederum zu Einflussgrößen des Reibwertes. Phänomenologische Grey-Box-Modelle [VOL19], wie z. B. von Hol [HOL13], erfordern die Ermittlung physikalisch basierter Ansatzfunktionen für möglichst viele der oben genannten Einflussgrößen, was insbesondere bei nichtlinearen Abhängigkeiten eine große Herausforderung darstellt. Die nicht-isotherme Aluminium-Umformung mit warmen Blechen und gekühlten Werkzeugen birgt zusätzliche Herausforderungen. Hierfür angepasste Modelle zielen auf eine temperaturabhängige Viskositätsmodellierung des Schmierstoffs ab [YAN21]. Während dieser Ansatz für Ölschmierstoffe geeignet erscheint, bleibt die Gruppe der temperaturbeständigen Fest- oder Polymerschmierstoffe unberücksichtigt. Black-Box-Modelle auf Basis maschinellen Lernens haben das Potential, diese Barriere zu überwinden und komplexe Zusammenhänge automatisiert zu modellieren. Dies gilt insbesondere für Zusammenhänge, die nicht ohne Weiteres physikalisch oder mathematisch beschreibbar oder explizit messbar sind. Mögliche Anwendungen des maschinellen

Lernens in der Tribologie finden sich in der Literatur [MAR21]. Grundlage für die Anwendung des maschinellen Lernens ist in jedem Fall eine umfangreiche und zuverlässige Datenerfassung, die effiziente tribologische Modellversuche voraussetzt.

Bisherige tribologische Untersuchungen für die nicht-isotherme Aluminium-Blechumformung basieren meist auf (oszillierenden) Stift-Scheibe-Tribometern, die im Allgemeinen eine gute messtechnische Zugänglichkeit, aber eine schlechte Annäherung an reale Prozessbedingungen aufweisen [STA98]. Im Vergleich zu nicht-isothermen Warm- oder Halbwarmprozessen mit Werkzeugschmierung weisen diese Tribometer zudem eine lange thermische Belastung der Schmierstoffe auf. Für die Versuchsdurchführung ist daher ein Kompromiss zwischen realitätsnaher Umformprozess-temperatur und Temperaturstabilität der Schmierstoffe zu finden [DEC20]. Eine thermische Ähnlichkeit [PAW64] zwischen Umformprozess und Modellversuch ist somit nicht gegeben. Darüber hinaus fehlen in der Literatur Untersuchungen zur Übertragbarkeit der Ergebnisse aus tribologischen Modellversuchen auf reale Umformprozesse. Insbesondere die Analyse der Kontakttemperaturen kommt hierbei zu kurz und ist bei nicht-isothermen Prozessen abhängig vom IHTC zwischen Blech und Werkzeug.

Die experimentell ermittelten IHTC-Werte von EN AW-7075-Blech im Trockenkontakt mit Stahlwerkzeugen weisen eine große Streuung auf. Wie bereits in der Erläuterung zu Abbildung 8a auf Seite 31 ausgeführt, kann diese Streuung nicht durch unterschiedliche gewollte Parameter (z. B. Rauheit, Legierung oder Oberflächenbeschichtung) erklärt werden. Darüber hinaus gibt es in der Literatur bisher keine Interpretation der in Abbildung 8b dargestellten C-förmigen IHTC-Verläufe in Abhängigkeit von der Abschrecktemperatur des Blechs. Hinsichtlich der beiden Aspekte Streuung und Verlauf der IHTCs besteht Klärungsbedarf, dem in dieser Arbeit mithilfe von Modellversuchen begegnet wird.

3.2 Zielsetzung und Vorgehensweise

Ziel dieser Arbeit ist die transparente Entwicklung von Modellversuchen für die nicht-isotherme Aluminium-Blechumformung und insbesondere deren Eigenschaftsabsicherung (Verifikation und Validierung bzw. Plausibilisierung)³. Dazu wird eine Methodik erarbeitet und exemplarisch auf die Entwicklungen je eines Modellversuchs

³ Eine Erläuterung der drei Begriffe erfolgt in Abschnitt 5.1.1.

aus den umformtechnischen Bereichen der Tribologie und der Wärmeübertragung angewendet. Daraus ergeben sich folgende Forschungsfragen, Hypothesen und Vorgehensweisen:

Forschungsfrage 1. *Welche zentralen Merkmale sollte eine allgemein anwendbare Entwicklungsmethodik für Modellversuche in der Umformtechnik aufweisen?*

Basierend auf dem V-Modell aus der VDI 2206 wird in Kapitel 5 eine Methodik für die Entwicklung von Modellversuchen vorgestellt. Diese Methodik wird in den Kapiteln 6 und 7 beispielhaft auf die Entwicklung eines tribologischen Modellversuchs sowie auf die Entwicklung eines Modellversuchs für die Erforschung von IHTCs (kurz IHTC-Modellversuch) angewendet. Im Folgenden werden die Modellversuch-spezifischen Fragestellungen und Hypothesen beschrieben.

3.2.1 Tribologischer Modellversuch

Forschungsfrage 2. *Mit welchem Auflösungsvermögen können temperaturabhängige Reibwerte für die nicht-isotherme Aluminium-Blechumformung ermittelt werden und welche Einschränkungen ergeben sich bei der Implementierung in die FEM?*

In Abschnitt 6.2.2 werden im tribologischen Modellversuch mit zwei unterschiedlichen Schmierstoffen die Reibwerte zwischen Aluminiumblech und Stahlwerkzeugen bei unterschiedlichen Blech- und Werkzeugtemperaturen ermittelt. Die Temperaturen in der Reibzone werden numerisch analysiert und ihre Bedeutung für die Reibwertermittlung bzw. FE-Implementierung diskutiert. Das *Auflösungsvermögen* bezieht sich auf die Auflösung der aufgebrachten Lasten und der daraus resultierenden Phänomene.

Forschungsfrage 3. *Welche Schmierstoff-spezifischen Phänomene treten im tribologischen Modellversuch mit Werkzeugschmierung auf?*

In Abschnitt 6.2.3 wird das Reibungs- und Verschleißverhalten von Schmierstoffen verschiedener Schmierstoffklassen im tribologischen Modellversuch ermittelt. Aufgrund der erhöhten Temperaturen der Aluminiumbleche von 225 °C und 425 °C

wird das Prinzip der reinen Werkzeugschmierung angewendet. Ergänzende Versuche bei Raumtemperatur werden ebenfalls mit Werkzeugschmierung durchgeführt.

Forschungsfrage 4. *Inwieweit lassen sich die Ergebnisse aus dem tribologischen Modellversuch validieren und auf reale Umformprozesse übertragen?*

Mit drei charakteristisch unterschiedlichen Schmierstoffen aus dem tribologischen Modellversuch werden in Abschnitt 6.3 Umformversuche durchgeführt. In einer Kombination aus Experiment und FE-Simulation wird das Reib- und Verschleißverhalten aus dem tribologischen Modellversuch und den Umformversuchen bei verschiedenen Blechtemperaturen verglichen.

3.2.2 IHTC-Modellversuch

Das übergeordnete Ziel des IHTC-Modellversuchs ist die Verbesserung des Verständnisses und der dynamisch-experimentellen Ermittlung von IHTCs, was in den folgenden vier Hypothesen zusammengefasst wird. Die ersten drei Hypothesen sind zur Veranschaulichung in Abbildung 12a über der Abschreckzeit und in Abbildung 12b über der Rondentemperatur dargestellt.

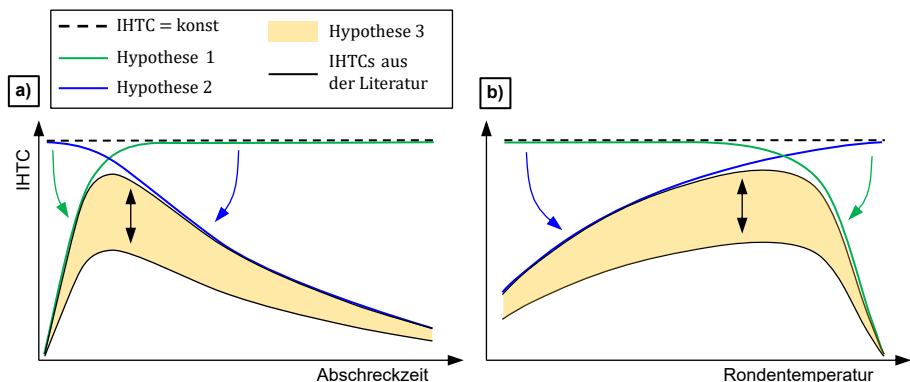


Abbildung 12: Qualitative Darstellung der ersten drei IHTC-spezifischen Hypothesen anhand von IHTC-Verläufen während eines Abschreckvorgangs einer Blechrunde, a) aufgetragen über der Abschreckzeit und b) über der zeitlich veränderlichen Rondentemperatur (hohe Temperatur = Beginn des Abschreckvorgangs).

Es wird erwartet, dass der IHTC zwischen der Ronde und den Stempeln während eines Abschreckvorgangs konstant ist und keine C-Kurve darstellt, wie sie in Abbildung 8b

aus der Literatur hervorgeht. Dies beruht auf der Annahme, dass während des Abschreckens nur begrenzte Veränderungen in der Kontaktzone auftreten, die sich auf den IHTC auswirken würden (z. B. Oberflächenrauheit, Oxidschicht, chemische Zusammensetzung).

Hypothese 1. *Die niedrigen IHTCs zu Beginn eines Abschreckvorgangs (hohe Rondentemperaturen) werden durch einen Fehler in der Messung der Rondentemperatur verursacht, der auf Thermoelemente mit begrenzter dynamischer Messfähigkeit zurückzuführen ist.*

In Abschnitt 7.2.1 erfolgt eine experimentelle Ermittlung von IHTCs im neu entwickelten Modellversuch mit zwei unterschiedlichen Thermoelementausführungen. Die Zeitkonstanten von Thermoelementen in Wasser und in Aluminiumbohrungen werden in einem Eintauchtest ermittelt und das Übertragungsverhalten im IHTC-Versuch wird in einem zeitdiskreten analytischen Temperaturmodell abgebildet. Die kombinierte Anwendung von physischen und analytischen Modellen fördert das grundlegende Verständnis des Einflusses der Temperaturmessung auf experimentell ermittelte IHTCs.

Hypothese 2. *Die niedrigen IHTCs gegen Ende eines Abschreckvorgangs (niedrige Rondentemperaturen) sind auf eine unzureichende Berücksichtigung des Anstiegs der Stempel-Oberflächentemperatur und auf einen Fehler bei der Messung der dynamisch veränderlichen Rondentemperatur zurückzuführen.*

In Abschnitt 7.2.2 werden verschiedene dynamisch-experimentelle IHTC-Methoden in einer Kombination aus analytischem Modell und IHTC-Versuch untersucht. Die Ergebnisse dienen zur Quantifizierung des Fehlers, der durch die unzureichende Berücksichtigung steigender Stempel-Oberflächentemperaturen entsteht.

Hypothese 3. *Die hohe Streuung der experimentell ermittelten IHTCs aus der Literatur kann zusätzlich zu den Hypothesen 1 und 2 auf Details in der Versuchsdurchführung und Datenanalyse zurückgeführt werden.*

In Abschnitt 7.2.3 werden Fehlermöglichkeiten bei der experimentellen Ermittlung von IHTCs aufgezeigt und deren Auswirkungen auf den IHTC quantifiziert. Insbesondere

werden anwendungsnahe Einflüsse aus der Versuchsdurchführung und -auswertung untersucht.

Hypothese 4. *Die Ergebnisse sorgfältig ausgelegter dynamisch-experimenteller IHTC-Methoden lassen sich durch eine erweiterte Auswertung von Versuchsdaten plausibilisieren.*

In Abschnitt 7.3 wird der physikalische Zusammenhang zwischen den Eingangsgrößen der IHTC-Berechnung (Rondentemperatur, Stempel-Oberflächentemperatur und Wärmestromdichte) genutzt, um die entsprechenden gemessenen bzw. berechneten Werte der Eingangsgrößen und damit den berechneten IHTC zu plausibilisieren. Darüber hinaus werden weitere Validierungsmöglichkeiten für IHTCs diskutiert.

3.2.3 Studentische Ergebnisse

An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass der Autor der vorliegenden Arbeit im Rahmen seiner wissenschaftlichen Tätigkeit studentische Arbeiten und Projekte betreut hat, deren Ergebnisse teilweise in die vorliegende Arbeit eingeflossen sind. Eine Erläuterung dieser Ergebnisse erfolgt in Anhang 9.6.

4 Versuchseinrichtungen und Material

Aus der Entwicklung des tribologischen Modellversuchs in Kapitel 6 geht ein Streifenziehversuch hervor, der für einen Großteil der tribologischen Untersuchungen in dieser Arbeit verwendet wird, siehe Abbildung 13.

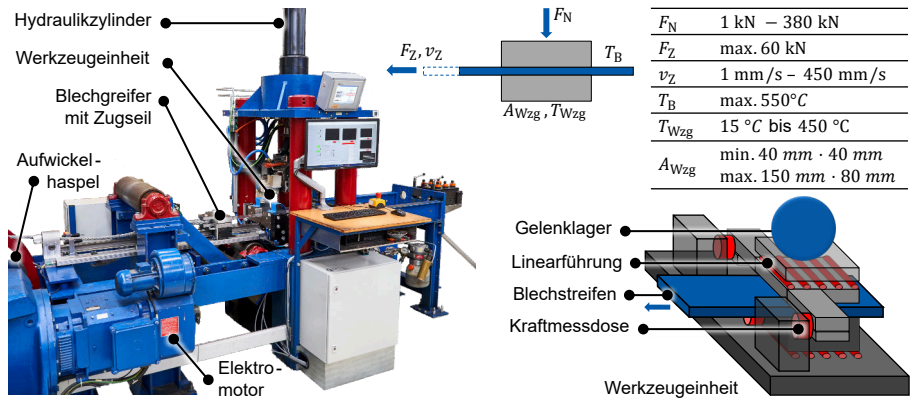


Abbildung 13: Weiterentwickelter Streifenziehprüfstand mit technischen Daten und schematischem Aufbau der Werkzeugeinheit.

Die Normalkraft F_N wird je nach Kraftniveau hydraulisch über einen großen Zylinder ($\varnothing 140$ mm) oder einen kleinen Zylinder ($\varnothing 32$ mm) aufgebracht und über deren Innendrucke berechnet. Die Ziehkraft F_Z wird im Einzelstreifenbetrieb von einem Elektromotor über ein Getriebe, eine Aufwickelhaspel, ein Stahlseil und einen Blechgreifer auf das Blech übertragen (v_Z = Ziehgeschwindigkeit). Der Ziehweg wird mit einem berührungslosen Wegmesssystem am Blechgreifer gemessen. Im Haspelbetrieb wird das Blech zur Zugkraftaufbringung direkt an der Aufwickelhaspel befestigt und der Ziehweg wird mit einer Reibrolle gemessen. Die Bleche werden mit einer Heizplatten-Erwärmungseinheit auf T_B erwärmt und die Werkzeugbacken (kurz: Werkzeuge) werden über Temperierplatten mit Heizpatronen und Wasserkühlkreisläufen auf T_{Wzg} geregelt. Die Werkzeuge sind mit Linearführungen gelagert, die eine Abstützung der Reibkraft auf drei Kraftmessdosen ermöglichen. Die beiden Kraftmessdosen des Oberwerkzeuges sind in der Trennebene zwischen Werkzeug

und Blech angeordnet. Diese Anordnung ermöglicht eine momentenfreie Lagerung des Oberwerkzeuges mit einem Gelenklager, das eine gleichmäßige Druckverteilung zwischen Blech und Werkzeugen ermöglicht. Es können verschiedene Werkzeuggrößen der Fläche A_{Wzg} verwendet werden. Eine detaillierte Beschreibung des Streifenziehversuchs erfolgt in Abschnitt 6.1.

Zur Validierung des tribologischen Modellversuchs werden Umformversuche auf der Servomotorpresse *Synchropress SWP 2500* durchgeführt. Die Bewegung des Pressenstößels erfolgt über vier Rollengewindetribe, die von Servomotoren angetrieben werden. Die Bewegungskurve ist programmierbar (Geschwindigkeit, Weg, Kraft) und ermöglicht eine Presskraft von bis zu 2.500 kN und eine Geschwindigkeit von bis zu 180 mm/s bei einem Hub von bis zu 700 mm. Die maximalen Werkzeugabmessungen betragen 1.460 mm · 1.450 mm · 1.000 mm. Das in der Servomotorpresse eingesetzte Umformwerkzeug und der verwendete Umluftkammerofen sind in Abbildung 14a dargestellt und werden in Abschnitt 6.1.1 näher beschrieben.

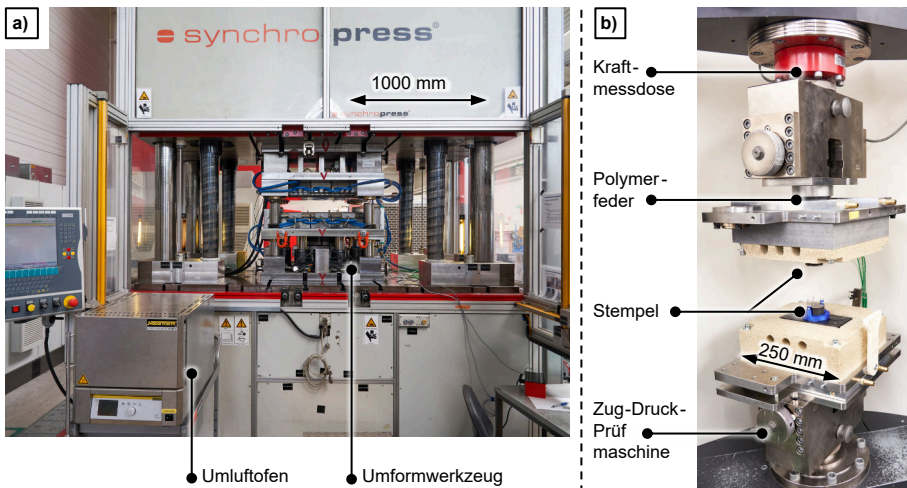


Abbildung 14: a) Umformwerkzeug für die Validierung tribologischer Versuchsergebnisse, b) IHTC-Modellprüfstand.

Der in Kapitel 7 beschriebene IHTC-Modellversuch wird auf einer universellen Zug-Druck-Prüfmaschine *Zwick Roell Allround-Line* mit einer Nennkraft von 100 kN und einer maximalen Verfahrensgeschwindigkeit von 25 mm/s durchgeführt. Die Einregelzeit

des Drucks (bzw. der Kraft) zwischen den Stempeln und der Ronde im IHTC-Versuch wird gezielt über PID-Regelparameter konfiguriert und Druckspitzen werden zusätzlich durch eine Polymerfeder verhindert. Der IHTC-Modellprüfstand ist in Abbildung 14b dargestellt und wird in Abschnitt 7.1 näher beschrieben.

Rauheitsmessungen werden mit einem konfokalen Weißlichtmikroskop *NanoFocus µSurf Expert* durchgeführt und, wenn explizit angegeben, mit einem taktilen Rauheitsmessgerät *Hommel Tester T800* mit einer 90°-Tastspitze mit 2 µm-Radius. Für EDX-Analysen von Schmierstoffen wird ein Rasterelektronenmikroskop *Jeol JSM-6610LV* verwendet.

Als Versuchsbleche werden für alle Untersuchungen dieser Arbeit 1,5 mm dicke Aluminiumbleche der Legierung EN AW-7075 im Wärmebehandlungszustand T6 mit Mill-Finish-Oberfläche verwendet. Das Material liegt sowohl als Coil als auch als Platinezuschnitt vor und stammt aus derselben Produktionscharge der *AMAG Austria Metall AG*. Im Anlieferungszustand weist das Blech gemäß eigener Messungen eine gemittelte Rautiefe von $Rz = 1.85 \mu\text{m} \pm 0.16 \mu\text{m}$ auf. Die Zugfestigkeit ist im Abnahmeprüfzeugnis mit 591 MPa und die Dehngrenze mit 530 MPa angegeben [AMA19]. Als Werkzeugstahl wird der Warmarbeitsstahl Uddeholm Unimax in gehärteter Ausführung (57 HRC \pm 1 HRC) verwendet. Weitere Materialkennwerte sind in Anhang 9.5 aufgeführt.

Die verwendeten Mantelthermoelemente stammen von den Herstellern *otom Group GmbH*, *Therma Thermofühler GmbH* und *Temperatur Messelemente Hettstedt GmbH*. Da in dieser Arbeit ausschließlich Mantelthermoelemente und keine freien Thermopaare verwendet werden, wird aus Gründen der besseren Lesbarkeit der Begriff *Thermoelement* als Kurzform für *Mantelthermoelement* verwendet. Die Thermoelemente liegen in Nenndurchmessern von 0,5 mm und 1 mm sowie in isolierter (iso) und geerdeter (grd) Ausführung vor, siehe Abbildung 9 auf Seite 33.

5 Methodik für die Entwicklung von Modellversuchen

Die Entwicklung von Modellversuchen erfordert ein Systemdenken. Erstens, um Vorgänge und Phänomene eines Realprozesses nachzubilden und zweitens, um deren Wechselwirkungen untereinander und deren Abhängigkeit von den Einflussgrößen des Systems (z. B. Belastungen) zu erklären und möglichst zu quantifizieren. In der Tribologie ist dieses Systemdenken durch die Beschreibung der Vorgänge in einem tribologischen System bereits etabliert (Abbildung 3, Seite 11).

In Abschnitt 5.1 werden beispielhafte Merkmale von Modellversuchen aus der Literatur zusammengestellt und in ein allgemeingültiges Spannungsfeld für Modellversuche überführt. In Abschnitt 5.2 wird eine aus dem V-Modell der VDI 2206 abgeleitete Entwicklungsmethodik für Modellversuche vorgestellt, die in den Kapiteln 6 und 7 Anwendung findet.

5.1 Charakteristische Merkmale von Modellversuchen

Der Zielkonflikt von Modellversuchen zwischen *messtechnischer Zugänglichkeit* und *Übertragbarkeit auf den Realprozess* wurde bereits in Abschnitt 2.2 angedeutet und wird im Folgenden beispielhaft für die Bereiche *Tribologie* und *werkstoffmechanische Prüfung* konkretisiert. Die aus Abschnitt 2.2 bekannte Darstellung tribologischer Prüfverfahren wird um werkstoffmechanische Prüfverfahren für die Blechumformung erweitert und in Abbildung 15 dargestellt. Aus der Ähnlichkeitstheorie der Umformtechnik geht hervor, dass für eine gute Übertragbarkeit von Prüfergebnissen auf Realprozesse das Prüfverfahren dem jeweiligen Realprozess möglichst angenähert werden sollte [PAW64]. Bezogen auf die Tribologie finden sich entsprechende Aussagen in den Untersuchungen zur Reibung beim Tiefziehen [REI59, SNI96], zum Reib-, Verschleiß- und Abriebverhalten beim Tief- und Streckziehen [FIL04] sowie in Übersichtsarbeiten zur Tribologie in der Umformtechnik [KAL85] und zu Tribometern für die Blechumformung [LAS93, SCH97]. Gleichzeitig wird verschiedentlich gefordert, Reibwerte aus direkten Kraftmessungen [SCH97], also aus einzelnen Experimenten [SNI96] und ohne möglicherweise fehlerbehaftete Materialmodelle zu ermitteln [DOH15]. Charakteristisch für tribologische Prüfverfahren

bzw. Modellversuche ist auch der Wunsch nach zeitlich und räumlich möglichst konstanten Prozessbedingungen [GRO13], die im Tribometer unabhängig voneinander einstellbar sein sollen [EMM97].

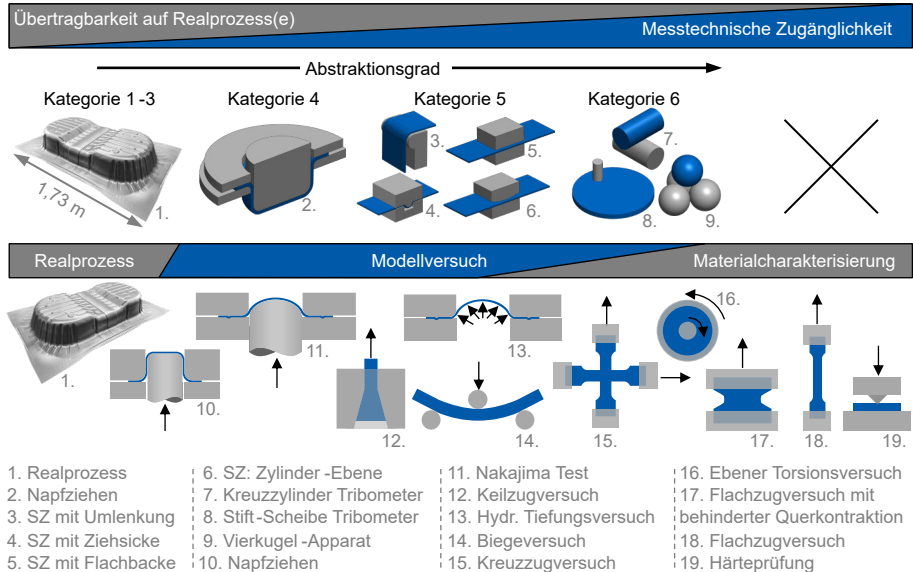


Abbildung 15: Einordnung tribologischer Prüfverfahren (oben in Anlehnung an [STA98]) und werkstoffmechanischer Prüfverfahren (unten) im Zielkonflikt zwischen messtechnischer Zugänglichkeit (im Folgenden *Beobachtbarkeit*) und Übertragbarkeit auf Realprozesse. (SZ = Streifenziehversuch)

In der werkstoffmechanischen Prüfung ist ein Trend weg von einachsigen hin zu mehrachsigen Prüfverfahren zu beobachten, um industrielle Prozessbedingungen besser abzubilden [BRU14]. Mehrachsige Prüfverfahren sind jedoch komplexer [BRU14] und es fehlen teilweise standardisierte Vorgehensweisen bzw. Probengeometrien [HAN08]. Gleichzeitig wird nachahmenden Prüfverfahren wie dem Napfziehen oder dem Streckziehversuch eine mangelnde Generalisierbarkeit der Prüfergebnisse vorgeworfen [PÖH86]. In der Wissenschaft wird daher versucht, die Prüfverfahren zu vereinfachen und gleichzeitig das werkstoffwissenschaftliche Grundlagenwissen mithilfe vereinheitlichter Theorien mit den verschiedenen Phänomenen aus Umformprozessen zu verknüpfen [BRU14]. Ein Beispiel hierfür ist der Ansatz, aus einachsigen Zugversuchen auch nach Erreichen der Maximalkraft noch Werkstoffkennwerte und Fließkurven zu ermitteln [VOG03].

Ausgehend von den oben genannten Beispielen aus der Tribologie und der werkstoffmechanischen Prüfung werden im Folgenden möglichst allgemeingültige charakteristische Merkmale von Modellversuchen abgeleitet.

5.1.1 Das Spannungsfeld der Modellversuche

Es wird vorgeschlagen, charakteristische Merkmale von Modellversuchen als zentrale Leitlinien für die Versuchsentwicklung zu betrachten. Das bedeutet, dass diese Merkmale im gesamten Entwicklungsprozess präsent sein sollten, um ihnen sorgfältig ausgewählte Ausprägungen zuzuordnen und diese auch umzusetzen. Die Ausprägungen der Merkmale eines Modellversuchs stellen in den meisten Fällen einen Kompromiss dar, weshalb sich in Abbildung 16 die Darstellung in einem Spannungsfeld anbietet, das im Folgenden erläutert wird.

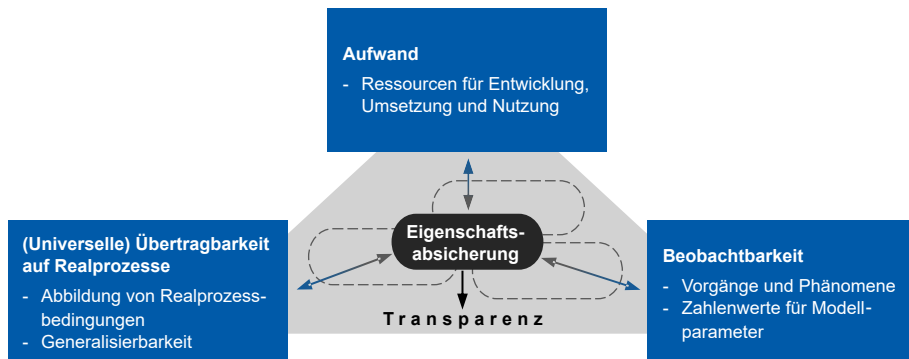


Abbildung 16: Spannungsfeld der drei charakteristischen Merkmale von Modellversuchen.

In Abbildung 15 wurde bereits auf die *messtechnische Zugänglichkeit* als grundlegendes Merkmal eines Modellversuchs hingewiesen. Da der Begriff der messtechnischen Zugänglichkeit die (mitunter wichtige) Sinneswahrnehmung durch die Nutzerinnen und Nutzer eines Modellversuchs nicht einschließt, wird im weiteren Verlauf dieser Arbeit der übergeordnete Begriff der *Beobachtbarkeit* verwendet. Die *Beobachtbarkeit* ist ein Maß dafür, ob und wie gut Vorgänge im Modellversuch als Phänomene beobachtet und bestenfalls als Zahlenwerte für Modellparameter quantifiziert werden können. Die ebenfalls in der Literatur beschriebene *Übertragbarkeit auf den Realprozess* [STA98] wird zu einer möglichst *universellen Übertragbarkeit auf Realprozesse* erweitert und stellt das zweite charakteristische Merkmal eines Modellversuchs dar. Die *universelle Übertragbarkeit auf Realprozesse*

setzt die Abbildung realer Prozessbedingungen (z. B. Belastungen) im Modellversuch voraus und schließt auch eine Generalisierbarkeit der Versuchsergebnisse ein. Als drittes charakteristisches Merkmal eines Modellversuchs beschreibt der *Aufwand* den notwendigen Einsatz personeller und finanzieller Ressourcen für die Entwicklung, aber auch für die Umsetzung und Nutzung eines Modellversuchs. Insbesondere in der Nutzungsphase ist die Beherrschbarkeit von Unsicherheiten und der hierfür notwendige zeitliche Aufwand sowie die Qualifikation der Nutzer:innen relevant.

Bei der Entwicklung eines Modellversuchs, insbesondere im Hinblick auf die zu untersuchenden Realprozesse, kommt der Eigenschaftsabsicherung eine zentrale Bedeutung zu. Unter einer *Eigenschaft* wird nach Ponn und Lindemann die Kombination eines *Merkmals* und seiner *Ausprägung* verstanden [PON11]. In Anlehnung an die VDI 2206 umfasst die Eigenschaftsabsicherung die Verifikation und die Validierung des Modellversuchs und seiner Ergebnisse. Ergänzend wird in dieser Arbeit die Plausibilisierung als weiterer Bestandteil der Eigenschaftsabsicherung eingeführt. Alle drei Begriffe werden im Folgenden erläutert.

Die *Verifikation* (auch: Verifizierung) beschreibt in der Metrologie die „Erbringung eines Nachweises, dass eine Betrachtungseinheit die spezifizierten Anforderungen erfüllt“ [ISO/IEC99]. Die *Validierung* zielt hingegen nicht auf die Einhaltung einer Spezifikation ab, sondern auf den Nachweis, dass das Arbeitsergebnis (z. B. der Modellversuch) für den vorgesehenen Anwendungsfall den beabsichtigten Nutzen erbringt [INC15]. Die Validierung erfolgt bereits dann im Rahmen der Verifikation, wenn „die spezifizierten Anforderungen für den beabsichtigten Zweck angemessen sind“ [ISO/IEC99]. Nach Kenntnis des Autors gibt es bislang keine einheitliche Vorgehensweise für eine bestimmte Reihenfolge von Verifikation und Validierung. Weitere Informationen zu den Begriffen sind in der Literatur zu finden [ALB16].

Eine *Plausibilisierung* wird durchgeführt, wenn eine Validierung von Modellversuchen nicht möglich ist, z. B. aufgrund mangelnder Beobachtbarkeit des Realprozesses. Eine erfolgreiche Plausibilisierung weist nach, dass die Modellversuchsergebnisse in sich konsistent sind und keine Widersprüche in der Gesamtheit der vorliegenden Versuchsergebnisse bestehen. Diese Verwendung des Begriffs *Plausibilisierung* lehnt sich an die Definition des Verbs *verifizieren* an, nämlich „durch Überprüfen die Richtigkeit einer Sache bestätigen“ [DUD23c]. Im Gegensatz zur Verifikation bezieht sich die Plausibilisierung in dieser Arbeit jedoch nicht auf eine spezifizierte Anforderung.

Grundsätzlich sollte eine Eigenschaftsabsicherung in Form von Verifikation, Validierung und ggf. Plausibilisierung für jeden Modellversuch erfolgen und damit auch unabhängig von der Ausprägung der drei charakteristischen Merkmale, also unabhängig von der Lage des Modellversuchs im Spannungsfeld der Abbildung 16. Nur eine Offenlegung der Eigenschaftsabsicherung kann die *Transparenz* von Modellversuchen in der Entwicklung und in der Nutzung erhöhen. Eine erhöhte Transparenz wirkt sich nach Einschätzung des Autors in mehrfacher Hinsicht positiv aus: Erstens wird die Akzeptanz von entsprechend abgesicherten Modellversuchen und deren Ergebnissen erhöht. Zweitens wird die Reproduktion von Modellversuchen für nicht an der Entwicklung beteiligte Forschungsgruppen erleichtert. Drittens wird das allgemeine Verständnis der in Modellversuchen und Realprozessen beobachteten Phänomene verbessert.

Analogie zum magischen Dreieck

Das im vorigen Abschnitt in Abbildung 16 dargestellte Spannungsfeld der Modellversuche wurde aus dem bekannten Spannungsfeld aus messtechnischer Zugänglichkeit und Übertragbarkeit auf den Realprozess abgeleitet, siehe Abschnitt 2.2. An dieser Stelle sei angemerkt, dass das Spannungsfeld der Modellversuche ebenfalls Analogien zum magischen Dreieck des Projektmanagements [KEß04] bzw. der Produktion [KLE22] aufweist, siehe Abbildung 17. Im Folgenden werden diese Analogien (und Unterschiede) beschrieben, um bestehendes Grundlagenwissen mit dem neu aufgestellten Spannungsfeld der Modellversuche zu verknüpfen.

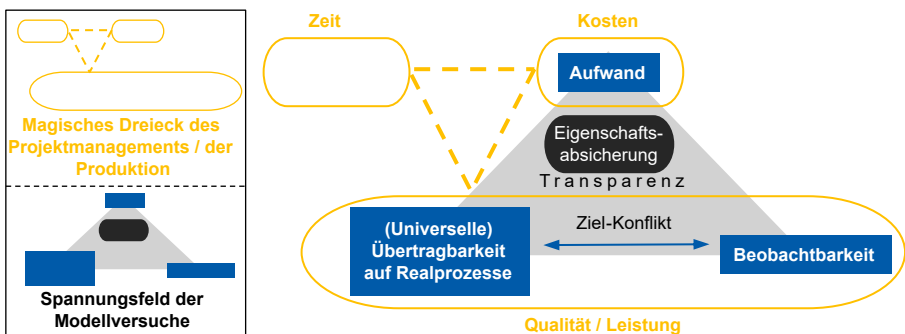


Abbildung 17: Verbindung bzw. Abgrenzung zwischen dem Spannungsfeld der Modellversuche und dem magischen Dreieck des Projektmanagements bzw. der Produktion.

Das magische Dreieck beschreibt den Ziel-Mittel-Konflikt zwischen Qualität (bzw. Leistung), Kosten und Zeit. Die (*universelle*) *Übertragbarkeit auf Realprozesse* und die *Beobachtbarkeit* von Modellversuchen stellen in ihrer Ausprägung einen Zielkonflikt dar und sind somit eine Präzisierung des Qualitäts- bzw. Leistungsaspekts im magischen Dreieck.

Der *Aufwand* für die Entwicklung und Nutzung von Modellversuchen stellt eine Analogie zu den Kosten im magischen Dreieck dar. Einschränkend ist anzumerken, dass die Kosten im magischen Dreieck nicht notwendigerweise die Folgekosten des Nutzungsprozesses eines Projekt- oder Produktionsergebnisses beinhalten.

Der Faktor *Zeit* (bis zur Zielerreichung) aus dem magischen Dreieck sollte bei der Entwicklung und Nutzung von Modellversuchen ebenfalls berücksichtigt werden, ist aber nicht explizit im Spannungsfeld der Modellversuche enthalten. Gründe dafür sind, dass die Zeit bereits implizit im Aufwand enthalten ist und nach Einschätzung des Autors eher ein allgemeingültiges Kriterium als ein charakteristisches Merkmal von Modellversuchen darstellt. Ein entscheidendes Alleinstellungsmerkmal des Spannungsfeldes der Modellversuche gegenüber dem magischen Dreieck ist die Betonung der Eigenschaftsabsicherung, die auf eine erhöhte Transparenz eines Modellversuchs und seiner Ergebnisse abzielt.

5.2 Angepasstes V-Modell für die Entwicklung von Modellversuchen

In diesem Abschnitt wird eine für die Entwicklung von Modellversuchen angepasste Version des V-Modells nach VDI 2206 vorgestellt, wobei sich die nachfolgende Beschreibung auf die Integration der in Abbildung 16 dargestellten Modellversuchsspezifischen Merkmale konzentriert. Für die Wahl des V-Modells als Grundlage der Entwicklungsmethodik gibt es drei Gründe:

Aus der allgemeinen Beschreibung des V-Modells in Abschnitt 2.5.1 geht hervor, dass der Fokus des V-Modells auf der Eigenschaftsabsicherung des zu entwickelnden Systems liegt [GER21a]. Dies schließt die Validierung und Verifikation ein, die gemäß Abschnitt 5.1 als zentrale Bestandteile von Modellversuchen angesehen werden. Darüber hinaus beinhaltet das V-Modell den Strang *Modellierung (und Analyse)*, aus dem sich Synergien für die Entwicklung eines Modellversuchs ergeben, der selbst eine physische Simulation darstellt. Drittens ist das V-Modell ein weitverbreitetes Modell,

was eine hohe Akzeptanz für die Anwendung einer auf dem V-Modell basierenden Methodik erwarten lässt.

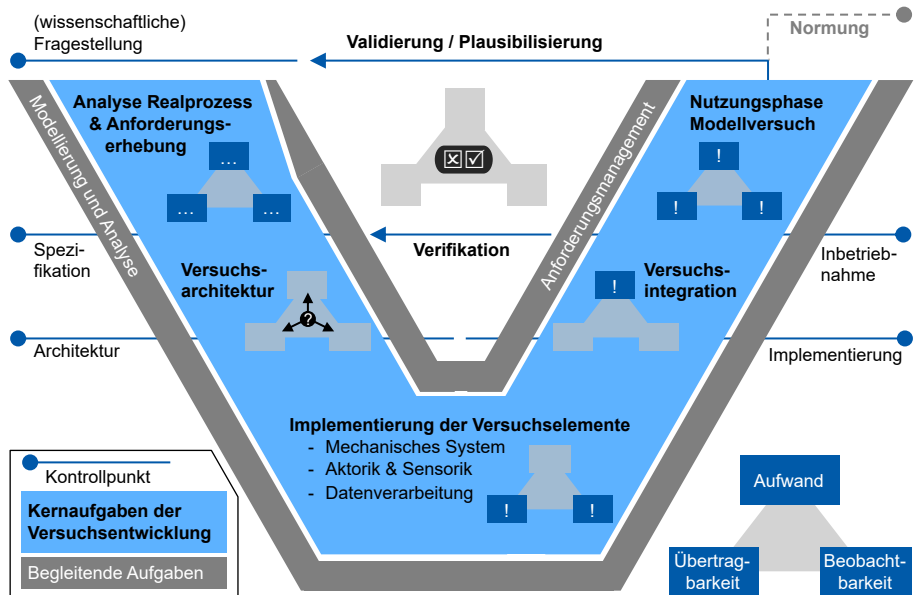


Abbildung 18: V-Modell für die Entwicklung von Modellversuchen, abgeleitet aus [VDI2206] und ergänzt um das Spannungsfeld der Modellversuche im jeweiligen Entwicklungsstadium, siehe Abbildung 16.

Voraussetzung für die Entwicklung eines Modellversuchs ist, dass durch eine physische Simulation ein Erkenntnisgewinn für einen bestehenden oder zu entwickelnden Realprozess erwartet wird. Typischerweise besteht der angestrebte Erkenntnisgewinn darin, Vorgänge oder Phänomene eines Realprozesses zu erklären und im Idealfall zu quantifizieren, um eine (wissenschaftliche) Fragestellung zu beantworten.

Der Einstieg in die Entwicklung erfolgt über die *Anforderungserhebung*, die zu den Kernaufgaben der Versuchsentwicklung gehört und gleichzeitig den Beginn des Anforderungsmanagements darstellt. Die Anforderungserhebung für einen Modellversuch erfolgt auf Basis einer Analyse des Realprozesses. Dabei ist insbesondere zu klären, welche Vorgänge oder Phänomene des Realprozesses untersucht und welche Elemente des Realprozesses physisch simuliert werden sollen. Zu simulierende Elemente des Realprozesses sind z. B. Belastungen wie

Spannungszustände, Temperaturen und Relativbewegungen, können aber auch Werkzeuggeometrien oder bestimmte Prozessschritte sowie deren zeitliche Abfolge sein.

Im Rahmen der *Versuchsarchitektur* werden Maßnahmen für die Ausprägung der grundlegenden Merkmale eines Modellversuchs sowie der Anforderungen konzipiert. Hierbei wird insbesondere durch die Entwicklung einer Gesamtlösungsstruktur die Verortung des Modellversuchs im Spannungsfeld der Abbildung 16 antizipiert sowie idealerweise quantifiziert und im zugehörigen Kontrollpunkt festgelegt. Dabei sind die vorliegenden Randbedingungen hinsichtlich vorhandener Infrastruktur, Knowhow und Ressourcen des Entwicklungsteams zu berücksichtigen. Zur Vorbereitung der Implementierung wird die Gesamtlösungsstruktur in Versuchselemente zerlegt.

Die *Implementierung der Versuchselemente* umfasst die interdisziplinäre Auswahl, Auslegung und Dimensionierung bzw. Programmierung der domänenspezifischen Elemente. Insbesondere das Zusammenspiel aus Mechanik und Aktorik sowie gewollten und ungewollten Einflussgrößen (z. B. Temperatur) bestimmt maßgeblich die Abbildungsgüte von Realprozessbedingungen und damit die Übertragbarkeit. Die Messtechnik in Verbindung mit der Datenverarbeitung und -aufbereitung sowie die allgemeine Zugänglichkeit für die Nutzer:innen bilden die Grundlage für eine gute Beobachtbarkeit der Vorgänge im Modellversuch.

Die *Versuchintegration* verbindet die Versuchselemente und integriert sie schrittweise zu Subsystemen bzw. zu einem Gesamtsystem in Form des Modellversuchs. In der Gesamtheit des Modellversuchs wird insbesondere die Ausprägung des Aufwands sichtbar. Im Idealfall werden die für die Versuchsentwicklung bereitgestellten Ressourcen bis zu diesem Punkt eingehalten und können auch für die Nutzungsphase prognostiziert werden. Eine Rückkopplung zur bzw. ein Abgleich mit der Versuchsarchitektur und eine Verifikation der spezifizierten Anforderungen sind eine Grundlage für die Inbetriebnahme des Modellversuchs. Es ist davon auszugehen, dass ein Großteil der Verifikation erst in der Nutzungsphase erfolgen kann.

Die *Nutzungsphase* des Modellversuchs wird im angepassten V-Modell im Wesentlichen aus drei Gründen noch der Versuchsentwicklung zugeordnet. Erstens ist in der Nutzungsphase eine kontinuierliche Validierung (ggf. Plausibilisierung) unter Einbeziehung des jeweiligen Realprozesses erforderlich. Zweitens ist eine kontinuierliche Weiterentwicklung des Modellversuchs zu erwarten, wenn sich die Anforderungen der weiterentwickelten Realprozesse kontinuierlich ändern. Drittens

ermöglichen erst die in der Nutzungsphase gewonnenen Erkenntnisse eine stetige Weiterentwicklung des Modellversuchs. Die Zuordnung der Nutzungsphase zur Versuchsentwicklung geht davon aus, dass Entwicklung und Nutzung von Modellversuchen im Forschungsumfeld innerhalb einer Organisationseinheit stattfinden oder zumindest eng miteinander verknüpft sind. Es liegt also keine strikt getrennte Konstellation von einerseits Anbieter / Entwickler und andererseits Kunde vor.

Neben den oben beschriebenen Kernaufgaben der Versuchsentwicklung kommt dem Strang der *Modellierung und Analyse* eine zentrale Bedeutung zu. Dies liegt zum einen daran, dass Modellversuche selbst eine Modellierung darstellen und damit bei der Beantwortung einer (wissenschaftlichen) Fragestellung in gewisser Weise in Konkurrenz zu anderen Modellierungsmethoden wie der FEM stehen. Andererseits kann diese Konkurrenz auch als Synergie verstanden werden, indem die physische Simulation im Modellversuch und die FE-Simulation parallel entwickelt und abgeglichen werden, um Vorgänge und beobachtete Phänomene umfassender zu untersuchen und deren Interpretation abzusichern. Darüber hinaus stellen Modellversuche eine wesentliche Unterstützung der FEM dar, indem sie Modellparameter wie Reibwerte oder Wärmeübergangskoeffizienten quantifizieren, die in die FE-basierte Entwicklung eines (neuen) Realprozesses einfließen können.

Der Vollständigkeit halber sei abschließend auf die Möglichkeit der *Normung* eines Modellversuchs hingewiesen, die im Rahmen dieser Arbeit jedoch nicht näher betrachtet wird.

5.3 Zwischenfazit zur Entwicklungsmethodik für Modellversuche

Forschungsfrage 1: Welche zentralen Merkmale sollte eine allgemein anwendbare Entwicklungsmethodik für Modellversuche in der Umformtechnik aufweisen?

Ausgehend von Erkenntnissen und Trends tribologischer und werkstoffmechanischer Prüfverfahren wurde eine Entwicklungsmethodik für Modellversuche vorgestellt. Die Grundidee besteht darin, die zentralen Merkmale von Modellversuchen in den Fokus der Entwicklungsmethodik zu rücken. Die Merkmale bilden ein Spannungsfeld aus (universeller) Übertragbarkeit auf Realprozesse, Beobachtbarkeit und Aufwand. Dieses Spannungsfeld wird in das V-Modell der VDI2206, als weitverbreitetes und

möglichst allgemeingültiges Hilfsmittel für Entwicklungsprozesse, integriert. Ein besonderes Augenmerk liegt dabei auf der Eigenschaftssicherung, welche bei Offenlegung die Transparenz von Modellversuchen erhöht und damit potentiell zu einer höheren Akzeptanz führt.

Ziel der Entwicklungsmethodik aus allgemeingültigen und wenig komplexen Bausteinen ist es, eine niedrige Einstiegshürde für Entwicklerinnen und Entwickler zu schaffen, die bereits mit Modellversuchen gearbeitet haben oder in Entwicklungsprojekten nach dem V-Modell involviert waren. In den Kapiteln 6 und 7 wird die Anwendung der Entwicklungsmethodik exemplarisch an zwei unterschiedlichen Modellversuchen dargestellt. Am Ende dieses Kapitel wird jeweils ein ergänzendes Modellversuch-spezifisches Fazit zur Entwicklungsmethodik und damit zur Forschungsfrage 1 gezogen.

6 Tribologischer Modellversuch für die nicht-isotherme Blechumformung

In diesem Kapitel wird die Entwicklung eines tribologischen Modellversuchs mit dem Schwerpunkt auf Reib- und Verschleißuntersuchungen beschrieben. Dabei handelt es sich ausdrücklich nicht um eine vollständige Dokumentation des Entwicklungsprozesses. Vielmehr werden in Abschnitt 6.1 die zentralen Entwicklungsinhalte und insbesondere die Implementierung der Versuchselemente beschrieben. Der Schwerpunkt liegt anschließend auf der Verifikation und der Validierung des Modellversuchs in den Abschnitten 6.2 und 6.3.

6.1 Kernaufgaben der Versuchsentwicklung

Die folgenden Abschnitte 6.1.1 bis 6.1.4 orientieren sich an der in Abschnitt 5.2 vorgestellten Entwicklungsmethodik und insbesondere an den Kernaufgaben der Versuchsentwicklung. Ausgangspunkt für die Entwicklung sind die in Abschnitt 3.2.1 genannten Forschungsfragen und insbesondere die übergeordnete Fragestellung: Wie können temperaturabhängige tribologische Kenngrößen für die nicht-isotherme Aluminium-Blechumformung ermittelt werden und inwieweit sind diese auf Realprozesse übertragbar?

6.1.1 Realprozess und Anforderungserhebung

Als Realprozess wird die nicht-isotherme umformtechnische Herstellung eines Hutprofils in einem ziehenden Biegeprozess betrachtet, der im Labormaßstab mit einem multifunktionalen Umformwerkzeug auf einer Servomotorpresse vom Typ *Synchropress SWP 2500* realisiert wird. Das Umformwerkzeug mit Zielbauteil und Bewegungskurve des Pressenstößels ist in Abbildung 19 dargestellt und basiert auf der Arbeit von Sellner [SEL23].

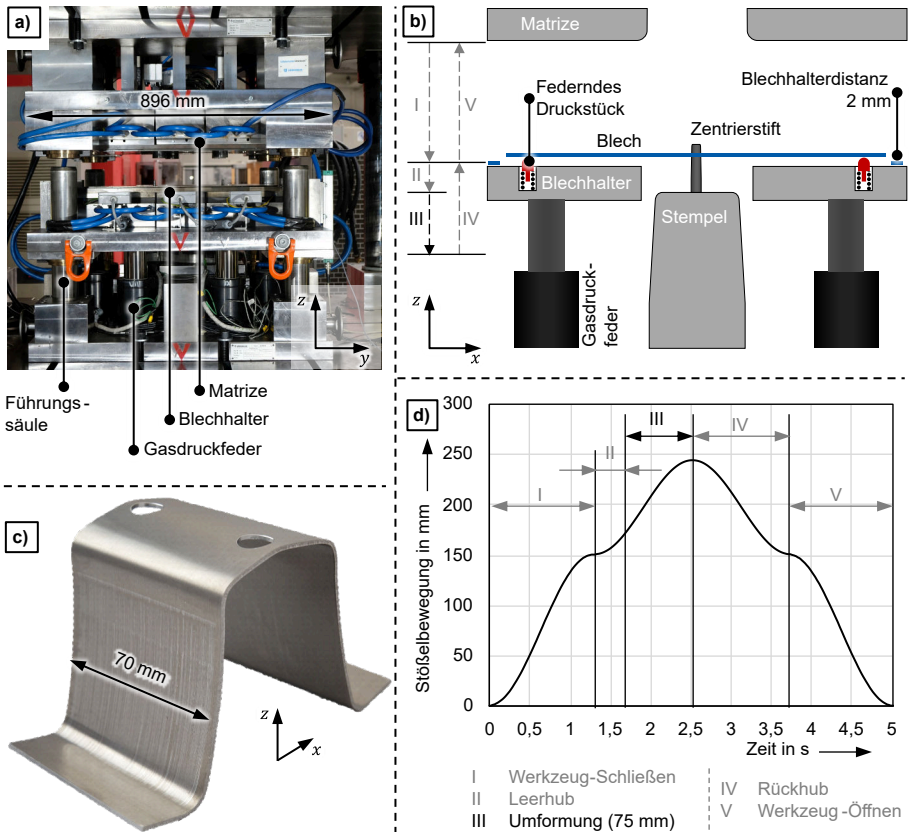


Abbildung 19: Umformwerkzeug für die temperaturunterstützte Umformung hochfester Aluminiumbleche, a) Foto des Werkzeuges, b) schematische Darstellung des Umformprozesses, c) umgeformtes Bauteil, d) Bewegungskurve des Pressenstößels bzw. der Matrize, nach [SCH23*].

Vor der Umformung wird das Aluminiumblech in einem Umluftofen erwärmt. Das Konzept der Schmierung der aktiven Werkzeugflächen bei Raumtemperatur reduziert die Temperaturbelastung des Schmierstoffs auf ein Minimum, da dieser nur während der Umformung für wenige Sekunden mit dem erwärmten Blech in Kontakt kommt. Die Ziehtiefe und damit die Gleitwege des Blechs im Bereich des Matrizenradius' und zwischen Matrize und Blechhalter betragen 75 mm. Die Kontaktnormalspannungen sind abhängig von der Umformtemperatur, der verwendeten Blechhalterdistanz und dem Reibwert, d. h. z. B. vom verwendeten Schmierstoff. In einer FE-Simulation des

Umformprozesses (siehe Abschnitt 6.3.2) werden sie überschlägig mit 1 MPa bis 90 MPa abgeschätzt. Sowohl die maximal auftretenden Gleitwege als auch die Kontaktnormalspannungen sollten im tribologischen Modellversuch abbildbar sein.

Bei der Analyse der Temperaturführung des Realprozesses fällt auf, dass die Werkzeugaktivteile eine vergleichsweise hohe Masse und damit eine deutlich höhere Wärmekapazität aufweisen als das Blechhalbzeug. Diese Eigenschaft beeinflusst maßgeblich die sich einstellenden Prozesstemperaturen im nicht-isothermen Umformprozess und sollte möglichst im Modellversuch abgebildet werden.

Als Untersuchungsschwerpunkte werden sowohl Reib- als auch Verschleißuntersuchungen bei unterschiedlichen Blech- und Werkzeugtemperaturen mit Werkzeugschmierung identifiziert. Grund hierfür ist, dass insbesondere bei höheren Temperaturen tribologische Schwierigkeiten auftreten, die mit Blick auf weitere Aluminium-Blechumformprozesse einer breiten Serienanwendung im Weg stehen [GRO16]. Um den Modellversuch sowohl für nicht-isotherme als auch für isotherme Prozessbedingungen einsetzen zu können, wird eine Temperierung der Bleche und Werkzeuge auf Warmumformtemperaturen bis 550 °C angestrebt. Messtechnik, Aktorik und Peripherie des Modellversuchs dürfen durch diese hohen Temperaturen nicht beschädigt oder in ihrer Genauigkeit negativ beeinflusst werden.

Um die Prozessbedingungen im tribologischen Modellversuch möglichst nahe an industrielle Realprozesse anzunähern, wird eine möglichst kurze Taktzeit von ca. 30 s gefordert. In dieser Zeit sind insbesondere die Blecherwärmung sowie die Werkzeugschmierung durchzuführen. Darüber hinaus ist ein Überhitzen der Werkzeuge durch den Wärmeeintrag der Bleche zu vermeiden.

Schließlich wird als zentrale Forderung ein ausreichendes Auflösungsvermögen des aufgebrachten Lastkollektivs und der tribologischen Systemstruktur und der daraus resultierenden Phänomene genannt. Dies bedeutet, dass relevante Unterschiede (z. B. in Temperatur, Gleitweg, Kontaktnormalspannung oder eingesetztem Schmierstoff) im Modellversuch abgebildet und in den Versuchsergebnissen erfasst werden sollten (z. B. über unterschiedliche Reibwerte oder andere Auswertegrößen der Phänomene).

Bereits im Rahmen der Anforderungserhebung werden zwei Verifikations- und Validierungsmöglichkeiten vorgesehen: Eine FE-Modellierung der Kontakt-

temperaturen im Streifenziehversuch sowie ein Abgleich der Ergebnisse aus dem Modellversuch mit dem in Abbildung 19 dargestellten Umformprozess.

6.1.2 Versuchsarchitektur

Im Rahmen der Versuchsarchitektur wird ein Modellversuchskonzept, d. h. eine Gesamtlösungsstruktur entwickelt. Die Analyse der vorliegenden Randbedingungen in Verbindung mit einer Literaturrecherche führt zum Streifenziehversuch mit Flachbacken (kurz: Streifenziehversuch) als Lösungskonzept, welches im Folgenden begründet wird.

Für den Streifenziehversuch wurde bereits eine gute Übertragbarkeit der Reibwerte auf reale Umformprozesse in der Blechumformung bei Raumtemperatur nachgewiesen [FIL01]. Dohda et al. betonen in ihrer Analyse der Tribologie in Umformprozessen bei erhöhten Temperaturen die Bedeutung einer direkten Reibungsmessung. Diese sollte unabhängig sein von Materialmodellen, was beim Streifenziehversuch der Fall ist [DOH15]. Neben Reibungsuntersuchungen sind durch eine Anpassung der Werkzeuggeometrie auf Zylinder-Ebene-Kontakt auch Kontaktverhältnisse an Ziehradien mit geringem Anpassungsaufwand abbildbar [FIL04]. Auch Zheng et al. bewerten den Streifenziehversuch als vielversprechendes Tribometer für die Warmblechumformung [ZHE18]. Weiterhin scheint der Streifenziehversuch geeignet, die in Abschnitt 6.1.1 beschriebenen Eigenschaften des Realprozesses, nämlich Werkzeugschmierung und Temperaturführung (bzw. Wärmekapazitäten) sowie Gleitwege, realitätsnah abzubilden. Ein Nachteil des Streifenziehversuchs ist die begrenzte Ziehkraft, die durch den Querschnitt und die Zugfestigkeit des Streifens vorgegeben ist. Ein weiterer Nachteil ist der hohe anlagentechnische Aufwand im Vergleich zu einfachen Tribometern der Kategorie 6, wie z. B. einem Stift-Scheibe-Tribometer.

Als Grundlage für die Entwicklung eines Streifenziehversuchs dient ein bestehender Streifenziehprüfstand für die konventionelle Blechumformung bei Raumtemperatur, der die Kriterien des VDA-Lastenheftes 230-213 [VDA08] erfüllt. Eine frühe Beschreibung dieser Anlage findet sich in der Dissertation von Frontzek [FRO90]. Die Gesamtlösungsstruktur des in dieser Arbeit zu entwickelnden Streifenziehversuchs ist in Abbildung 20 dargestellt. Grundgedanke dieser Gesamtlösungsstruktur ist es, eine möglichst gute thermische Ähnlichkeit zwischen Realprozess und Modellversuch zu erreichen. Dazu gehört neben einer Blecherwärmung und temperierten Werkzeugen

auch der Einsatz einer Werkzeugschmierung. Diese hält in Anlehnung an die nicht-isotherme Warmumformung von Aluminium die Kontaktzeit zwischen Schmierstoff und heißem Blech möglichst kurz. Die Streifenziehversuche werden mit einzelnen, manuell eingelegten Blechstreifen oder bei größeren Versuchsreihen optional im Haspelbetrieb mit automatischer Blechzuführung durchgeführt.

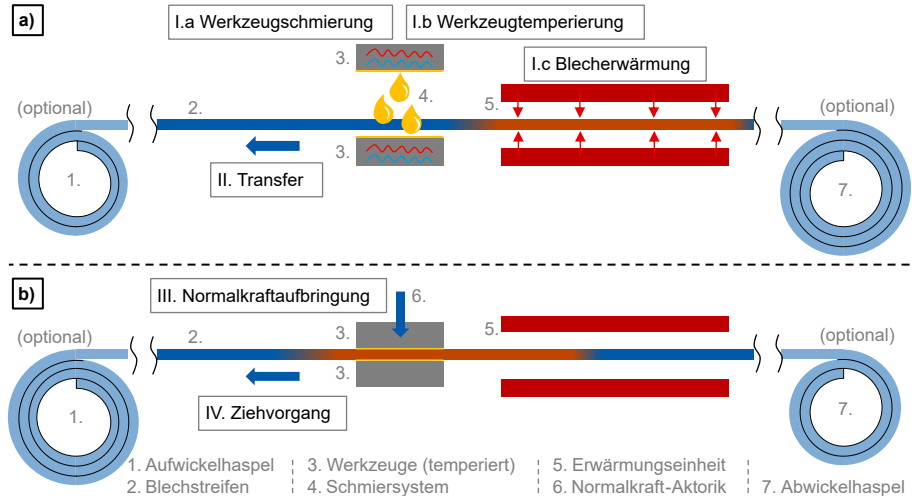


Abbildung 20: Gesamtlösungsstruktur und grundlegender Ablauf eines temperierten Streifenziehversuchs mit Werkzeugschmierung. a) Versuchsvorbereitung, b) eigentlicher Streifenziehversuch. Die Schritte 1.a bis 1.c sind parallel oder nacheinander möglich.

Die Gesamtlösungsstruktur wird in die implementierbaren Versuchselemente bzw. Subsysteme Temperaturführung, Werkzeugschmierung, Normalkraftaufbringung und Reibkraftmessung zerlegt, deren Implementierung im folgenden Abschnitt beschrieben wird.

6.1.3 Implementierung der Versuchselemente

In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse der Implementierung der zentralen Subsysteme und Elemente des weiterentwickelten Streifenziehversuchs vorgestellt.

Temperaturführung

Zentrale Elemente der Temperaturführung im Streifenziehversuch sind die Blecherwärmung und die Werkzeugtemperierung. Neben homogenen Temperaturverteilungen stellt die Geschwindigkeit der Temperierung einen zentralen

Entwicklungsschwerpunkt dar, um effiziente Versuche im Haspelbetrieb mit kurzen Taktzeiten abzubilden. Abbildung 21a zeigt die Blecherwärmungseinheit, bestehend aus zwei beheizten und vernickelten Kupferplatten mit einer Deckschicht aus Siliciumcarbid⁴, die über Pneumatikzylinder zusammengefahren werden. Die Heizeinheit ist mit 20 Heizpatronen und einer Gesamtheizleistung von 12 kW ausgestattet und erwärmt 1,5 mm dicke Aluminiumbleche in 10,1 s auf T_{99} , siehe Abbildung 21. Die Messung des zeitlichen Temperaturverlaufs erfolgt mit einem geerdeten 0,5 mm Thermoelement Typ K in einer EN AW-7075 Blechrunde (\varnothing 40 mm, $s = 1,5$ mm). Die lokalen Schwankungen im Temperaturverlauf sind auf den suboptimalen Lackierprozess mit mattschwarzer Farbe und damit inhomogenen Emissionskoeffizienten zurückzuführen. Die örtliche Temperaturverteilung wurde mit einer Thermokamera vom Typ *Flir ThermoCAM S65* gemessen.

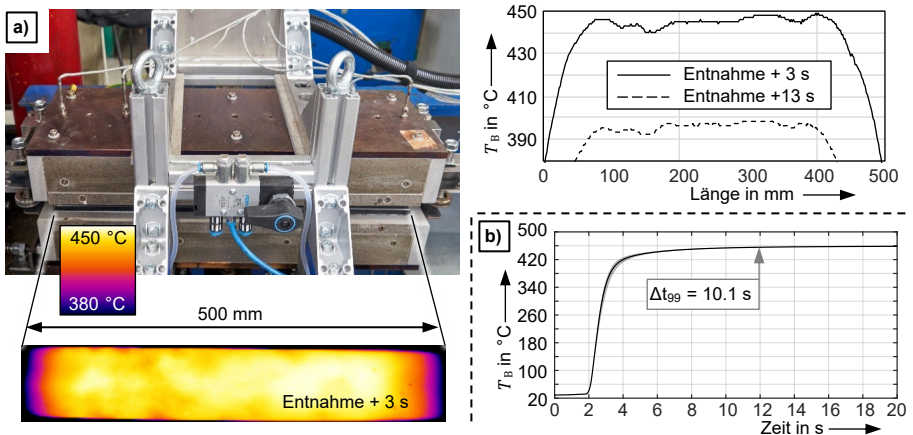


Abbildung 21: a) Blecherwärmungseinheit mit örtlicher Temperaturverteilung eines EN AW-7075 Blechstreifens, b) Temperatur-Zeit-Verlauf eines Blecherwärmungsvorgangs.

Die Werkzeugerwärmung im ursprünglichen Streifenziehversuch erfolgt mit einem Ölbadthermostat. Im weiterentwickelten Streifenziehversuch werden die Werkzeuge mit dem Wasserkreislauf eines Kühlaggregats vom Typ *Hyfra VWK 270-1-S* mit einer Vorlauftemperatur von 10 °C gekühlt oder mit Heizpatronen auf Temperaturen bis zu 450 °C aufgeheizt. Die Temperatureinwirkung auf die unmittelbar angrenzende

⁴ Aufgrund einer Beschädigung der Siliciumcarbid-Platten wird in dieser Arbeit stellenweise eine Deckschicht aus korrosionsbeständigem Stahl X5CrS12 verwendet, die mechanisch robuster ist, die Aufheizzeit t_{99} aufgrund ihrer thermischen Eigenschaften jedoch in etwa verdoppelt.

Peripherie wird durch Isolationsplatten in Kombination mit einer aktiven Kühlung mit Brauchwasser minimiert. Ein CAD-Modell des Oberwerkzeugsystems mit Kühlkanälen und Bohrungen für Heizpatronen ist in Abbildung 22a dargestellt. Abbildung 22b zeigt einen simulierten Abkühlvorgang eines gekühlten Werkzeugs nach Wärmeeintrag durch einen erwärmten Blechstreifen sowie die sich einstellende lokale Temperaturverteilung an der Werkzeugoberfläche am Ende des Abkühlvorgangs.

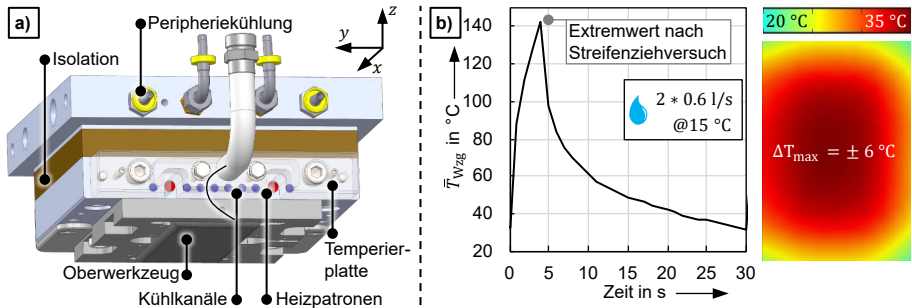


Abbildung 22: Oberwerkzeug des Streifenziehversuchs: a) CAD-Modell, b) simulierter zeitlicher Kühlzyklus und simulierte örtliche Temperaturverteilung.

Werkzeugschmierung

Um einen homogenen und reproduzierbaren Schmierstoffauftrag zu gewährleisten, wird ein automatisiertes Werkzeugschmiersystem für den Streifenziehversuch entwickelt, siehe Abbildung 23. Das Schmiersystem basiert in seiner letzten Ausbaustufe auf Sprühdüsen vom Typ Raziol BS 25-SRV-18-mini Präz. und ermöglicht den Auftrag von Ölschmierstoffen, Hotmelt und Festschmierstoffen als Dispersion in Wasser oder anderen Flüssigkeiten. Nur schnell und/oder *hart* eintrocknende Schmierstoffe führen zum Verstopfen der Sprühdüsen, insbesondere bei mehrminütigen Pausen im Versuchsbetrieb.

Sowohl der Schmierstofftank als auch die angeflanschten Medienblöcke sind mit Heizpatronen ausgestattet. Eine Kaskadenregelung ermöglicht die Regelung der Schmierstofftemperatur und minimiert das Risiko einer lokalen Überhitzung im Bereich der Heizelemente. Die Schmierstoff- und Luftversorgungsleitungen für die Düsen sind im Tank und in den Medienblöcken integriert. Über zwei Servomotoren mit Spindelachse bzw. Zahnstangenantrieb verfährt das System im Versuchsablauf zwischen Ober- und Unterwerkzeug und besprüht diese gleichzeitig, siehe Abbildung 23a. Um ein Schmieren im Haspelbetrieb mit eingelegtem Blechstreifen zu

ermöglichen, wird das Unterwerkzeug seitlich unter dem Streifen herausgefahren. In der Grundstellung des Streifenziehversuchs wird das Werkzeug durch ein pneumatisches Spannsystem automatisch gespannt, siehe Abbildung 23d. Eine Absaugglocke in Kombination mit einer Absaugeinheit vom Typ *Filtermist S400* verhindert den ungewollten Austritt von Schmierstoffnebel in die Versuchshalle. Durch die doppelwandige Ausführung der Absaugglocke kann sich im Innenraum ein ungestörter Schmierstoffnebel bilden, siehe Abbildung 23b.

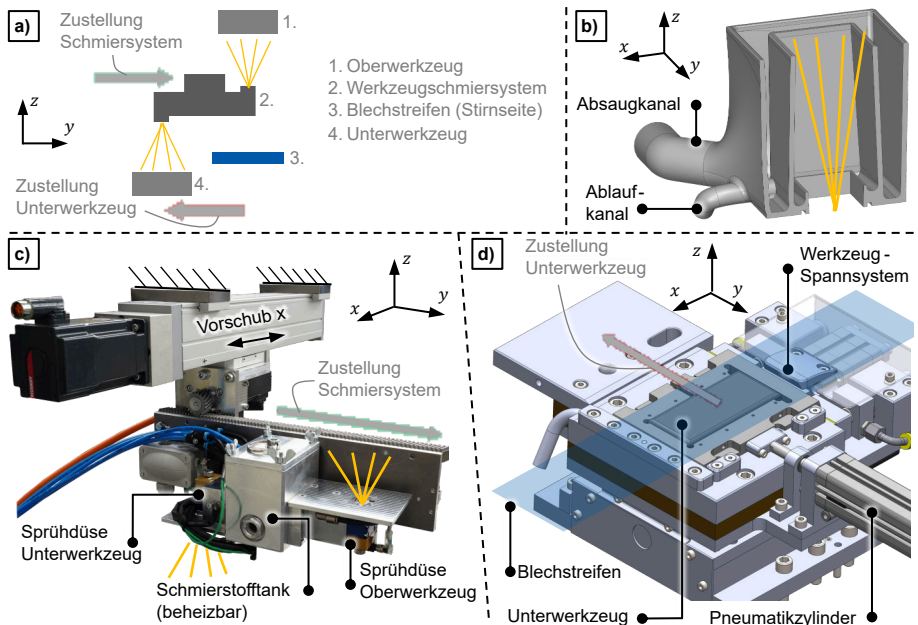


Abbildung 23: a) Schematische Darstellung eines Werkzeugschmiervorgangs, b) Schnittdarstellung der oberen Sprühnebel-Absaugglocke, c) Werkzeugschmiersystem, d) untere Werkzeugeinheit des Streifenziehprüfstands mit Blechstreifen (Ziehrichtung: x).

Die Messung der Schmierstoffmenge erfolgt gravimetrisch mithilfe von Sprühversuchen auf Prüfblechen, die mit einem Magnethalter an den Werkzeugbacken befestigt werden. Die Homogenität der Schmierstoffverteilung wird fotografisch in einer UV-Kammer überprüft. Nicht-fluoreszierende Schmierstoffe werden vor dem Aufsprühen mit $< 0,1$ Gew.-% öl- oder wasserlöslichen UV-Indikatoren versetzt, siehe auch [VOL23].

Normalkraftaufbringung

Die Normalkraftaufbringung im ursprünglich vorhandenen Streifenziehversuch erfolgt mit einem Hydraulikzylinder im Kraftbereich von 20 kN bis 600 kN. Die vergleichsweise geringen Prozess- und Kontaktkräfte in der Aluminium-Warmumformung erfordern jedoch niedrigere Normalkräfte, deren Bereich auf 1 kN bis 380 kN festgelegt wird. Bei einer mittleren Flachbacken-Werkzeuggröße von $130\text{ mm} \cdot 55\text{ mm}$ sind somit Kontaktnormalspannungen von 0,14 MPa bis 35 MPa möglich, wobei die maximale Kontaktnormalspannung im Flachbackenbetrieb in der Regel durch die Zugfestigkeit des Blechstreifens begrenzt wird. Zur Aufbringung der Normalkraft werden zwei mechanisch in Reihe geschaltete Hydraulikzylinder verwendet, die in Abhängigkeit der vorgegebenen Normalkraft die Kraftaufbringung individuell vornehmen, siehe Abbildung 24. Die Kolbendurchmesser der Zylinder betragen 140 mm bzw. 32 mm. Bei Normalkräften unterhalb von 20 kN wird der große Hydraulikzylinder kurz vor dem Auftreffen des Oberwerkzeuges auf das Blech hydraulisch gesperrt und die Kraftaufbringung erfolgt durch den kleinen Hydraulikzylinder. Bei Normalkräften oberhalb von 20 kN wird der kleine Hydraulikzylinder als Überlastschutz komplett eingefahren und mechanisch überbrückt. Neben dem Aufbringen hoher Normalkräfte übernimmt der große Zylinder mit einem Hub von 400 mm die vertikale Zustellung der oberen Werkzeugbacke. Damit sorgt er auch für einen ausreichenden Abstand der Werkzeuge während des automatischen Schmiervorgangs.

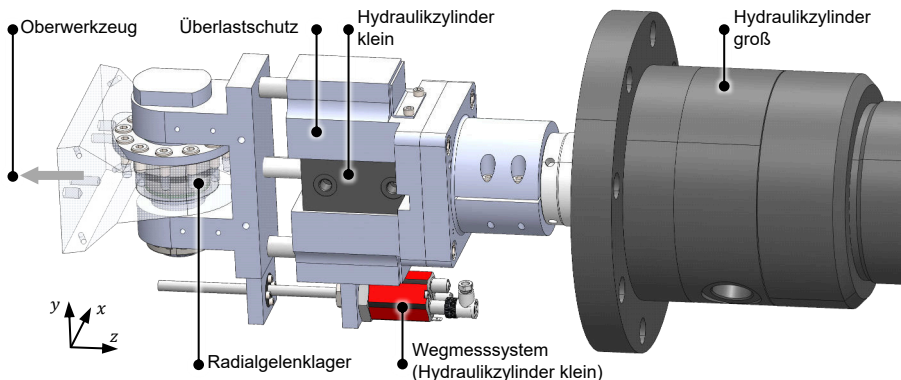


Abbildung 24: System aus zwei Hydraulikzylindern zur Aufbringung der Normalkraft im Streifenziehversuch (Ansicht 90° nach rechts gedreht).

Neben der Aufbringung der Normalkraft sind homogene Kontaktnormalspannungen zwischen Werkzeug und Blech zu realisieren. Um eine Ausrichtung der Werkzeuge zueinander zu ermöglichen, wird ein Radialgelenklager eingesetzt. Die Normalkraftmessung erfolgt durch Druckmessung in den Normalkraft-Hydraulikzylindern. Das hat den Vorteil, dass die hohe Bandbreite der Normalkraft von Faktor 380 auf zwei Messbereiche aufgeteilt wird.

Reibkraftmessung

Die Messung der Reibkraft erfolgt mit horizontal angeordneten Kraftmessdosen vom Typ *HBM U10M*. Um eine nahezu verlustfreie Kraftübertragung von den Werkzeugbacken auf die Reibkraftmessdosen zu ermöglichen, sind Ober- und Unterwerkzeug in einer speziell entwickelten L-Umgriffsführung mit Zylinderrollen gelagert. Die beiden Kraftmessdosen für die Reibkraftmessung am Oberwerkzeug sind auf Höhe der Werkzeugtrennebene angeordnet, um durch eine momentenfreie Lagerung des Oberwerkzeugs ein Verkippen unter Zugbelastung zu verhindern, siehe Abbildung 25. Die Kraftmessdosen sind mit einer Isolierglocke gekapselt, um eine Erwärmung insbesondere im Dauerversuch durch die Strahlungswärme des Aluminiumblechs zu vermeiden. Zusätzlich wird der Zwischenraum zwischen Kraftmessdose und Isolierglocke durch eine aktive Druckluftkühlung temperiert. Auch die Aufnahme der Kraftmessdosen wird mithilfe von Brauchwasser-Kühlkanälen temperiert.

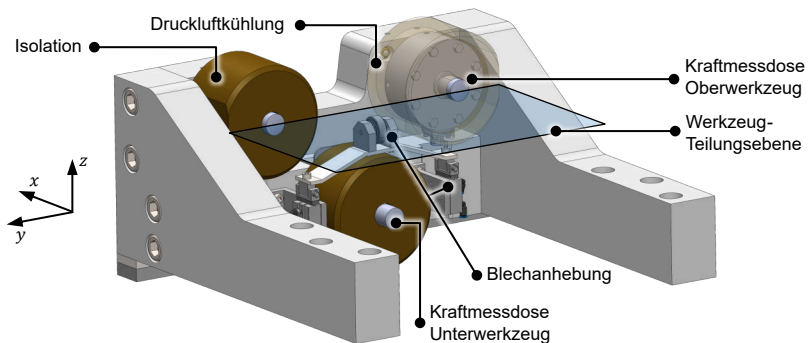


Abbildung 25: Baugruppe für die Kraftmessung und Blechanhebung im Streifenziehversuch.

Als Zusatzeinrichtung ist an der Baugruppe der Reibkraftmessung eine pneumatische Blechanhebung angebracht. Diese ermöglicht das Anheben des Blechstreifens während des Schmiervorgangs und während des Blechtransfers (siehe

Abbildung 20a), um ein vorzeitiges Abstreifen des Schmierstoffs vom Unterwerkzeug zu verhindern.

6.1.4 Versuchsintegration und Inbetriebnahme

Im Rahmen der Versuchsintegration wird deutlich, dass bereits bei der zuvor beschriebenen Versuchsarchitektur und der Implementierung der Versuchselemente auf deren Kompatibilität untereinander geachtet werden muss. Insbesondere der Einfluss der Erwärmung von Werkzeug und Blech auf das mechanische System und auf die Kraftmesstechnik muss frühzeitig berücksichtigt werden. Die Integration des WerkzeugschmierSystems erfordert einen ausreichenden Verfahrensweg der Normalkraft-Hydraulikzylinder, ein System zum automatischen Ausfahren und Spannen des Unterwerkzeugs im Haspelbetrieb mit eingelegtem Blechstreifen sowie ein Anheben des Blechstreifens. Die Anordnung der Reibkraftmessdosen muss so erfolgen, dass ein Verkippen des im Normalkraftstrang gelenkig gelagerten Oberwerkzeuges während des Streifenziehversuchs vermieden wird.

Die oben genannten Beispiele verdeutlichen die gegenseitigen Abhängigkeiten der Versuchselemente, die eine sequentielle Abarbeitung der Versuchselement-spezifischen Entwicklungsaufgaben nicht zulassen. An dieser Stelle sei betont, dass das in Abschnitt 5.2 vorgestellte V-Modell eine sachlogische Verknüpfung der Entwicklungsaufgaben und kein zeitlich sequentielles Vorgehensmodell darstellt.

Nach erfolgter Integration der Versuchselemente zum Modellversuch werden diese im Rahmen der Inbetriebnahme des Streifenziehversuchs getestet, verifiziert und validiert. Hierbei liegt der Fokus insbesondere auf der Erprobung des Zusammenspiels der verschiedenen Versuchselemente, das im Rahmen der Implementierung noch nicht getestet werden konnte. Beispielhaft sei hier die Reibkraftmessung genannt, die eng mit dem mechanischen System verknüpft ist und anhand von Referenzmessungen im Zugseil des Streifenziehversuchs verifiziert wird. Weitere Erprobungen betreffen das zeitlich und sicherheitstechnisch abgestimmte und programmierte Zusammenwirken von SchmierSystem, Blecherwärmung, Normalkraftaufbringung, Blechtransfer und dem eigentlichen Streifenzug.

6.2 Verifikation des Streifenziehversuchs

Die in diesem Abschnitt beschriebene Verifikation bezieht sich hauptsächlich auf die Kernanforderung des Auflösungsvermögens bei unterschiedlichen Blech- und Werkzeugtemperaturen (Abschnitt 6.2.2). Dabei werden auch eine FE-basierte Temperaturbetrachtung in der Reibzone des Modellversuchs durchgeführt und die Übertragbarkeit der temperaturabhängigen experimentellen Ergebnisse auf FE-Umformsimulationen diskutiert. Zusätzlich werden Schmierstoff-spezifische Phänomene im Modellversuch mit verschiedenen Schmierstoffen untersucht und anhand von Reibwerten und verschleißfreien Ziehwegen quantifiziert (Abschnitt 6.2.3).

6.2.1 Randbedingungen und Ablauf der Streifenziehversuche

Die nachfolgend beschriebenen und in Abbildung 26 dargestellten Randbedingungen gelten für alle Streifenziehversuche dieser Arbeit, sofern nicht ausdrücklich anders angegeben.

Der grundsätzliche Versuchsablauf des Streifenziehversuchs mit Einzelstreifen ist in Abbildung 20 auf Seite 63 dargestellt. Die Temperaturen der 85 mm breiten und 1,5 mm dicken Blechstreifen aus EN AW-7075 betragen zu Ziehbeginn außerhalb der Werkzeuge Raumtemperatur, $225\text{ °C} \pm 4\text{ °C}$ bzw. $425\text{ °C} \pm 6\text{ °C}$ und werden mit einem Pyrometer vom Typ *Fluke E3ML* in Kombination mit einem *HBM QuantumX MX840B* Messverstärker gemessen. Die Kalibrierung des Pyrometers erfolgt mit einem Oberflächenfühler vom Typ *Greisinger GOF400VE-GE*. Um die genannten initialen Blechtemperaturen zu erreichen, wird die Erwärmungseinheit standardmäßig bei 250 °C bzw. 460 °C betrieben⁵.

Die Werkzeuge aus dem gehärteten Warmarbeitsstahl *Uddeholm Unimax* weisen standardmäßig eine Kontaktfläche von $55\text{ mm} \cdot 130\text{ mm}$ auf und werden vor jedem Versuch mit Aceton oder Seifenlauge gereinigt. Eventuelle Verschleißspuren in Form von Aluminium-Adhäsion werden ebenfalls vor jedem Versuch durch Polieren entfernt. Die gemittelte Rautiefe der Werkzeuge beträgt über die Versuchsreihen hinweg $Rz = 0,44\text{ }\mu\text{m} \pm 0,15\text{ }\mu\text{m}$ bei einem Materialanteil von $Rmr(0,4\text{ }\mu\text{m}) = 98\text{ \%} \pm 2\text{ \%}$.

⁵ In einer späteren Ausbaustufe der Anlage (z.B. im Haspelbetrieb) mit beschleunigtem Transfer- und Werkzeugschließvorgang sind eingestellte Erwärmungstemperaturen von 240 °C bzw. 450 °C ausreichend. Die Temperaturen sind an die Temperaturen der Halbwarm- bzw. Warmumformung angenähert.

Die Kontaktnormalspannung zwischen Blech und Werkzeugbacken beträgt bei den Versuchen bei Raumtemperatur und 225 °C standardmäßig 5 MPa, wird aber bei den Versuchen mit einer Blechtemperatur von 425 °C auf 3 MPa reduziert. Die Reduzierung der Kontaktnormalspannung berücksichtigt die mit steigender Temperatur abnehmende Fließspannung von EN AW-7075, die in den Umformprozessen mit geringeren Prozesskräften einhergeht [SUC19] und bei hohen Reibwerten im Streifenziehversuch zum Abreißen des Blechstreifens führt. In Einzelfällen werden Streifenziehversuche mit höheren Kontaktnormalspannungen durchgeführt. In Versuchen ≥ 10 MPa werden Werkzeuge mit einer Kontaktfläche von $40 \text{ mm} \cdot 57 \text{ mm}$ verwendet, um einen vorzeitigen Streifenabriss zu vermeiden. Neben den abgeschätzten Kontaktnormalspannungen aus dem Realprozess in Abschnitt 6.1.1 orientieren sich die in dieser Arbeit gewählten Normalspannungen an entsprechenden tribologischen Untersuchungen anderer Forschungsgruppen: < 1 MPa [HAN06, HAN07]; 0,8 MPa bzw. 1 MPa [DEC20, DEC19] und 5 MPa [DEC21]; 3,3 MPa bis 12,8 MPa [SHI17]; 5 MPa und 10 MPa [MED15, GHI19]; sowie 10 MPa [RIG22, RIG23]. Eine Zusammenfassung der Standard-Versuchsparameter im Streifenziehversuch ist in Abbildung 26 dargestellt. Abweichungen von diesen Parametern in einzelnen Versuchen sind an entsprechender Stelle explizit angegeben. Für jede untersuchte Parameterkombination werden, wenn nicht anders angegeben, drei Versuche durchgeführt. Die Fehlerbalken stellen die Standardabweichungen und die Hüllkurven der Reibwertverläufe die min-max-Werte dar.

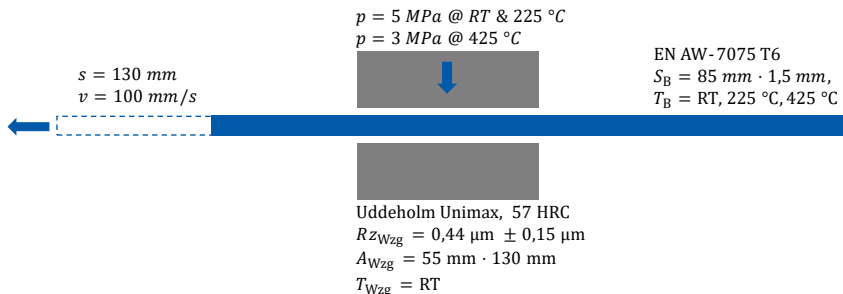


Abbildung 26: Standard-Versuchsparameter der Streifenziehversuche in dieser Arbeit.

Im Streifenziehversuch werden gleichzeitig zwei unterschiedliche Bereiche eines Blechumformprozesses modelliert, die in Abbildung 27a dargestellt sind.

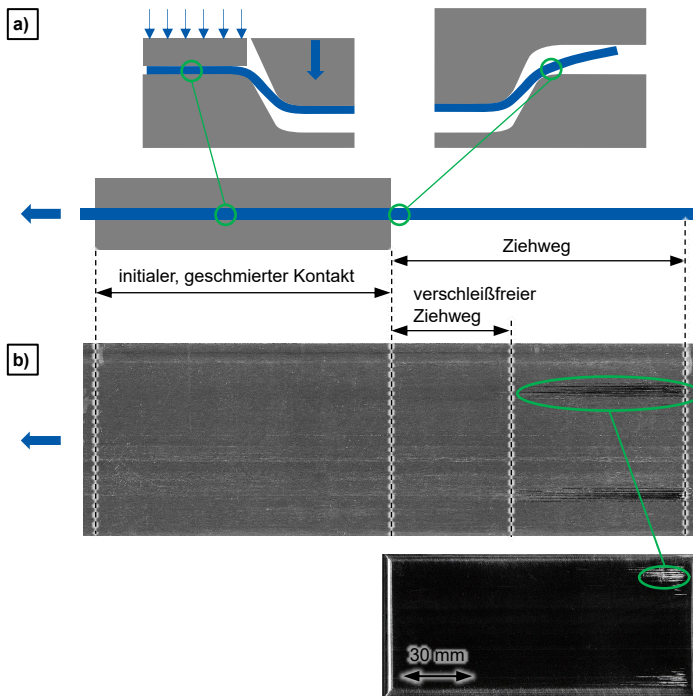


Abbildung 27: a) Schematische Darstellung von Blechumformprozessen und deren zugehörige Kontaktzonen im Streifenziehversuch, b) Blechstreifen und Werkzeugoberfläche (vertikal gespiegelt) mit Verschleißspuren aus einem Streifenziehversuch.

Der Bereich des initialen / vorgeschmierten Kontaktes im Streifenziehversuch stellt den Niederhalterbereich eines Tiefziehprozesses dar. Der Blecheinzug im Streifenziehversuch repräsentiert die Relativbewegung in einem Blechumformprozess ohne Niederhalter, bei dem trockenes Blech lokal über ein geschmiertes Werkzeugteil gleitet. Eine Auswertemethode der Streifenziehversuche ist die visuelle Bewertung des verschleißfreien Ziehweges am Blecheinlauf, siehe Abbildung 27b. Tritt in der initialen Kontaktzone bereits Verschleiß auf, so ist der verschleißfreie Ziehweg negativ.

Der Schmierstoffauftrag auf die Werkzeuge im Streifenziehversuch erfolgt, wenn nicht anders angegeben, mit einer Druckluft-Lackierpistole bzw. bei Hotmelt mit einer Heißwachspistole DUO Line (Amtec Kistler 111-277-003). Bei jedem Sprühzyklus wird parallel ein Prüfblech (Masse ca. 20 g) besprüht, um die Schmierstoffmenge

gravimetrisch mit einer Waage vom Typ *Kern ADB 200-4* mit einer Ablesbarkeit von 0,1 mg und einer Reproduzierbarkeit von 0,2 mg zu dokumentieren. Die Streifenziehversuche der vorliegenden Arbeit werden mit Maximalmengenschmierung durchgeführt. Das bedeutet, dass ein zusätzlicher Schmierstoffauftrag nicht zu einer Verringerung der Reibwerte bzw. zu einer Verbesserung des Verschleißverhaltens führt, siehe hierzu auch [SCH22* c]. Die verwendeten Schmierstoffe sind in Anhang 9.3 aufgeführt, in dem auch eine Begründung für die Schmierstoffauswahl sowie Angaben zu den Viskositäten der Ölschmierstoffe enthalten sind. Es ist zu beachten, dass der produktive Betrieb des automatischen Werkzeugschmiersystems aus Abbildung 23 erst gegen Ende dieser Arbeit aufgenommen wird. Für die Verifikation der Taktzeit-Anforderung sind die entsprechenden Ergebnisse in Anhang 9.4 dargestellt.

6.2.2 Temperaturabhängige Reibungsuntersuchung im Streifenziehversuch

Da die Reibung in Blechumformprozessen temperaturabhängig ist, kommt der Bestimmung temperaturabhängiger Reibwerte eine große Bedeutung zu [WAA20]. In der nicht-isothermen Aluminium-Blechumformung treten hohe zeitliche Temperaturgradienten auf, da das ursprünglich warme Blech während des Umformprozesses im gekühlten Werkzeug abgeschreckt wird [ZHE18, DEG20]. Dies wirft die Fragen auf, ob zeitliche Temperaturgradienten zu berücksichtigen sind und welche Temperaturen aus dem Streifenziehversuch die Reibungs-bestimmenden Temperaturen darstellen. In der FE-basierten Auslegung von Umformprozessen können in der Regel temperaturabhängige Reibwerte verwendet werden. Beispielsweise ist in *Abaqus* ein temperaturabhängiger Reibwert an zwei sich berührenden Oberflächenpunkten eine Funktion ihrer mittleren Temperatur [DAS20]. Da der Temperaturführung im Realprozess und damit auch im Modell- bzw. Streifenziehversuch eine zentrale Bedeutung beigemessen wird, werden die Temperaturen in der Kontaktzone des Streifenziehversuchs untersucht. Dabei ist insbesondere zu klären, welchen Temperaturen die experimentell ermittelten Reibwerte zugeordnet werden können.

Der vorliegende Abschnitt 6.2.2 gliedert sich in die experimentelle Ermittlung der Reibwerte im Streifenziehversuch und die zugehörige FE-basierte

Temperaturbetrachtung. Beide Aspekte [SCH22* b] sowie Teile der Reibwertermittlung [SCH22* a] sind bereits veröffentlicht.

Ergebnisse der experimentellen Reibwertermittlung

Die temperaturabhängigen Reibwerte aus den Streifenziehversuchen mit Hotmelt und Polymer sind in Abbildung 28 dargestellt. Die Reibwerte zeigen für beide Schmierstoffe eine ausgeprägte Temperaturabhängigkeit, wobei die Reibwerte des Polymers höher sind als die Reibwerte des Hotmelts und eine umgekehrte Temperaturabhängigkeit aufweisen.

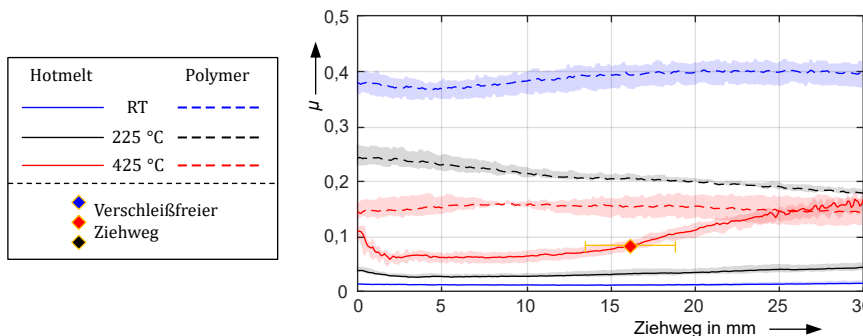


Abbildung 28: Reibwertverläufe und verschleißfreie Ziehwege aus Streifenziehversuchen mit Hotmelt und Polymer bei unterschiedlichen initialen Blechtemperaturen.

Das Hotmelt ist herstellerseitig für den Korrosionsschutz und die Schmierung in Blechumformprozessen bei Raumtemperatur vorgesehen und für OEM-Prozesse in der Automobilindustrie zugelassen. Bei Raumtemperatur liegt ein wachsartiger, fester Film vor, der sich bei den geprüften erhöhten Temperaturen verflüssigt. Die kinematische Viskosität bei 100 °C beträgt 11 mm²/s. Die Verflüssigung und die verringerte Viskosität verringern bei erhöhten Temperaturen den Oberflächentrenneffekt, was zu einem höheren Reibwert und gleichzeitig bei Blechtemperaturen von 425 °C zu Adhäsionsverschleiß ab einem Ziehweg von 17 mm ± 3 mm führt. Das Polymer ist herstellerseitig für die Billetbeschichtung in der Kaltmassivumformung vorgesehen und für die dort herrschenden erhöhten Temperaturen entwickelt worden. Die Verflüssigung bzw. Erweichung der Schmierstoffbestandteile bei erhöhten Temperaturen führt zu einer Verringerung des Reibwertes. Die hohe Viskosität der Polymerbestandteile sorgt für eine ausreichende Oberflächentrennung, führt aber im Vergleich zum Hotmelt zu einer höheren Reibung.

Weitere Versuche mit Polymer und erwärmten Werkzeugen zeigen, dass durch eine Erhöhung des Temperaturniveaus im Streifenziehversuch die Reibwerte des Polymerschmierstoffes deutlich gesenkt werden können. Abbildung 29 zeigt die Reibwertverläufe aus Streifenziehversuchen mit Werkzeugen, die vor Versuchsbeginn auf 60 °C erwärmt wurden und im Vergleich dazu die gemittelten Reibwerte aus den Versuchen mit Werkzeugen bei Raumtemperatur.

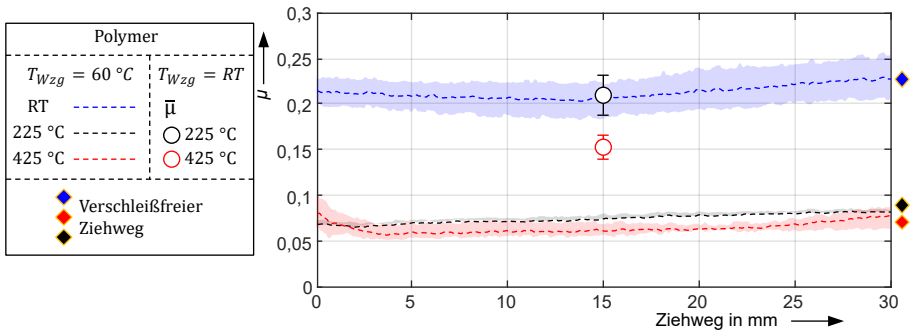


Abbildung 29: Reibwertverläufe aus Streifenziehversuchen mit Polymer mit einer initialen Werkzeugtemperatur von 60 °C und mittlere Reibwerte $\bar{\mu}$ mit Werkzeugen bei Raumtemperatur.

Die beschriebenen Untersuchungen mit unterschiedlichen Schmierstoffen und Blechtemperaturen zeigen, dass der weiterentwickelte Streifenziehversuch in der Lage ist, Reibwertunterschiede, die durch die initialen Blech- und Werkzeugtemperaturen verursacht werden, aufzulösen. Es können also Reibwerte in Abhängigkeit der unterschiedlichen Ausgangstemperaturen von Blech und Werkzeugen ermittelt werden. Inwiefern sich diese temperaturabhängigen Reibwerte auf die FE-basierte Auslegung von Realprozessen übertragen lassen, ist im Folgenden zu klären.

FE-Modellaufbau für die Temperaturbetrachtung im Streifenziehversuch

Da eine direkte Messung der Temperaturen in der Kontaktzone des Streifenziehversuchs nicht möglich ist, wird ein zweidimensionales FE-Modell des Streifenziehversuchs in *Abaqus 2020* erstellt. Die initialen Werkzeugtemperaturen werden in Anlehnung an die Versuchsbedingungen auf 28 °C (RT) und 60 °C festgelegt, die initialen Blechtemperaturen auf 28 °C, 225 °C und 425 °C. Der Wärmeübergang zwischen dem Blech und den Werkzeugen wird mit einem druckabhängigen IHTC nach Liu et al. modelliert [LIU17b], siehe Abbildung 8a. Die Simulation besteht aus den beiden Schritten Normalkraftaufbringung und Streifenziehen. Die Normalkraft wird als

geglätteter Sprung (Abaqus: smooth step) über 0,5 s bzw. 1 s aufgebracht. Anschließend wird das Blech mit einer Geschwindigkeit von 100 mm/s über eine Strecke von 30 mm gezogen. Weitere Modellparameter sind in Tabelle 3 angegeben. Die verwendeten Materialkennwerte für das Blech und die Reibbacken finden sich in Anhang 9.5. Die Ergebnisse der FE-Untersuchungen des Streifenziehversuchs werden im Folgenden diskutiert.

Tabelle 3: Modellierungsparameter für die FE-Temperatursimulation des Streifenziehversuchs.

Kontaktmodellierung:	exponentiell weich, kinematisch $p(5 \mu\text{m}) = 0 \text{ MPa}$ $p(0 \mu\text{m}) = 10 \text{ MPa}$	Reibwert:	0,2 (Coulomb)
Elemente:	CPE4RT; 0,3 mm	Solver:	explizit

Ergebnisse der FE-basierten Temperaturbetrachtung

Die ermittelten Temperaturen der Blech- und Werkzeugoberflächen in der Kontaktzone sind in Abbildung 30 in Abhängigkeit der Kraftaufbringungszeit t bzw. des nachfolgenden Ziehweges s dargestellt. Die Kontaktlänge auf der x-Achse beschreibt die Position der Auswertepunkte in der Kontaktzone von 0 mm (Blechauslauf) bis 130 mm (Blecheinlauf). Die Oberflächentemperaturen der Bleche verändern sich erwartungsgemäß mit der Zeit und schwanken auch stark in Abhängigkeit von der Kraftaufbringungszeit. Bemerkenswert ist, dass die Hüllkurven der gemessenen Reibwerte in Abbildung 28b schmal sind, obwohl in den Versuchen Schwankungen in der Kraftaufbringungszeit von bis zu 1 s auftraten. Dies deutet darauf hin, dass die dynamisch veränderliche Blechtemperatur während des Kontakts keinen signifikanten Einfluss auf die Reibwerte hat. Eine Erklärung für dieses Verhalten ist das Schmierkonzept: Ausgehend von Abbildung 28 kann davon ausgegangen werden, dass der Temperatureinfluss auf die Reibwerte durch temperaturbedingte Änderungen der Schmierstoffeigenschaften verursacht wird. Bei der Werkzeugschmierung hängen die Schmierstofftemperatur und damit auch die Reibwerte hauptsächlich von der Werkzeug-Oberflächentemperatur ab. Ein Vergleich von Abbildung 30a und b zeigt, dass die Werkzeug-Oberflächentemperatur durch Änderungen der Kraft-Einregelzeit kaum beeinflusst wird. Dies ist auf die hohe Wärmekapazität der Werkzeuge im Vergleich zum Aluminiumblech zurückzuführen.

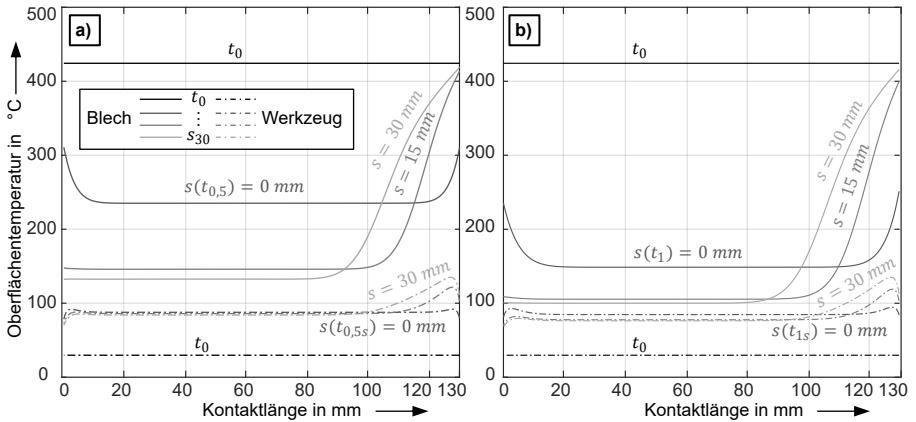


Abbildung 30: Simulierte Oberflächentemperatur-Verläufe in der Kontaktzone des Streifenziehversuchs für Kraftaufbringungszeiten von a) 0,5 s und b) 1 s. Die Verlaufsbeschriftungen geben den Zeitstempel t während des Schritts der Kraftaufbringung bzw. den Ziehweg s während des anschließenden Streifenziehens an.

Eine genauere Betrachtung der experimentell ermittelten Reibwerte mit erwärmten Werkzeugen aus Abbildung 29 führt zu folgender Erkenntnis: Die entsprechenden Reibwerte der Bleche bei Raumtemperatur mit 60 °C-Werkzeugen liegen in der gleichen Größenordnung wie die Reibwerte der 225 °C-Blechen mit RT-Werkzeugen. Dies lässt sich durch die Oberflächentemperaturen der Werkzeuge aus Abbildung 31 erklären, die für beide Konfigurationen ähnlich sind. Die Reibwerte mit 225 °C-Blechen und 60 °C-Werkzeugen sind jedoch deutlich niedriger als die Reibwerte mit 425 °C-Blechen und RT-Werkzeugen, obwohl die jeweiligen simulierten Oberflächentemperaturen annähernd gleich sind. Für dieses Verhalten gibt es zwei mögliche Erklärungen.

Erstens wurde der Schmierstoff in der FE-Temperatursimulation nicht berücksichtigt. Daher könnten bei den Versuchen mit RT-Werkzeugen und beheizten Blechen endotherme Reaktionen (z. B. Erweichung von Schmierstoffbestandteilen) die Werkzeug-Oberflächentemperaturen im Vergleich zu den simulierten Temperaturen verringern. Die in diesen Versuchen eingebrachte Wärme ist auf die im Blech gespeicherte Wärme und damit auf dessen Wärmekapazität (zzgl. etwas Reibungswärme) begrenzt. Bei den Versuchen mit beheizten Werkzeugen wird die Temperaturerhöhung der geschmierten Werkzeuge direkt geregelt, sodass

endotherme Reaktionen während des Aufheizvorgangs die Oberflächentemperatur der Werkzeuge nicht beeinflussen.

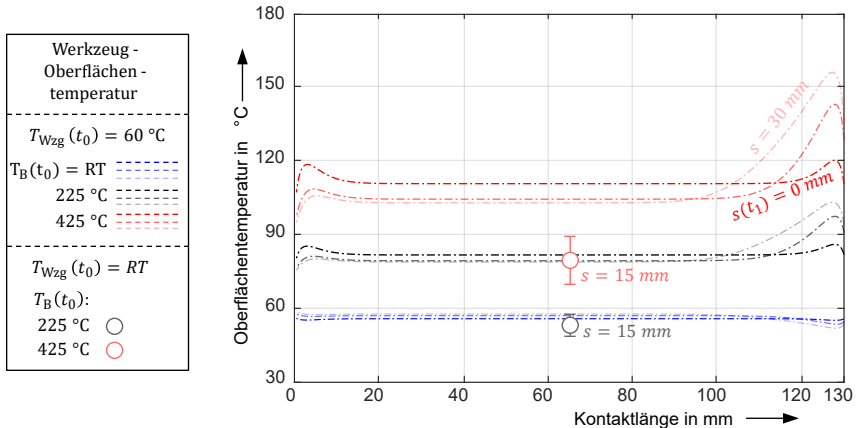


Abbildung 31: Simulierte Oberflächentemperaturkurven der Werkzeuge im Streifenziehversuch mit 60 °C-Werkzeugen und mittlere Oberflächentemperaturen von Versuchen mit RT-Werkzeugen.

Zweitens variiert die Temperatur-Zeit-Belastung zwischen den Versuchen. Bei der Verwendung von RT-Werkzeugen wird der Schmierstoff nur während der Kraftaufbringung und des Streifenziehens für weniger als drei Sekunden erhöhten Temperaturen ausgesetzt. Bei den Versuchen mit beheizten Werkzeugen wird der Schmierstoff auf die kalten Werkzeuge aufgetragen, die dann etwa zwei Minuten vor dem Streifenziehversuch auf 60 °C erwärmt werden. Dies führt zu einer höheren Temperatur-Zeit-Belastung und kann Erweichungsvorgänge im Schmierstoff verstärken.

Fazit zum Auflösungsvermögen temperaturabhängiger Reibwerte

Forschungsfrage 2: Mit welchem Auflösungsvermögen können temperaturabhängige Reibwerte für die nicht-isotherme Aluminium-Blechumformung ermittelt werden und welche Einschränkungen ergeben sich bei der Implementierung in die FEM?

Der tribologische Modellversuch auf Basis des Streifenziehversuchs ist in der Lage, den Temperatureinfluss auf das Reibungsverhalten bei der nicht-isothermen Aluminium-Blechumformung unabhängig von der Werkstoffmodellierung zu analysieren.

- Die experimentellen Ergebnisse des Streifenziehversuchs zeigen, dass sowohl die initiale Werkzeug-Oberflächentemperatur als auch die initiale Blechtemperatur einen direkten Einfluss auf die reibmindernde Wirkung von Schmierstoffen haben. Aus diesem Grund sollten die initialen Temperaturen in tribologischen Modellversuchen den Bedingungen realer Umformprozesse angenähert werden. Gleiches gilt für die Wärmekapazitäten der Kontaktpaare, was von den meisten Tribometern der Kategorie 6, wie z. B. Stift-Scheibe-Tribometern, nicht erfüllt wird.
- Einschränkungen bei der Verwendung temperaturabhängiger Reibwerte in FE-Simulationen von Umformprozessen ergeben sich aus der Art und Weise der temperaturabhängigen Definition. In der thermomechanisch gekoppelten FEM liegen die Kontakttemperaturen an jeder Kontaktstelle vor. Im Gegensatz dazu sind im tribologischen Modellversuch nur die initialen Blech- und Werkzeugtemperaturen zu Versuchsbeginn bekannt und können mit dem ermittelten Reibwert in Verbindung gebracht werden. Dieser Aspekt unterstreicht die Relevanz der in Kapitel 7 beschriebenen Erforschung von Wärmeübergangskoeffizienten, die für eine tiefgehende Temperaturanalyse wichtig sind. Bis auf weiteres wird empfohlen, für FE-Simulationen realer Umformprozesse Reibwerte in Abhängigkeit der initialen Blech- und Werkzeugtemperaturen zu verwenden, und nicht Reibwerte in Abhängigkeit von den temporären Oberflächentemperaturen aus der FE-Umformsimulation.

6.2.3 Schmierstoff-spezifische Phänomene im Streifenziehversuch

Im Rahmen eines Schmierstoffscreenings werden Schmierstoffe unterschiedlicher Schmierstoffklassen im Streifenziehversuch mit Werkzeugschmierung untersucht, siehe Anhang 9.3. Ziel dieser Untersuchung ist es, das Abbildungsverhalten des Streifenziehversuchs in Bezug auf Schmierstoff-spezifische tribologische Phänomene mit Blechen bei Raumtemperatur, 225 °C und 425 °C zu untersuchen. Die Randbedingungen und der Ablauf der Streifenziehversuche sind in Abschnitt 6.2.1 beschrieben. An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass sich die Temperaturangaben in diesem Abschnitt auf die Blechtemperaturen beziehen und die Versuche mit Werkzeugen bei Raumtemperatur durchgeführt werden. Die Ergebnisse sind in den folgenden Abschnitten nach Schmierstoffklassen geordnet und in ausführlicher Form bereits veröffentlicht [SCH22* c].

Ölbasierte Schmierstoffe

Die Ergebnisse für das synthetische Öl *Wisura LS240a* und das Hotmelt *Zeller+Gmelin Drylube E1* sind in Abbildung 32 dargestellt. Beide Schmierstoffe weisen bei Raumtemperatur einen niedrigen Reibwert von 0,02 zu Beginn des Ziehvorgangs auf. Der verschleißfreie Ziehweg beträgt im Mittel ca. 45 mm, bevor der Schmierfilm am Blecheinlauf zu dünn wird und Blech und Werkzeugbacken nicht mehr ausreichend voneinander getrennt werden.

Bei Blechtemperaturen von 225 °C verringert sich die Trennwirkung der Schmierstoffe aufgrund der temperaturbedingten geringeren Viskosität, sodass die Reibung höher ist als bei Raumtemperatur. Interessanterweise ist der verschleißfreie Ziehweg des Hotmelt deutlich höher als bei Raumtemperatur. Dieses Verhalten lässt sich wie folgt erklären: Bei Raumtemperatur bildet das Hotmelt einen festen, wachsartigen Film. Bei höheren Temperaturen verflüssigt sich der Schmierstoff, sodass ein Teil des Schmierstoffes durch die Flächenpressung der Werkzeuge nach außen gedrückt wird, siehe Abbildung 33. Dadurch bildet sich bei einer Blechtemperatur von 225 °C im Gegensatz zu Blechen bei Raumtemperatur ein Schmierstoffreservoir am Blecheinlauf, das dem Einlauf trockenem Blech entgegenwirkt. Der Schmierfilm am Blecheinlauf bleibt daher länger erhalten als bei Raumtemperatur. Bei dem synthetischen Öl ist der Unterschied des Schmierstoffreservoirs zwischen Raumtemperatur und 225 °C nur gering, sodass bei 225 °C nach etwa dem gleichen Ziehweg Verschleiß auftritt wie bei Raumtemperatur.

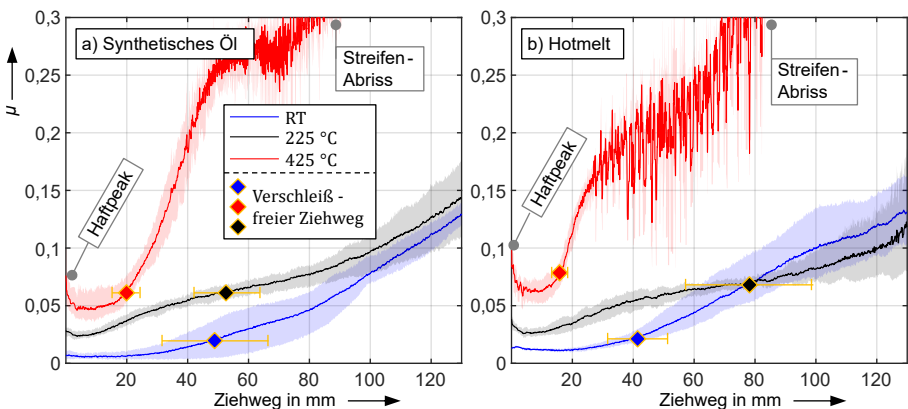


Abbildung 32: Reibwertverläufe und verschleißfreie Ziehwege im Streifenziehversuch mit a) synthetischem Öl und b) Hotmelt.

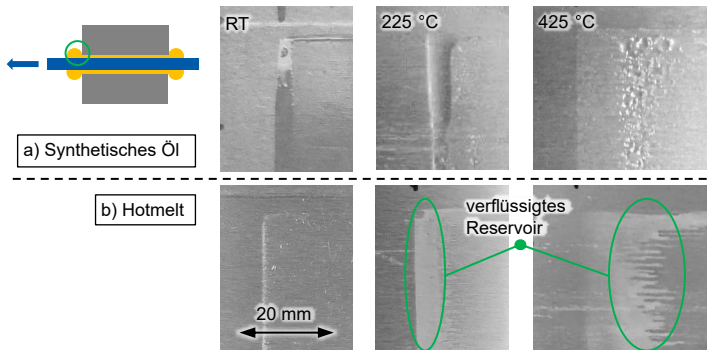


Abbildung 33: Herausgedrückte Ölschmierstoffe auf der Blechoberfläche bei verschiedenen initialen Blechtemperaturen im Streifenziehversuch mit a) synthetischem Öl und b) Hotmelt.

Bei 425 °C Blechtemperatur ist die Reibung der ölbasierten Schmierstoffe aus Abbildung 32 von Anfang an erhöht und es ist ein ausgeprägter Haftpeak zu erkennen, der auf eine unzureichende Oberflächentrennwirkung hinweist. Beides lässt sich durch eine mit steigender Temperatur abnehmende Schmierstoffviskosität erklären. Diese Erklärung wird durch die niedrigen Viskositätswerte von $9 \text{ mm}^2/\text{s}^2$ bzw. $11 \text{ mm}^2/\text{s}^2$ bei 100 °C für das synthetische Öl bzw. das Hotmelt unterstützt. Trotz der ausgeprägten Haftpeaks und der erhöhten Adhäsionsneigung von Aluminium bei erhöhten Temperaturen tritt in der initialen Kontaktzone kein Verschleiß auf. Der verschleißfreie Ziehweg ist jedoch gering. Aufgrund der temperaturbedingten Viskositätsabnahme ist zu erwarten, dass mehr Schmierstoff aus der Reibzone ausgetragen wird, was zu einer erhöhten Reduktionsrate der Schmierfilmdicke führt [YAN21]. Der starke Anstieg der Reibung nach 15 mm Ziehweg geht mit einer starken Verschleißbildung am Blecheinlauf einher, die durch die erhöhte Adhäsionsneigung von EN AW-7075 bei hohen Temperaturen verstärkt wird. Die starken Schwankungen im Reibwertverlauf lassen sich durch die Bildung und Scherung von Adhäsionspartikeln in Kombination mit Stick-Slip-Effekten erklären. Obwohl die Ölschmierstoffe für Umformprozesse mit Blechtemperaturen von 425 °C nicht geeignet erscheinen, konnten bei einer Sichtprüfung keine verbrannten Schmierstoffrückstände auf den Blechstreifen festgestellt werden, siehe Abbildung 33.

Abbildung 34 zeigt die Testergebnisse von zwei weiteren Öl-basierten Schmierstoffen mit vergleichsweise hoher Viskosität. Während das Mineralöl *MKU Putrol NW V 1933-30 N-1* bereits auf den ersten 25 mm des Einzugs eine starke

Temperaturabhängigkeit zeigt, ist dieses Phänomen beim Esteröl *Zeller+Gmelin SHF 431* nur gering ausgeprägt. Das Verhalten des Esteröls kann auf seine höhere Temperaturstabilität [NAG12] im Vergleich zum Mineralöl zurückgeführt werden. Darüber hinaus enthält das Esteröl Festschmierstoffpartikel, die auch bei temperaturbedingter Abnahme der Grundölviskosität für eine Trennwirkung der Oberflächen und damit für eine Reibungsreduzierung sorgen.

Bei Blechtemperaturen von 225 °C ist der verschleißfreie Ziehweg höher, beim Mineralöl sogar deutlich höher als bei Raumtemperatur. Beim Mineralöl schwankt der verschleißfreie Ziehweg bei 225 °C jedoch stark, sodass eine zuverlässige Interpretation dieser Ergebnisse nicht möglich ist. Bei 425 °C wurde ein Versuch mit dem Mineralöl fälschlicherweise mit einer Kontaktnormalspannung von 5 MPa statt 3 MPa durchgeführt, was zu einem Streifenabriss führte. Die schmale Hüllkurve der Reibwerte zeigt jedoch die geringe Abhängigkeit der Reibwerte von der Flächenpressung.

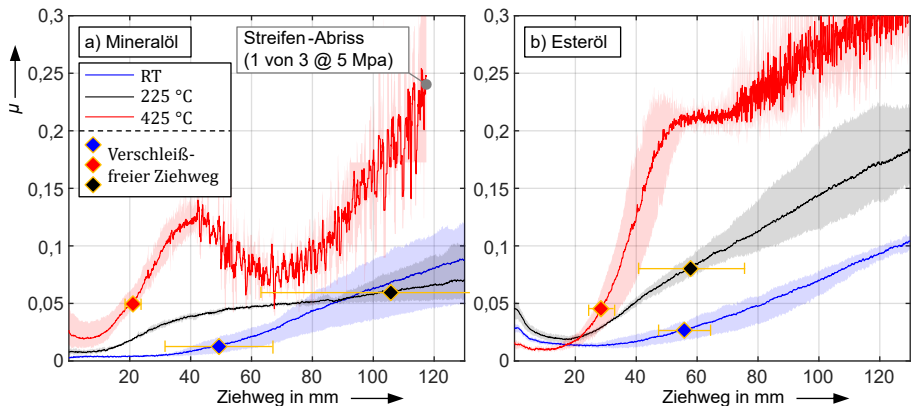


Abbildung 34: Reibwertverläufe und verschleißfreie Ziehwege im Streifenziehversuch mit a) Mineralöl und b) Esteröl.

Bei den Versuchen bei 425 °C ist der verschleißfreie Ziehweg geringer als bei 225 °C, aber etwas höher als beim synthetischen Öl und dem Hotmelt aus Abbildung 32. Dies deutet darauf hin, dass auch das höherviskose Grundöl bei hohen Temperaturen den größten Teil seiner Trenn- und Schmierwirkung verliert. Am besten schneidet das Esteröl ab, dessen Festschmierstoffadditive für eine geringe Anfangsreibung und für einen um ca. 50 % erhöhten verschleißfreien Ziehweg sorgen. Sowohl beim Mineralöl

als auch beim Esteröl ist kein Anbrennen des Schmierstoffes an den Werkzeugen oder an den Blechen zu beobachten.

Im Folgenden werden Schmierstoffklassen betrachtet, die eher aus der Massivumformung bekannt sind. Aufgrund der dort höheren Kontakttemperaturen wird eine gewisse Eignung für die nicht-isotherme Aluminium-Blechumformung erwartet.

Wachsschmierstoff

Der Wachsschmierstoff *Beruforge 100 AL* ist eine Emulsion aus Wasser und synthetischen Wachsen. Der Hersteller gibt den Schmierstoff für die Blech- und Massivumformung sowie für den Auftrag auf Gesenke und Werkstücke frei. Im letzteren Fall werden die Werkstücke auf 130 °C erwärmt und anschließend in das Schmierstoffbad getaucht. In der vorliegenden Arbeit wird das Wachs im Verhältnis 1:1 mit Wasser gemischt und auf die Werkzeuge aufgesprüht. Nach dem Verdunsten des Wasseranteils bildet das Wachs eine feste Schicht auf der Werkzeuoberfläche, bevor die Streifenziehversuche durchgeführt werden. Die Reibung zu Beginn des Ziehvorgangs ist bei allen untersuchten Blechtemperaturen von Raumtemperatur bis 425 °C gleich hoch und es ist kein Haftpeak erkennbar, was auf eine gute Trennwirkung und thermische Stabilität hinweist, siehe Abbildung 35a.

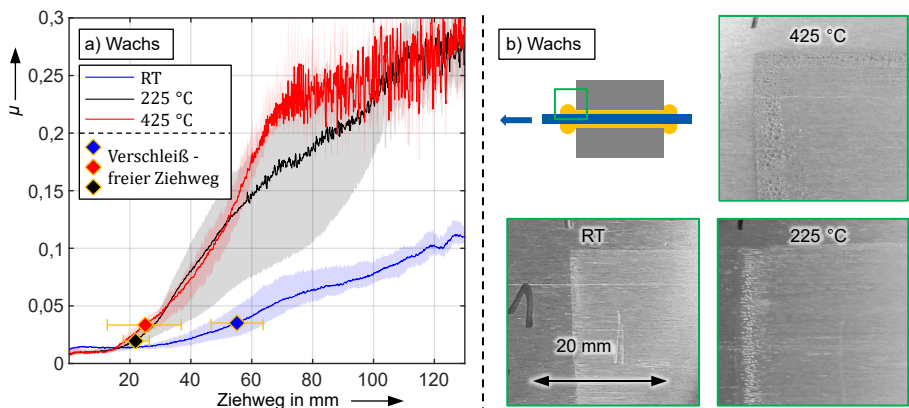


Abbildung 35: Streifenziehversuche mit Wachs: a) Reibwertverläufe und verschleißfreie Ziehwege, b) herausgepresstes Wachs auf der Blechoberfläche (Blechauslauf) bei verschiedenen initialen Blechtemperaturen.

Bei erhöhten Temperaturen verschiebt sich der verschleißfreie Ziehweg von 45 mm auf 25 mm, wobei zwei gegenläufige Vorgänge vermutet werden: Einerseits könnte

sich der Einlaufbereich des Bleches durch das endotherme Aufschmelzen des Wachsfilms abkühlen (was zu einer geringeren Temperaturbelastung im Vergleich zu Ölschmierstoffen führen könnte), andererseits erhöht sich durch das Aufschmelzen die Austrittsrate des Schmierstoffes aus der Reibzone, sodass die Werkzeuge in der Einlaufzone früher trockenlaufen. Mit 25 mm liegt der verschleißfreie Ziehweg bei 425 °C Blechtemperatur auf dem Niveau der hochviskosen Ölschmierstoffe. Hervorzuheben ist, dass die Bildung eines Schmierstoffreservoirs nach visueller Bewertung bei Wachs deutlich geringer ausfällt als bei den Ölschmierstoffen, siehe Abbildung 35b und Abbildung 33.

Polymerschmierstoff

Polymerschmierstoffe weisen eine gute Haftung auf Metalloberflächen auf und können in der Massivumformung Vorbehandlungsschritte wie z. B. das Phosphatieren überflüssig machen [BAY10]. Der Polymerschmierstoff *ZWEZ Lube PD 5942* wurde für die Billetbeschichtung in der Massivumformung mit oder ohne Phosphatschicht entwickelt. Für diesen Anwendungsfall empfiehlt der Hersteller das Eintauchen der Werkstücke in ein 60 °C bis 70 °C warmes Schmierstoffbad. Diese Temperatur wird nicht gewählt, um die Leistung des Polymers oder der Additive zu erhöhen, sondern um eine homogene Schmierstoffschicht ohne Ablaufspuren zu bilden. Wie bei allen anderen Schmierstoffen in dieser Arbeit wird eine homogene Schmierstoffschicht auf den Werkzeugbacken durch ein Sprühverfahren erreicht. Bei Streifenziehversuchen bei Raumtemperatur zeigt das Polymer hohe Reibwerte von über 0,35. Dieses Verhalten ist auf die feste Konsistenz des Polymers zurückzuführen, das in erster Linie für die Schmierung bei erhöhten Kontakttemperaturen ausgelegt ist, die bei der Kaltmassivumformung aufgrund der hohen Umform- und Reibungswärme auftreten. Bei Blechtemperaturen von 225 °C bzw. 425 °C im Streifenziehversuch erweicht das Polymer, sodass die Reibung stark reduziert wird, siehe Abbildung 36a. Die Reibwerte im Bereich von 0,15 bis 0,2 liegen deutlich über den Reibwerten der bisher untersuchten Schmierstoffe, was auf die hohe Viskosität des Polymers zurückzuführen ist.

Im Gegensatz zu anderen Schmierstoffen bleibt der Reibwert bei Raumtemperatur über dem Ziehweg von 130 mm nahezu konstant. Bei erhöhten Blechtemperaturen von 225 C bzw. 425 °C nimmt der Reibwert über den Ziehweg sogar ab. Für dieses temperaturabhängige Phänomen gibt es zwei Erklärungen: Polymere sind kettenförmige Moleküle, die bei Raumtemperatur miteinander verhakt sind. Durch das

kontinuierliche Einziehen von warmem Blech zwischen die ursprünglich kalten Werkzeuge steigt die Temperatur an den Werkzeugoberflächen mit zunehmendem Ziehweg an, siehe auch Abschnitt 6.2.2. Mit steigender Temperatur richten und dehnen sich die Moleküle aus, was die innere Reibung verringern kann. Zusätzlich kann es zu einer temperaturbedingten Erweichung der Polymere kommen, die ebenfalls die innere Reibung verringert.

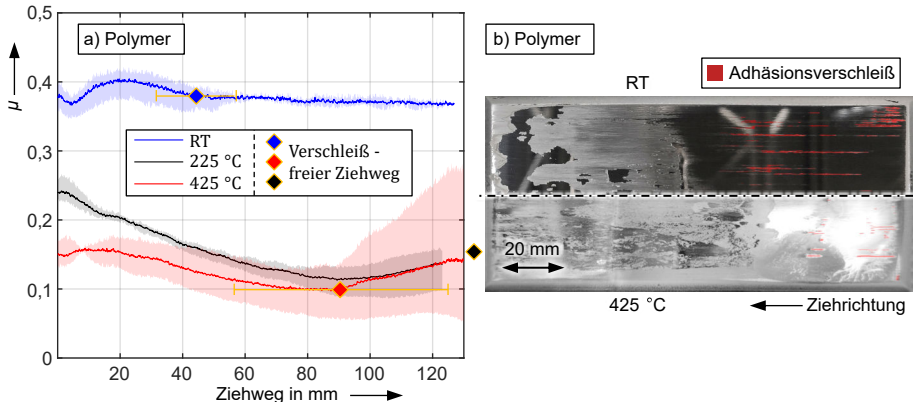


Abbildung 36: Streifenziehversuche mit Polymer: a) Reibwertverläufe und verschleißfreie Ziehwege, b) gebrauchte Werkzeuge mit Aluminiumadhäsion (rot) und Rückständen von Polymer abhängig von der initialen Blechtemperatur.

Die Betrachtung des Verschleißverhaltens zeigt eine ausgeprägte Trennwirkung zwischen Werkzeug und Blech: Mit 130 mm bzw. 91 mm verschleißfreiem Ziehweg ist der Schmierstoff allen anderen bisher betrachteten Schmierstoffen überlegen. Erreicht wird dies durch eine hervorragende Haftung des Schmierstoffs an der Werkzeugoberfläche bei den Hochtemperaturversuchen. Selbst in der Einlaufzone ist die Schmierstoffschicht auf den Werkzeugen teilweise intakt und es wird nur geringer Verschleiß festgestellt, siehe Abbildung 36b. Im Hinblick auf eine Serienanwendung ist zu beachten, dass diese inhomogene, feste Schmierstoffschicht auf der Werkzeugoberfläche die Prozessstabilität beeinträchtigen kann.

Festschmierstoffe

Die beiden Festschmierstoffe Graphit und Bornitrid wurden für die Massivumformung entwickelt. Beide Schmierstoffe werden als Suspension in Wasser aufgetragen, aber erst nach dem Trocknen im Streifenziehversuch getestet. Graphit gilt in der

Serienanwendung als problematisch, da es sich schlecht abreinigen lässt und mit den nachgelagerten Prozessen in der Automobilindustrie nicht kompatibel ist [MER18]. Da Graphitschmierstoffe jedoch in zahlreichen Studien zur Aluminium-Warmumformung eingesetzt werden, werden sie hier als Referenz untersucht. Hexagonales Bornitrid wird als sauberere Alternative zu Graphit in der Massivumformung angesehen [POD15].

Die wässrige Graphitdispersion *Mechano Lube 1VP574* zeigt bei Raumtemperatur eine höhere Reibung als bei Blechtemperaturen von 225 °C und 425 °C, siehe Abbildung 37a. Die Haftung des Schmierstoffs an den Werkzeugen ist bei hohen Blechtemperaturen besser als bei Raumtemperatur. Dies wird in Abbildung 37 deutlich, wo der Schmierstoff bei Raumtemperatur von mehr als 50 % der Werkzeugoberfläche abgelöst wird. Die Reibwerte und die Schmierstoffhaftung deuten darauf hin, dass der Graphitschmierstoff für höhere Temperaturen entwickelt wurde. Der verschleißfreie Ziehweg beträgt 45 mm bei 225 °C und ca. 30 mm bei 425 °C bzw. Raumtemperatur. Allerdings führt die starke Adhäsionsneigung von Aluminium bei höheren Temperaturen zu starkem Verschleiß und wie bei den meisten anderen bisher getesteten Schmierstoffen zu einem starken Anstieg der Reibung.

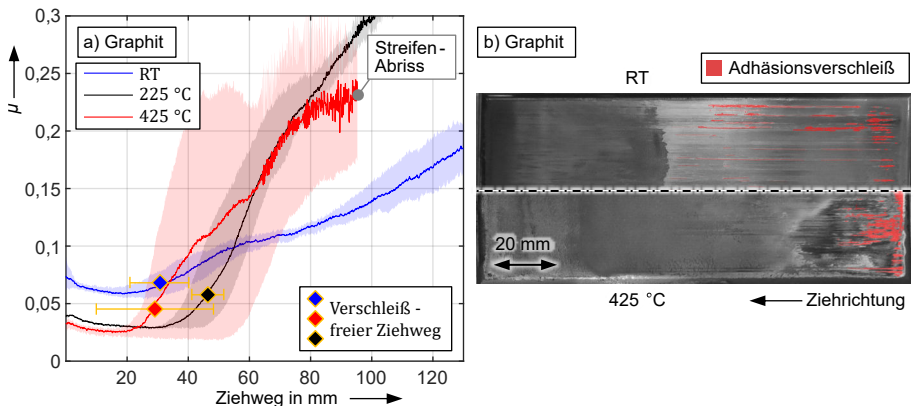


Abbildung 37: Streifenziehversuche mit Graphit: a) Reibwertverläufe und verschleißfreie Ziehwege, b) gebrauchte Werkzeuge mit Aluminiumadhäsion (rot) und Rückständen von Graphit abhängig von der initialen Blechtemperatur.

Die wässrige Bornitrid-Suspension *Mechano Lube 6D1* zeigt im Gegensatz zu Graphit eine deutlich höhere Reibung, siehe Abbildung 38a. Ein analoges Verhalten für andere Graphit- und Bornitrid-Schmierstoffe wird sowohl von Hanna et al. [HAN07] als auch

von Ghiotti et al. [GHI17] beobachtet. Podgornik et al. ermitteln hingegen ähnliche Reibwerte für Graphit- und Bornitrid-Partikel in Lithiumfett [POD15], während Tung et al. eine geringere Anfangsreibung für Bornitrid und eine geringere Reibung für Graphit im stationären Zustand feststellen [TUN05]. Das Verschleißverhalten zeigt eine starke Variation sowohl über dem Ziehweg als auch über der Temperatur. Bei Raumtemperatur liegt der Mittelwert des verschleißfreien Ziehwegs bei 107 mm mit Minimalwerten um 50 mm, wobei einige Werkzeuge auch nach dem vollen Ziehweg von 130 mm noch keine Verschleißspuren aufweisen.

Bei erhöhten Temperaturen tritt bereits in der initialen Kontaktzone Verschleiß auf, was zu negativen Werten für den verschleißfreien Ziehweg führt, der in einigen Versuchen aber auch oberhalb von 80 mm liegt. Charakteristisch für das Reibungsverhalten des Bornitrids ist der Stick-Slip-Effekt bei Raumtemperatur zu Beginn des Ziehvorgangs. Nach ca. 40 mm bis 50 mm Ziehweg tritt der Stick-Slip-Effekt nicht mehr auf. Die Versuche bei 225 °C und 425 °C zeigen keinen Stick-Slip-Effekt. Dieses Verhalten deutet darauf hin, dass sich die Schmiereigenschaften von Bornitrid (bzw. seiner Additive) mit steigender Temperatur in der Kontaktzone ändern, wobei das Reibwertniveau nahezu unverändert bleibt. Steigende Temperaturen können entweder durch heiße Blechstreifen oder durch Reibungswärme in der Kontaktzone verursacht werden.

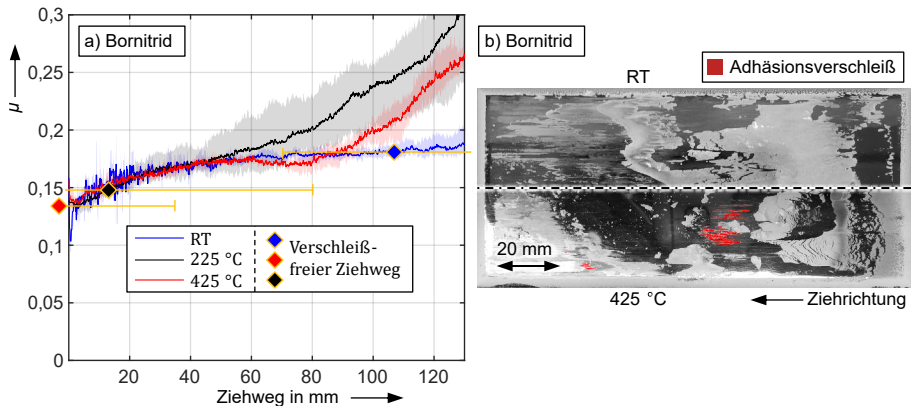


Abbildung 38: Streifenziehversuche mit Bornitrid: a) Reibwertverläufe und verschleißfreie Ziehwege, b) gebrauchte Werkzeuge mit Aluminiumadhäsion (rot) und Rückständen von Bornitrid abhängig von der initialen Blechtemperatur.

Das Bornitrid hinterlässt eine inhomogene Schicht auf den Werkzeugen, die bei einer möglichen Serienanwendung zu einem Schichtaufbau und damit zu unerwünschten Prozessschwankungen führen kann. Abbildung 38b zeigt, dass der Verschleiß nicht hauptsächlich am Blecheinlauf auftritt, sondern in Werkzeugbereichen, in denen die Schmierstoffschicht unterbrochen ist. Während andere Schmierstoffe hauptsächlich in der Einlaufzone versagen, löst sich das Bornitrid in einem unregelmäßigen Muster von den Werkzeugen ab. Dies geschieht sowohl während der Gleitbewegung als auch nach dem Streifenziehversuch beim Öffnen der Werkzeuge, siehe Abbildung 39.

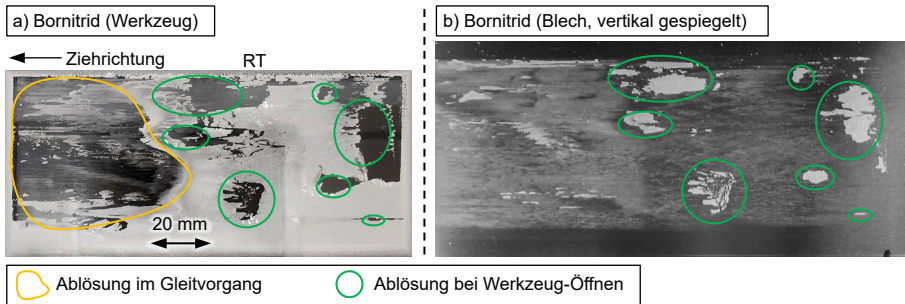


Abbildung 39: Bornitrid-Rückstände nach einem Streifenziehversuch bei Raumtemperatur, a) Werkzeug und b) Blechstreifen (kein Verschleiß festgestellt).

Die Reib- und Verschleißergebnisse der verschiedenen Schmierstoffe sind in Tabelle 4 zusammengefasst. Die oberen Zahlen stellen die min-max-Werte des Mittelwertverlaufs der Reibwerte dar. Die unteren Zahlen repräsentieren den jeweiligen Mittelwert des verschleißfreien Ziehweges. Die Ergebnisse zeigen, dass von einer niedrigen (Anfangs-)Reibung nicht auf ein gutes Verschleißverhalten geschlossen werden kann. Insbesondere der Schmierstoffhaftung an den Werkzeugen bzw. der Bildung eines Schmierstoffreservoirs kommt eine große Bedeutung zu.

Tabelle 4: Zusammenfassung der Reibwerte (min – max, obere Zeile) und der mittleren verschleißfreien Ziehwege in mm aus dem Streifenziehversuch bei unterschiedlichen Temperaturen und mit unterschiedlichen Schmierstoffen. (* Streifenabriss)

	synthetisches Öl	Hotmelt	Mineralöl	Esteröl
RT	0,005 – 0,13 46 mm	0,011 – 0,13 41 mm	0,004 – 0,088 50 mm	0,013 – 0,10 55 mm
225 °C	0,024 – 0,14 48 mm	0,025 – 0,12 78 mm	0,007 – 0,070 105 mm	0,018 – 0,18 58 mm
425 °C	0,047 – 0,31* 20 mm	0,062 – 0,35* 17 mm	0,019 – 0,25(*) 22 mm	0,010 – 0,32 28 mm
	Wachs	Polymer	Graphit	Bornitrid
RT	0,013 – 0,11 45 mm	0,37 – 0,40 44,2 mm	0,058 – 0,19 31 mm	0,13 – 0,19 107 mm
225 °C	0,009 – 0,27 23 mm	0,11 – 0,24 > 130 mm	0,029 – 0,35* 47 mm	0,14 – 0,31 13 mm
425 °C	0,009 – 0,28 25 mm	0,098 – 0,16 91 mm	0,025 – 0,23* 32 mm	0,14 – 0,26 - 25 mm

Angepasste Schmierstoffe

Eigene weiterführende Untersuchungen zeigen, dass die Zugabe von polymeren Haftmitteln zu den bisher untersuchten Schmierstoffen deren Verschleißverhalten im Streifenziehversuch verbessern kann. Einzelheiten hierzu sind der entsprechenden Veröffentlichung zu entnehmen [SCH22* c]. In Abbildung 40a sind beispielhaft die Ergebnisse des Bornitrids mit 3 % Haftmittel der Firma *H.C. Carbon* dargestellt, da diese Schmierstoffvariante auch bei den Umformversuchen in Abschnitt 6.3 verwendet wird. Durch die Zugabe des Haftmittels wird der Reibwert des Bornitrids im Vergleich zu Abbildung 38 um ca. 0,03 erhöht. Gleichzeitig steigt jedoch der verschleißfreie Ziehweg an, der aber nach wie vor eine hohe Streuung und damit ein wenig stabiles Verhalten aufweist.

Eine weitere Schmierstoffanpassung ist die Mischung des Polymer- und des Wachsschmierstoffs. Ziel ist es, das gute Verschleißverhalten des Polymers mit dem guten Reibverhalten des Wachses zu kombinieren. Dabei wird das Wachs als Komponente mit geringer Scherfestigkeit vorgesehen, um die Reibung zu reduzieren, während eine Basisschicht aus Polymer für die Oberflächentrennung zwischen Blech

und Werkzeug sowie für eine gute Schmierstoffhaftung auf der Werkzeugoberfläche sorgt. Vergleichbare Ansätze sind aus der Entwicklung polymerbasierter Schmierstoffe [NGA07] oder der Kombination von Salz- und Wachsschmierstoffen [BAY13] bekannt. Beide sollen als Alternative zur konventionellen Massivumformung von Stahl und Aluminium dienen, in denen bisher Konversionsschichten aus Zinkphosphat oder Aluminat als Schmierstoffträgerschicht in Kombination mit Seife üblich sind [VEN19].

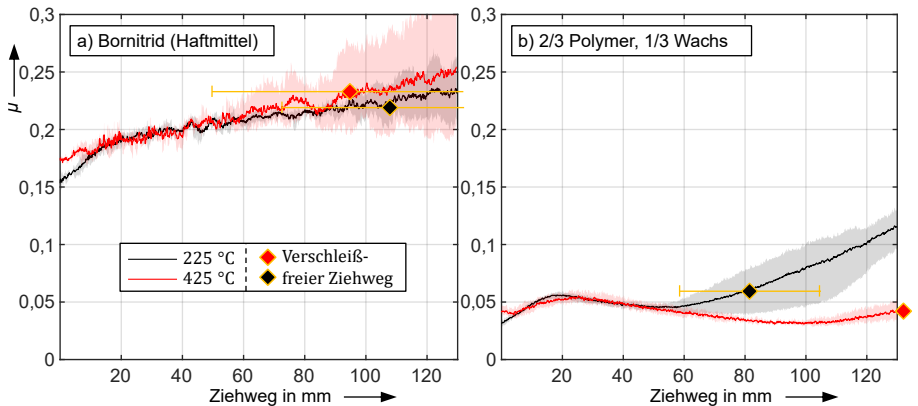


Abbildung 40: Reibwertverläufe und verschleißfreie Ziehwege im Streifenziehversuch mit a) Bornitrid mit Haftmittel und b) Wachs-Polymer-Gemisch.

Die untersuchte Schmierstoffmischung besteht aus einem Teil Wachs, einem Teil Wasser und zwei Teilen Polymer (gravimetrisch gemessen). Die Schmierstoffe werden vor dem Auftragen gemischt und die Streifenziehversuche nach dem Verdunsten des Wasseranteils durchgeführt. Der Reibwert der Schmierstoffmischung ist im Vergleich zum Polymer um mehr als 50 % reduziert. Gleichzeitig wird der verschleißfreie Ziehweg im Vergleich zum Wachs um den Faktor vier erhöht. Der Reibwert ist zwar höher als der des puren Wachsschmierstoffs, liegt aber mit ca. 0,05 nach wie vor auf einem niedrigen Niveau, siehe Abbildung 40b.

Zur Untersuchung des Temperaturverhaltens der beiden Schmierstoffe und ihrer Mischung werden diese mit einem Pinsel auf eine Werkzeugbacke aufgetragen. Diese wird dann erwärmt und fotografiert, um den Schmelztemperatur-Bereich der Schmierstoffe zu bestimmen, siehe Abbildung 41. Die Temperatur wird mit einem Oberflächenfühler Typ K (*Greisinger GOF 400 VE*) mit einer Nenngenauigkeit von $\pm 1,5\text{ °C}$ und einer geprüften Präzision von $\pm 0,2\text{ °C}$ im vorliegenden Anwendungsfall gemessen. Das Wachs beginnt bei 92 °C erste Tröpfchen zu bilden und ist bei ca.

108 °C vollständig verflüssigt. Das Polymer zeigt zwischen 120 °C und 130 °C eine leichte Oberflächenveränderung. Oberhalb von 190 °C ist eine Verfärbung sichtbar, die sich bei 210 °C und längeren Haltezeiten verstärkt. Diese Verfärbung ist auf die Zersetzung/Oxidation organischer Bestandteile zurückzuführen. Zwischen 92 °C und 120 °C verändert sich die Textur der Mischung leicht, obwohl keine flüssigen Wachstropfen sichtbar sind. Bei höheren Temperaturen bis 210 °C verändern sich die Textur und die Farbe erneut, ohne dass Wachstropfen sichtbar werden.

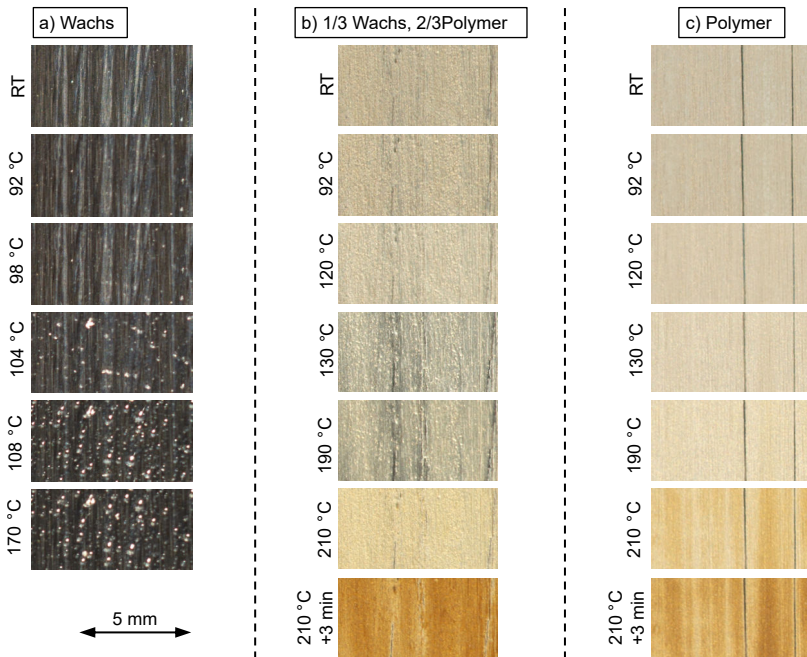


Abbildung 41: Temperaturverhalten von a) Wachs, b) Wachs-Polymer-Mischung und c) Polymer.

Die Temperaturanalyse deutet darauf hin, dass das Wachs in einer Polymermatrix eingeschlossen ist, was durch die anschließende Analyse im Rasterelektronenmikroskop (REM) bestätigt wird. Abbildung 42 zeigt die beiden Schmiermittel einzeln und gemischt auf einer Werkzeugoberfläche in Kombination mit den entsprechenden EDX-Ergebnissen. Das Wachs zeigt kreisförmige Anhäufungen einer Kohlenstoffverbindung in einem Substrat ohne Kohlenstoff. Diese Verteilung ist unabhängig davon, ob der Schmierstoff auf die Werkzeugoberfläche aufgestrichen

oder aufgesprüht wird. Das Polymer hingegen hat eine verzweigte Struktur und enthält neben Kohlenstoff auch Aluminium, Silizium und Natrium. Die Mischung der beiden Schmierstoffe ähnelt der Struktur des Polymers und bildet Wachsansammlungen, die durch eine Anhäufung von Kohlenstoff und einen Mangel an Silizium gekennzeichnet sind.

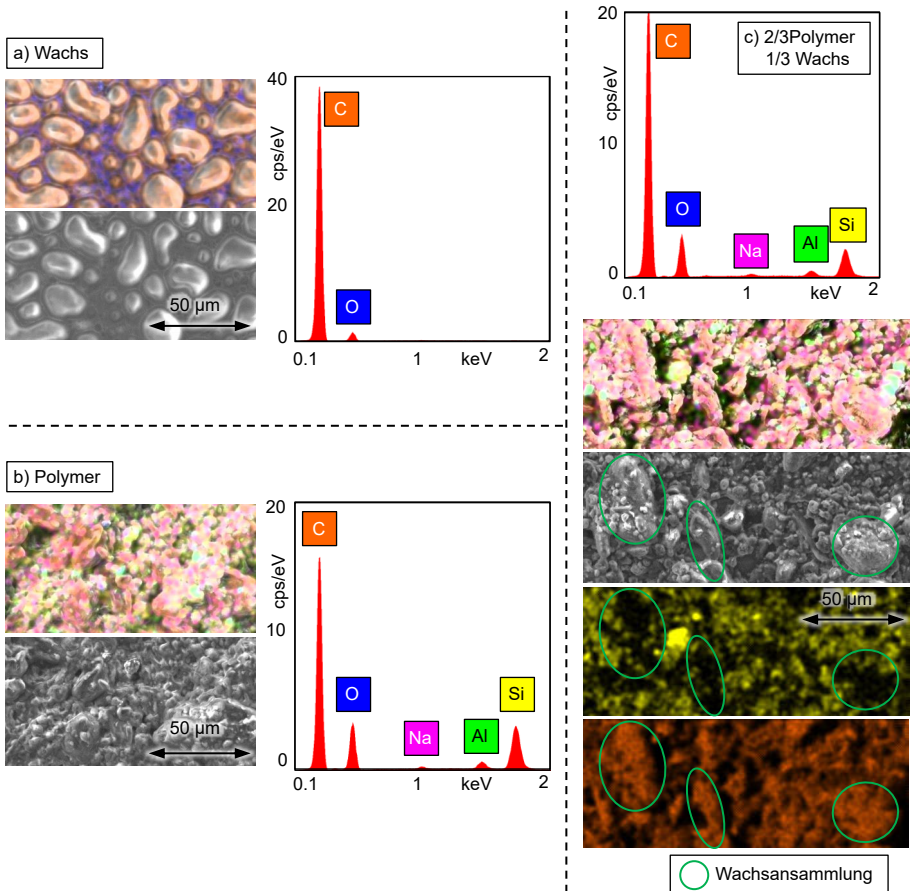


Abbildung 42: REM- und EDX-Aufnahmen von a) Wachs, b) Polymer und c) Wachs-Polymer-Gemisch auf einer Werkzeugoberfläche.

Die Ergebnisse der Schmierstoffmischung zeigen, dass eine Kombination von reibmindernden Schmierstoffkomponenten mit Komponenten als Träger- und

Schutzschicht einen vielversprechenden Ansatz für die Weiterentwicklung von Werkzeugschmierkonzepten darstellt.

Fazit zu Schmierstoff-spezifischen Phänomenen

Forschungsfrage 3: Welche Schmierstoff-spezifischen Phänomene treten im tribologischen Modellversuch mit Werkzeugschmierung auf?

Die im Streifenziehversuch untersuchten Schmierstoffklassen weisen bei unterschiedlichen Blechtemperaturen sehr unterschiedliche Eigenschaften auf, aus denen unterschiedliche Phänomene hervorgehen.

- Ölschmierstoffe und Wachse besitzen zwar eine ausgezeichnete Schmierfähigkeit, die Stabilität und Haftung der Schmierstoffschicht reicht jedoch bei ausschließlicher Werkzeugschmierung nicht aus, um Adhäsionsverschleiß wirksam zu verhindern. Insbesondere hohe Blechtemperaturen führen zu einem frühzeitigen Verschleißbeginn und zu einer erhöhten Anfangsreibung, die auf eine herabgesetzte Schmierstoffviskosität zurückzuführen ist.
- Selbst organische Schmierstoffe wie Öle und Wachse hinterlassen aufgrund der kurzen Temperaturbelastung durch das Konzept der ausschließlichen Werkzeugschmierung keine verbrannten Rückstände auf Werkzeugen oder Blechstreifen.
- Festschmierstoffpartikel und schichtbildende Schmierstoffe wie das Polymer sorgen auch bei hohen Blechtemperaturen für eine Oberflächentrennung zwischen Blech und Werkzeug und damit für eine Verschleißminderung, zeigen aber ein unterschiedliches Austragungsverhalten aus der Reibzone. Im Fall von Bornitrid führt der Schmierstoffaustrag teilweise bereits in der initialen Kontaktzone zu Verschleiß.
- Die Mischung von Wachs und Polymer kann die positiven Eigenschaften der Schmierstoffe, nämlich niedrige und stabile Reibwerte (Wachs) sowie gute Verschleißhemmung (Polymer) kombinieren. Dies bildet eine vielversprechende Grundlage für zukünftige Schmierstoffentwicklungen mit den Kernaspekten Schmierstoffhaftung und Schmierwirkung.

6.3 Validierung des Streifenziehversuchs im Realprozess

Die Validierung des weiterentwickelten Streifenziehversuchs erfolgt durch einen Vergleich ausgewählter Versuchsergebnisse aus dem Streifenziehversuch (Abschnitt 6.2.3) mit dem in Abschnitt 6.1.1 vorgestellten Umformprozess. Das Verschleißverhalten kann durch eine visuelle Analyse direkt zwischen Streifenzieh- und Umformversuchen verglichen werden. Der Vergleich des Reibverhaltens erfolgt mithilfe einer FE-Simulation des Umformprozesses. Der Validierungsvorgang wurde bereits veröffentlicht [SCH23*] und ist in Abbildung 43 schematisch dargestellt.

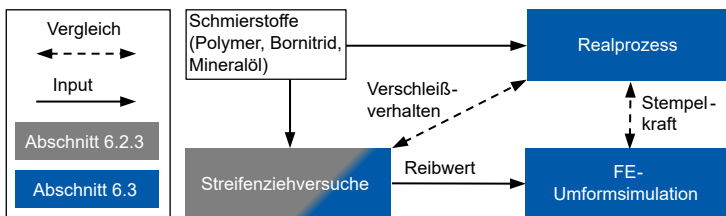


Abbildung 43: Schematisches Vorgehen für die Validierung des Streifenziehversuchs.

6.3.1 Experimentelle Untersuchung im Umformprozess

Die Validierung des weiterentwickelten Streifenziehversuchs erfolgt anhand der drei Schmierstoffe Mineralöl, Polymer und Bornitrid mit Haftmittel, siehe Anhang 9.3. Diese Auswahl berücksichtigt Schmierstoffe aus verschiedenen Klassen und damit unterschiedliche Schmierstoff-spezifische Phänomene. Es ist zu beachten, dass die Schmierstoffe herstellenseitig nicht speziell für die nicht-isotherme Aluminium-Blechumformung entwickelt wurden.

Versuchsbedingungen und -ablauf

Aufgrund der eingeschränkten Zugänglichkeit werden die Schmierstoffe mit einer Rolle auf die Aktivteile des Umformwerkzeuges aufgetragen. Das Polymer und das Bornitrid werden vor der Umformung mit einem Heißluftgebläse bei Temperaturen von unter 100 °C getrocknet. Die Umformversuche werden ca. 5 bis 20 Minuten nach der Schmierung mit Werkzeugen und Schmierstoffen bei Raumtemperatur durchgeführt. Diese Art des Schmierstoffauftrags kann zwar von den vorgesehenen Methoden der Hersteller abweichen, hat aber nach Kenntnis des Autors und nach Rücksprache mit den Herstellern keinen Einfluss auf die Leistungsfähigkeit des jeweiligen Schmierstoffs [SCH22* c].

In den Umformversuchen werden Platinen mit den Abmessungen 70 mm · 230 mm · 1,5 mm in einem Umformwerkzeug zu einem offenen Hutprofil mit einer Ziehtiefe von 75 mm umgeformt, siehe Abbildung 19 auf Seite 60. Die Matrizenradien werden zu Beginn der Versuchsreihe auf eine Rauheit von $R_z = 0,687 \mu\text{m} \pm 0,20 \mu\text{m}$ poliert und mit einem konfokalen Weißlichtmikroskop *NanoFocus $\mu\text{Surf Expert}$* in Kombination mit einem *Struers RepliSet* vermessen. Während der Versuchsreihe veränderte sich die Rauheit geringfügig bis zu einem Maximum von $R_z = 1,21 \mu\text{m} \pm 0,10 \mu\text{m}$, was auf die Verschleißentfernung nach jedem Versuch mit einer Radialpolierscheibe *3M K220* zurückzuführen ist. Die Rauheitsänderung hat keinen Einfluss auf die Umformergebnisse hinsichtlich Stempelkraft und Verschleißverhalten. Vor der Umformung werden die Platinen in einem Umluftofen *Nabertherm NA 15/65* auf 245 °C bzw. 350 °C erwärmt. Um eine vorläufige Abkühlung der Platine zu vermeiden, wird sie 5 mm über der Oberfläche des Blechhalters auf federnde Druckstücke aufgelegt. Die Umformversuche werden auf einer *Synchropress SWP 2500* durchgeführt, deren Stößel- bzw. Werkzeugbewegung in Abbildung 19d auf Seite 60 dargestellt ist. Die Blechhalterdistanz wird in den Stufen II bis IV auf 2 mm eingestellt, sodass sich im Flanschbereich ein Spalt von 0,5 mm zwischen Platine und Matrize bzw. Blechhalter ergibt. Während des Umformprozesses (III) wird die Stempelkraft mit zwei *MecSense C2S* Kraftmessdosen in Kombination mit einem *HBM Quantum 840* Messverstärker erfasst. Als zusätzliche Bewertungsgröße für das Verschleißverhalten dient die Rauheit der umgeformten Bauteile. Diese wird mit einem *Hommel T800* mit einer 2 μm -90°-Tastspitze gemessen.

Es ist zu beachten, dass zwischen den Warm-Streifenziehversuchen (425 °C) und den Warmumformversuchen (325 °C) ein Unterschied in der Blechtemperatur besteht. Dieser Unterschied ist darauf zurückzuführen, dass die Aluminiumbleche während des Umformprozesses reißen, wenn die Ofentemperatur über 350 °C eingestellt wird. Der Grund dafür sind zu hohe Rückhalte- bzw. Umformkräfte trotz eines distanzierten Niederhalters. Um diese Temperaturabweichung zu berücksichtigen, werden beim Vergleich der experimentellen und FE-Ergebnisse bei Warmumformtemperatur die Reibwerte aus den Streifenziehversuchen sowohl bei 225 °C als auch bei 425 °C berücksichtigt.

Ergebnisse

Abbildung 44 zeigt die Rauheitswerte Rz und $Rmax$ der umgeformten Teile im Zargenbereich, der während der Umformung über den Matrizenradius gleitet. Fotos von diesem Bereich geben in Abbildung 45 einen visuellen Eindruck vom Verschleiß.

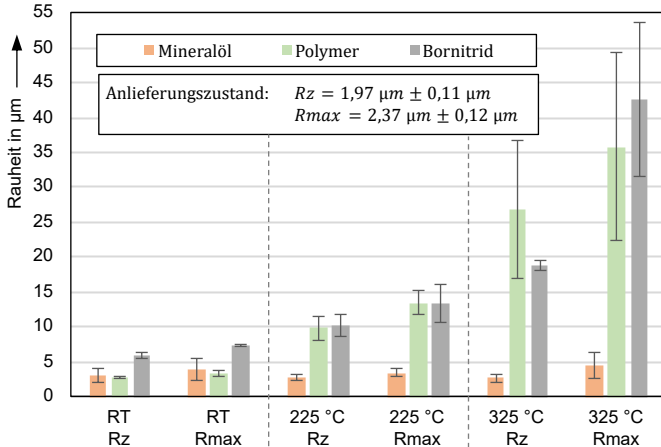


Abbildung 44: Oberflächenrauheit im Zargenbereich der Umformteile und der Bleche im Anlieferungszustand (jeweils gemessen mit Hommel T800).

Im Folgenden werden zunächst die Ergebnisse für Polymer und Bornitrid und anschließend die Ergebnisse für Mineralöl diskutiert. Bei der Verwendung von Polymer und Bornitrid nimmt die Oberflächenrauheit mit steigender Temperatur zu, da Adhäsionsverschleiß am Matrizenradius auftritt. Dieser Adhäsionsverschleiß beschädigt die Oberfläche des Aluminiumblechs, insbesondere bei hohen Temperaturen, wo die Kratzer ab dem Beginn des Gleitkontakts zwischen Blech und Matrizenradius sichtbar werden. Bei Bornitrid sind bei hohen Temperaturen einzelne Kratzer mit großen unbeschädigten Bereichen (halbwarm) oder schmalen unbeschädigten Streifen (warm) sichtbar. Dieses Verhalten stimmt mit den Ergebnissen aus dem Streifenziehversuch überein, die nach Druck- und Gleitbeanspruchung von Bornitrid eine lokale, regellose Ablösung von der Werkzeugoberfläche zusammen mit Bereichen intakter Schmierstoffschicht zeigen, siehe Abbildung 38b auf Seite 87.

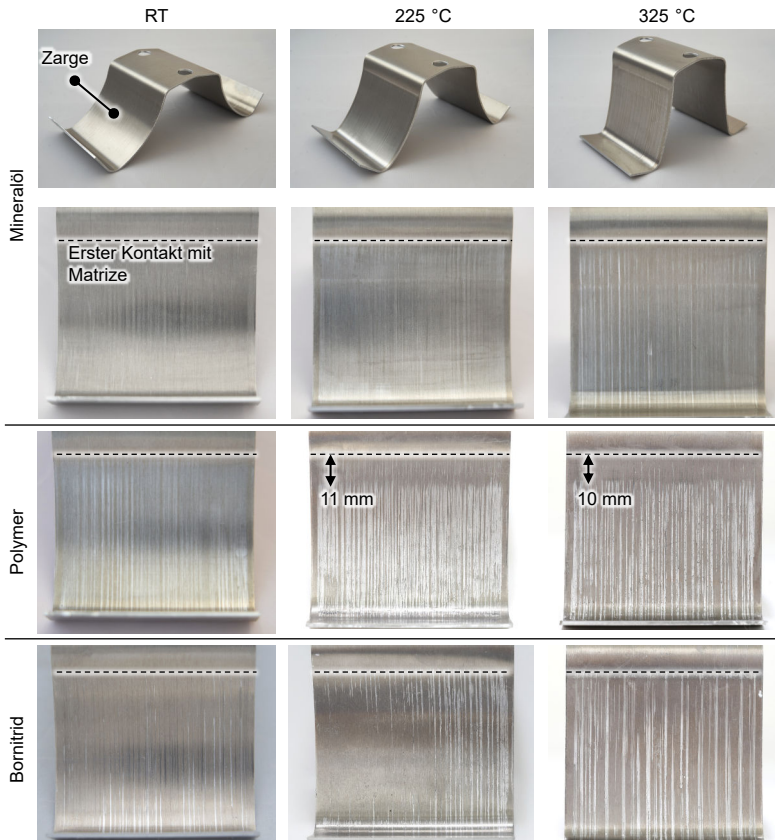


Abbildung 45: Umgeformte Bauteile und Oberflächenqualität im Zargenbereich.

Das Polymer führt zu einer homogenen Verschleißverteilung als das Bornitrid. Es zeigt auch einen späteren Verschleißbeginn nach einem Gleitweg von 11 mm (halbwarm) bzw. 10 mm (warm), was als die Strecke angenommen werden kann, nach der der Schmierstoff vom Matrizenradius abgetragen ist und ein direkter Aluminium-Stahl-Kontakt entsteht. Bei der Verwendung des gleichen Schmierstoffs, entweder Bornitrid oder Polymer, zeigen die Umformversuche mehr Verschleiß als die Streifenziehversuche und damit eine schlechtere Verschleißbeständigkeit. Dies kann durch die unterschiedlichen Kontaktbedingungen im Streifenziehversuch mit

Flachbacken im Vergleich zum Matrizenradius bei der Blechumformung erklärt werden [FIL04]

Das Mineralöl zeigt im Vergleich zum Bornitrid ein besseres Verschleißminderungsverhalten mit weniger Riefen an den umgeformten Aluminiumteilen. Beim Öl wurden bei allen Temperaturen nur geringe Veränderungen der Oberflächenrauheit beobachtet (Abbildung 44), was durch die visuelle Bewertung in Abbildung 45 bestätigt wird. Eine Erklärung für das gute Verschleißverhalten des Mineralöls während der Umformung ist die Übertragung des Öls von der Matrice auf die Platine noch vor dem Gleitvorgang: Am Ende des Blechhalter-Schließvorgangs (Schritt I) ist der Flanschbereich der Platine durch die gefederten Druckstücke in Kontakt mit der geschmierten Matrizenoberfläche, siehe Abbildung 46.

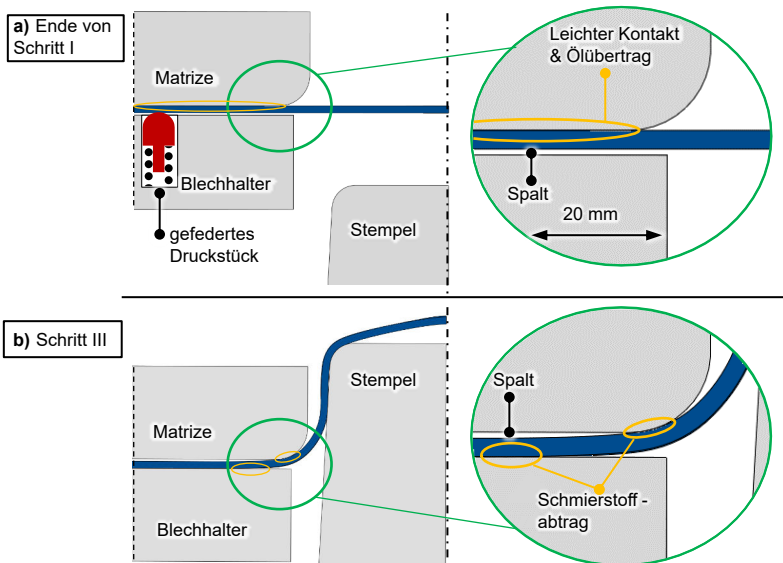


Abbildung 46: a) Blech-Matrizen-Kontakt nach Werkzeugschließvorgang und b) während des Umformprozesses. Blaue und graue Querschnitte sind aus der FE-Simulation aus Abschnitt 6.3.2 entnommen.

Das Mineralöl überträgt sich aufgrund seines flüssigen Aggregatzustandes auf die Platine, sodass das vorgeschmierte Aluminium über den Matrizenradius gleitet, während beim Streifenziehversuch ein trockener Aluminiumstreifen in die Gleitzone gezogen wird. Im Gegensatz zum Mineralöl werden das Bornitrid und das Polymer in

Schritt I aufgrund ihres festen Aggregatzustandes und der sehr geringen Flächenpressung (induziert durch die gefederten Druckstücke) nicht auf die Platine übertragen. Dieses Verhalten wird bestätigt, indem eine Platine in das Umformwerkzeug eingelegt und die Matrize bis kurz vor Beginn der Umformung (Ende von Schritt II in Abbildung 19, Seite 60) geschlossen wird, ohne dass eine sichtbare Übertragung von Bornitrid oder Polymer auf die Platine erfolgt. Da die Blechhalterdistanz 0,5 mm größer ist als die Platinendicke, entsteht während des Umformprozesses im Bereich der flachen Matrize keine nennenswerte Flächenpressung zwischen Platine und Werkzeug, wie die Querschnitte der FE-Umformsimulation in Abbildung 46b zeigen. Als zusätzliche Bestätigung wird nach der Umformung beobachtet, dass sowohl die Polymer- als auch die Bornitridschicht im Bereich der flachen Matrize intakt sind, während sie vom Matrizenradius und bis zu einem gewissen Grad von der Kontaktfläche des Niederhalters abgetragen werden. Dieser Schmierstoffabtrag am Matrizenradius und der anschließende trockene Aluminiumkontakt führen beim Polymer zu den bereits angesprochenen Verschleißspuren an den Bauteilen nach 10 mm bzw. 11 mm, siehe Abbildung 45.

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass verschiedene Schmierstoffe unterschiedliche Verschleißigenschaften im Umformprozess aufweisen. Bei der reinen Werkzeugschmierung hängt die Leistung eines Schmierstoffs von seiner Fähigkeit ab, sich bei geringer Flächenpressung von der Matrize auf die Platine zu übertragen. Erfolgt die Übertragung des Schmierstoffs von der Matrize auf die Platine unmittelbar vor dem Umform- bzw. Gleitvorgang (z. B. durch leichten Kontakt zwischen Platine und Matrize), kann das trockene Gleiten von Aluminium auf Stahl und damit der Verschleiß deutlich reduziert werden. Der Vollständigkeit halber sei auf die temperaturabhängige Rückfederung in Abbildung 45 hingewiesen, die in Übereinstimmung mit Ergebnissen aus der Literatur [CAI19] mit steigender initialer Blechtemperatur deutlich abnimmt.

6.3.2 FE-Simulation des Umformprozesses

Im Folgenden wird die FE-Simulation des in Abschnitt 6.1.1 vorgestellten Umformprozesses beschrieben, der im Rahmen der Validierung der Modellversuchsergebnisse als Realprozess dient.

Modellierung

Die Modellierung und Simulation erfolgt mit dem Programm *Abaqus 6.14-1*. Der Grundaufbau des FE-Modells wurde von Erik Sellner [SEL23] entwickelt, wird für die Untersuchungen in dieser Arbeit weiterentwickelt und ist in Abbildung 47 dargestellt.

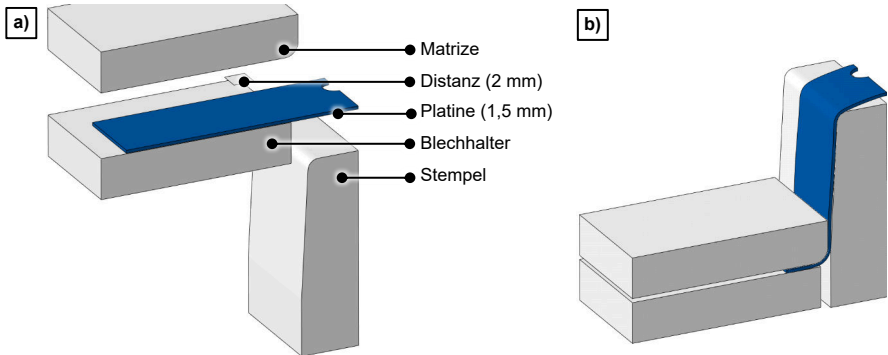


Abbildung 47: FE-Modell des Umformprozesses, a) im Ausgangszustand und b) im unteren Totpunkt der Matrizenbewegung.

Das plastische Verhalten des Blechs wird mithilfe von temperaturabhängigen Fließkurven modelliert, die zusammen mit weiteren Materialkennwerten für Blech und Werkzeug in Anhang 9.5 aufgeführt sind.

Sowohl die Blech- als auch die Werkzeugtemperaturen werden zu Beginn der Simulation auf ein homogenes Temperaturfeld eingestellt. Der Wärmeübergang zwischen Blech und Werkzeug wird mit einem druckabhängigen IHTC nach Liu et al. [LIU17b] modelliert, siehe Abbildung 8a.⁶ Die Werkzeugbewegung im FE-Umformschritt wird der experimentellen Bewegungskurve in Abbildung 19 auf Seite 60 angenähert (Schritte II und III). Der Schließvorgang des Blechhalters (Schritt I) wird auf 0,01 s verkürzt, um die Simulationszeit zu reduzieren. Die Anfangstemperatur zu Beginn des Umformschrittes wird so gewählt, dass der simulierte Temperaturverlauf den gemessenen Temperaturverlauf eines Blechs im Blechhalterbereich über die Dauer eines Umformvorganges bestmöglich approximiert. Zusätzlich wird eine Massenskalierung mit dem Faktor 1000 vorgenommen. Weitere Modellparameter sind in Tabelle 5 angegeben.

⁶ Zum Zeitpunkt der Simulation lagen noch keine eigens ermittelten IHTC-Werte vor.

Tabelle 5: Modellparameter für die FE-Umformsimulation des Umformprozesses.

Kontaktmodellierung:	exponentiell weich, kinematisch $p(5 \mu\text{m}) = 0 \text{ MPa}$ $p(0 \mu\text{m}) = 3 \text{ MPa}$ Kontaktdämpfung 0.1	Reibwerte:	0,01; 0,1; 0,2; 0,3; 0,4(Coulomb)
Elemente:	C3D8T Blech: $0.75 \times 0.75 \times 0.5 \text{ mm}^3$ (l x w x h) Matrizenradius: $0.5 \times 2 \times 0.5 \text{ mm}^3$ (l x w x h)	Solver:	explizit

Die einzelnen Reibwerte werden jeweils für das gesamte Modell konstant gehalten. Eine Konvergenzanalyse führt zu der festgelegten Elementgröße. Eine Kontaktdämpfung von 0,1 reduziert das Lösungsrauschen, ohne das Stempelkraftniveau zu beeinflussen, was durch eine Vergleichsstudie sichergestellt wurde. Die Stempelkraft wird aus der Reaktionskraft des Stempels ermittelt, die vom symmetrischen Viertelmodell zum Vollmodell skaliert wird.

Ergebnisse

Die FE-basierten Stempelkraftverläufe über der Umformzeit sind in Abbildung 48 für verschiedene Umformtemperaturen und Reibwerte dargestellt. Erwartungsgemäß führt eine Erhöhung des Reibwertes zu höheren Rückhaltekräften am Matrizenradius und damit zu höheren Stempelkräften. In absoluten Werten: Bei Raumtemperatur beträgt die reibwertbedingte Stempelkraftzunahme ca. 11,6 kN bei 0,4 s. Beim Halbwarmumformen sind es 7,9 kN und beim Warmumformen 6,2 kN. Der Grund für diesen unterschiedlichen Stempelkraftanstieg liegt in der temperaturbedingten Abnahme der Fließspannung des Aluminiums, die wiederum die Flächenpressung und damit die Reibungskomponente der Stempelkraft verringert. Die Zunahme der Stempelkraft über der Zeit (d. h. über dem Werkzeughub) lässt sich durch die Zunahme des Biegewinkels am Matrizenradius und damit der Umformarbeit erklären. Bei höheren Umformtemperaturen ist ein Teil der Zunahme der Stempelkraft über der Zeit auf die Abkühlung des Blechs während des Prozesses zurückzuführen, wodurch die temperaturabhängige Fließspannung des Aluminiumblechs zunimmt.

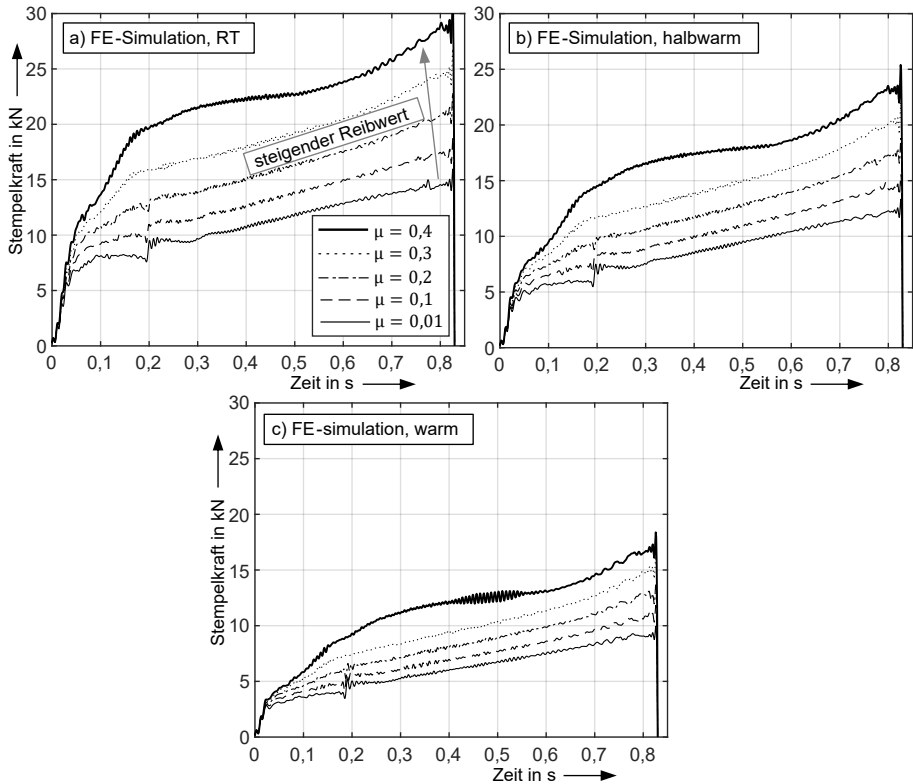


Abbildung 48: FE-Stempelkräfte bei unterschiedlichen Reibwerten und Blechtemperaturen, a) Raumtemperatur, b) halbwarm, c) warm.

Der Sprung der Stempelkraft bei ca. 0,2 s bei niedrigen Reibwerten (insbesondere $\mu = 0,01$) ist auf den plötzlichen Kontakt des Aluminiumblechs mit der Stempelwand zurückzuführen, wodurch sich die Kinematik des Umformprozesses ändert. Bei höheren Reibwerten (z. B. $\mu = 0,4$) wird der Kontakt aufgrund einer höheren Reibkraft, die die Zarge des Aluminiumblechs begründet, sanfter eingeleitet, siehe Abbildung 49. Insgesamt stimmen die FE-Ergebnisse mit den Erwartungen überein, die sich aus den grundlegenden Kenntnissen der temperaturabhängigen Werkstoffdaten und des Reibungsverhaltens im Zusammenhang mit Blechumformprozessen ergeben.

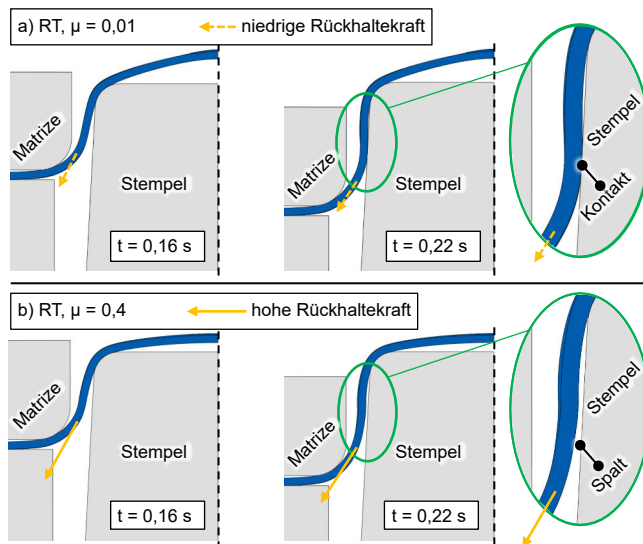


Abbildung 49: Blech-Stempel-Kontakt in der FE-Umformsimulation bei Raumtemperatur für a) einen niedrigen Reibwert und b) einen hohen Reibwert.

6.3.3 Übertragbarkeit des Streifenziehversuchs auf die FE-Simulation

In den folgenden Abschnitten wird die Übertragbarkeit der Reibwerte aus den Streifenziehversuchen auf den Realprozess untersucht. Dazu werden die experimentell ermittelten Stempelkräfte verschiedener Schmierstoffe mit den FE-Stempelkräften verschiedener Reibwerte verglichen. Der Vergleich erfolgt in Abhängigkeit der Blechtemperatur. Die orange/gelb hervorgehobenen Stempelkraftverläufe in Abbildung 51 bis Abbildung 56 stellen die aus dem Streifenziehversuch vorhergesagten Reibwerte für den jeweiligen Schmierstoff dar. Die experimentellen Stempelkräfte sind als Mittelwertverlauf aus drei Versuchen dargestellt; die blau schattierten Hüllkurven zeigen die maximal und minimal gemessenen Stempelkräfte zu jedem Messzeitpunkt.

Die Reibwerte aus den Streifenziehversuchen sind in Abbildung 50 zusammengefasst und stellen die Mittelwerte sowohl aus dem verschleißfreien Ziehweg als auch aus dem Ziehweg nach Verschleißbeginn dar. Die Werte für Mineralöl, Polymer und Bornitrid bei 3 MPa und 5 MPa stammen aus den Streifenziehversuchen in Abschnitt 6.2.3. Die übrigen Reibwerte wurden separat ermittelt.

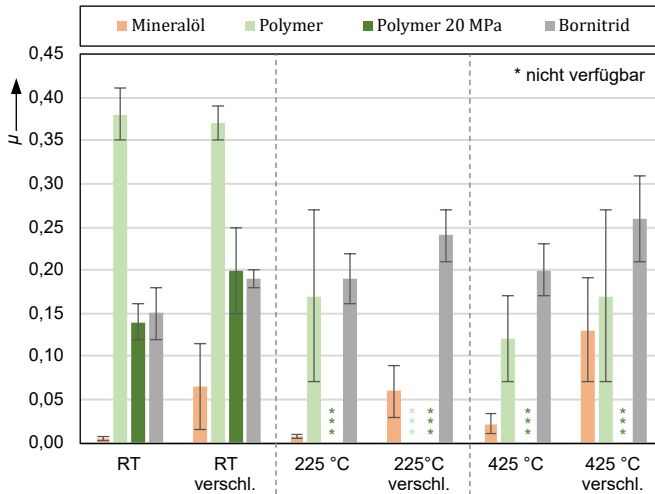


Abbildung 50: Reibwerte aus dem Streifenziehversuch mit Werkzeugschmierung bei 5 MPa (RT und 225 °C) und 3 MPa (425 °C) im verschleißfreien Zustand und nach Verschleißbeginn (verschl.).

Eine allgemeine Tendenz der Streifenziehversuche ist ein Anstieg der Reibwerte mit der Anfangstemperatur des Blechs und auch nach Verschleißbeginn. Eine Ausnahme bildet der Polymerschmierstoff, dessen Reibwert mit steigender Temperatur abnimmt. Während eines einzelnen Streifenziehversuchs steigt die mittlere Temperatur in der Reibungszone durch das Einziehen von erwärmtem Aluminiumblech an. Ein ähnliches Verhalten, wenn auch in abgeschwächter Form, wird für den Polymer-Streifenziehversuch bei 20 MPa und Raumtemperatur aufgrund der Reibungswärme erwartet. Im Fall des Polymers gibt es also zwei gegenläufige Phänomene in Bezug auf die Reibwertentwicklung über dem Ziehweg: Eine Abnahme des Reibwertes mit der Temperatur und eine Zunahme des Reibwertes durch Verschleiß.

Umformung bei Raumtemperatur

Die experimentellen und FE-basierten Ergebnisse bei Raumtemperatur für Mineralöl sind in Abbildung 51a dargestellt und zeigen eine ausgezeichnete Übereinstimmung. Daraus kann geschlossen werden, dass für das Mineralöl die Reibwerte aus dem Streifenziehversuch auf die FE-Umformsimulation übertragen werden können. Es ist anzumerken, dass in der Simulation ein Reibwert unter oder etwas über 0,01 die Stempelkraft nicht wesentlich verändert, was am Ende dieses Abschnitts diskutiert

wird. Dies wird auch durch die geringe Streuung der experimentellen Stempelkraft in Abbildung 51a deutlich.

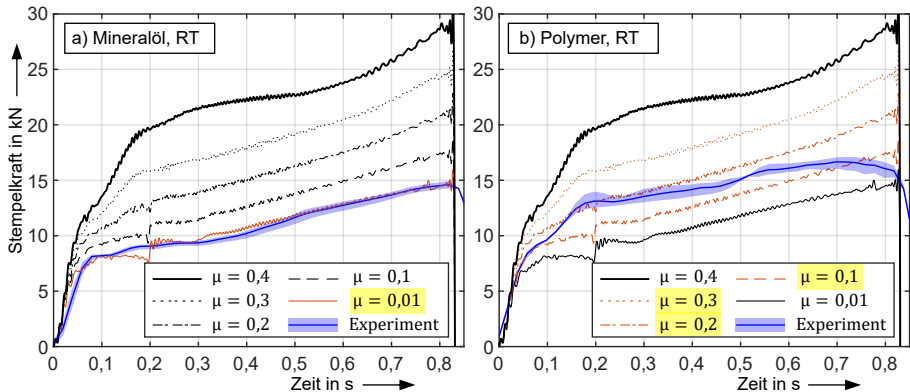


Abbildung 51: Vergleich der experimentellen und FE-basierten Stempelkräfte bei Raumtemperatur mit a) Mineralöl und b) Polymer. Die gelb/orange hervorgehobenen Reibwerte stellen die vorhergesagten Reibwerte aus dem Streifenziehversuch dar.

Für das Polymer bei Raumtemperatur ist das Ergebnis des Vergleichs nicht so eindeutig wie für das Mineralöl. Abbildung 51b zeigt, dass der im Streifenziehversuch bei 5 MPa ermittelte Reibwert von 0,4 im Umformversuch nicht erreicht wird. Dies kann durch höhere Druckspitzen am Matrizenradius erklärt werden, die den angestrebten Betriebsbedingungen eines Massivumformschmierstoffes wie dem Polymer näherkommen. Eine höhere Flächenpressung führt zu einer höheren Reibungswärme und damit zu einer höheren Kontakttemperatur im Umformprozess. (Abbildung 50 zeigt eine deutliche Abnahme des Reibwertes des Polymers mit steigender Temperatur.) Die Streifenziehversuche bei 20 MPa führen zu einer besseren Annäherung der Reibwerte aus dem Streifenziehversuch an die Umformbedingungen. Dies kann sowohl durch die Annäherung an die vorgesehenen Betriebsbedingungen des Schmierstoffes als auch durch die höhere Reibungswärme, und damit geringere Reibung, im Vergleich zu den Ergebnissen bei 5 MPa erklärt werden. Eine weitere Beobachtung ist der Drift des experimentellen Reibwertes (ermittelt aus dem Stempelkraftverlauf) zwischen 0,2 zu Beginn des Umformprozesses und 0,1 nach ca. 0,7 s. Dieses Verhalten kann auch durch eine Erhöhung der Kontakttemperatur (geringere Reibung) im Verlauf des Umformprozesses erklärt werden. Ein Zeitpunkt für das Ende des verschleißfreien Ziehwegs lässt sich aus den Ergebnissen in Abbildung 51b im Vergleich zu den Markierungen im Zargenbereich in Abbildung 45

auf Seite 97 nicht schlüssig ableiten. Der leichte Anstieg des Reibwertes bei 0,15 s in Abbildung 51b könnte auf ein Abtragen des Polymerschmierstoffes von Teilen des Matrizenradius hindeuten. Untersuchungen im Streifenziehversuch zeigen, dass insbesondere bei Raumtemperatur unter kombinierter Normal- und Reibbelastung das Polymer von der Werkzeugoberfläche abgetragen wird, siehe Abbildung 36b Seite 85.

Die Ergebnisse der Stempelkräfte von Bornitrid sind in Abbildung 52a dargestellt und zeigen eine gute Übereinstimmung mit den Streifenziehversuchen. In den Streifenziehversuchen löste sich das Bornitrid in einem unregelmäßigen Muster von der Werkzeugoberfläche und zeigte auch im verschleißfreien Ziehweg eine hohe Streuung, siehe Abbildung 38 Seite 87. Die Variation der experimentellen Stempelkräfte zwischen 0,2 s und 0,6 s in Abbildung 52a deutet auf ein analoges Verhalten hin.

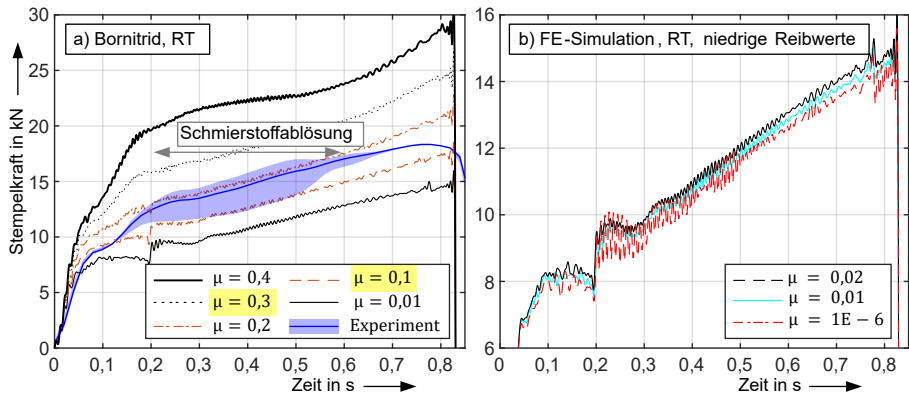


Abbildung 52: a) Vergleich der experimentellen und FE-basierten Stempelkräfte bei Raumtemperatur mit Bornitrid, b) FE-basierte Stempelkräfte bei Raumtemperatur mit niedrigen Reibwerten (Achtung: Unterschiedliche Skalierung der y-Achse).

Nachfolgend wird die Frage diskutiert, warum die Reibwerte aus den Streifenziehversuchen mit Normalspannungen von 5 MPa und 3 MPa für Öl und Bornitrid geeignet sind, während nur die 20 MPa-Reibwerte für die Umformversuche mit Polymer eine gute Übereinstimmung zeigen. In Abschnitt 6.2.2 zeigt Polymer eine signifikante Abnahme der Reibwerte im Streifenziehversuch mit steigender Kontakttemperatur. Diese Abnahme ist unabhängig davon, ob die Kontakttemperatur durch die Verwendung von Blechstreifen mit höherer Temperatur oder durch Werkzeuge mit höherer Temperatur erhöht wird. Es wird vermutet, dass die höhere

Reibungswärme, die durch die höhere Kontaktnormalspannung erzeugt wird, auch die Reibwerte des Polymers verringert. In Bezug auf die Kontaktnormalspannung selbst (ohne Berücksichtigung einer damit verbundenen Erhöhung der Reibungswärme) ist anzumerken: Aus der Literatur ist bekannt, dass bei Ölschmierstoffen die Reibwerte mit steigender Kontaktnormalspannung sowohl bei niedrigen bis mittleren [FIL11] als auch bei hohen Normalspannungen [VOL08] abnehmen. In den Streifenziehversuchen dieser Arbeit ist der Reibwert des Mineralöls jedoch bereits bei 3 MPa und bei 5 MPa sehr niedrig. Selbst wenn Streifenziehversuche bei 20 MPa einen niedrigeren Reibwert ergäben, hätte dies keinen Einfluss auf die Übereinstimmung der experimentellen und FE-Stempelkraftverläufe in Abbildung 51a. Der Grund dafür ist, dass eine Verringerung des Reibwertes in der FE-Simulation auf $\mu < 0,01$ die Stempelkraft nicht wesentlich verändert (aber das Lösungsrauschen erhöht), siehe Abbildung 52b.

Mit anderen Worten, für das Mineralöl würde die experimentelle Stempelkraft auch mit den Reibwerten aus 20 MPa-Streifenziehversuchen übereinstimmen. Die gleiche Schlussfolgerung kann für das Bornitrid gezogen werden, das in eigenen Untersuchungen bereits in 10 MPa-Streifenziehversuchen eingesetzt wurde, wobei keine signifikante Änderung des Reibwertes im Vergleich zu Versuchen mit geringerer Normalspannung festgestellt wurde [SCH22* c].

Halbwarmumformung

Bei der Halbwarm-Umformtemperatur liegt die experimentelle Stempelkraft für das Mineralöl am oberen Ende der aus der FE-Simulation vorhergesagten Stempelkraft mit den hervorgehobenen Reibwerten aus den Streifenziehversuchen, siehe Abbildung 53. Mögliche Erklärungen hierfür sind die temperaturabhängige Modellierung der Fließspannung des Aluminiums mit Unsicherheiten zwischen Raumtemperatur und 200 °C (siehe Anhang 9.5) sowie die unterschiedlich großen Kontaktflächen zwischen den Streifenziehversuchen (große Kontaktfläche) und dem Matrizenradius (kleine Kontaktfläche). In der Literatur wird über einen Größeneinfluss der Kontaktfläche auf die Reibung berichtet, sowohl im ölgeschmierten Streifenziehversuch [REC18] als auch im Zylinderdruckversuch [GUO09]. In beiden Fällen führen kleinere Kontaktflächen, wie sie im Umformversuch vorliegen, zu höheren Reibwerten.

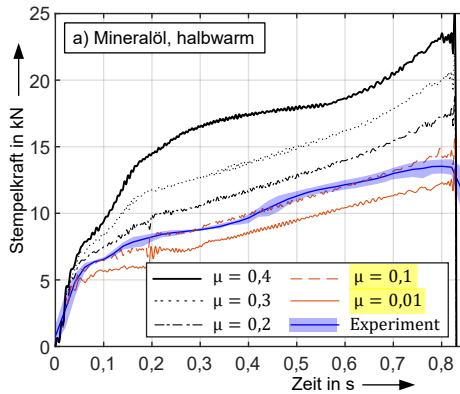


Abbildung 53: Vergleich der experimentellen und FE-basierten Stempelkräfte in der Halbwarmumformung mit Mineralöl.

Für das Bornitrid und das Polymer liegen die experimentellen Stempelkräfte zu Beginn der Umformung im erwarteten Bereich, übersteigen aber nach 0,1 s bis 0,2 s die entsprechenden FE-Stempelkräfte, siehe Abbildung 54. Im Gegensatz zum Mineralöl ist jedoch der Verschleiß bei den Umformversuchen mit Bornitrid und Polymer größer als bei den Streifenziehversuchen, was die vergleichsweise höheren experimentellen Stempelkräfte erklärt. Daher ist im Fall von Bornitrid und Polymer ein direkter Vergleich der Reibwerte aus dem Streifenziehversuch mit den Reibwerten aus der experimentellen bzw. FE-Stempelkraft problematisch.

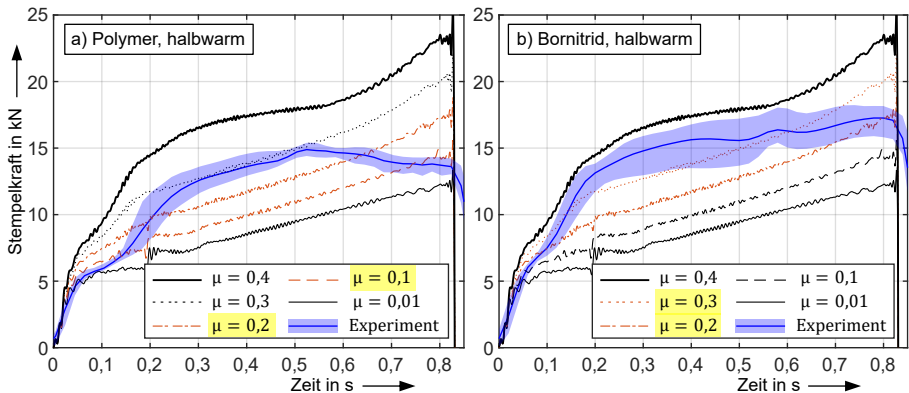


Abbildung 54: Vergleich der experimentellen und FE-basierten Stempelkräfte in der Halbwarmumformung mit a) Polymer und b) Bornitrid.

Um diese Vergleichbarkeit zu verbessern, sind weitere Schmierstoffentwicklungen erforderlich, die sowohl im Streifenziehversuch als auch in den Umformversuchen (zumindest für die Dauer der Untersuchungen) die Verschleißbildung verhindern. Erst wenn in beiden Prozessen nicht bereits im ersten Versuchsdurchgang Verschleiß auftritt, ist eine weitergehende Diskussion des Einflusses der Kontaktbedingungen auf die Reibwerte und deren Übertragbarkeit vom Streifenziehversuch auf reale Umformprozesse sinnvoll.

Warmumformung

Bei den Warmumformversuchen mit Mineralöl und Polymer liegen die experimentellen Stempelkraftverläufe meist zwischen den entsprechenden Stempelkraftverläufen aus den FE-Analysen, siehe Abbildung 55. Dies deutet auf eine gute Übertragbarkeit der Reibwerte aus den Streifenziehversuchen auf den Realprozess hin.

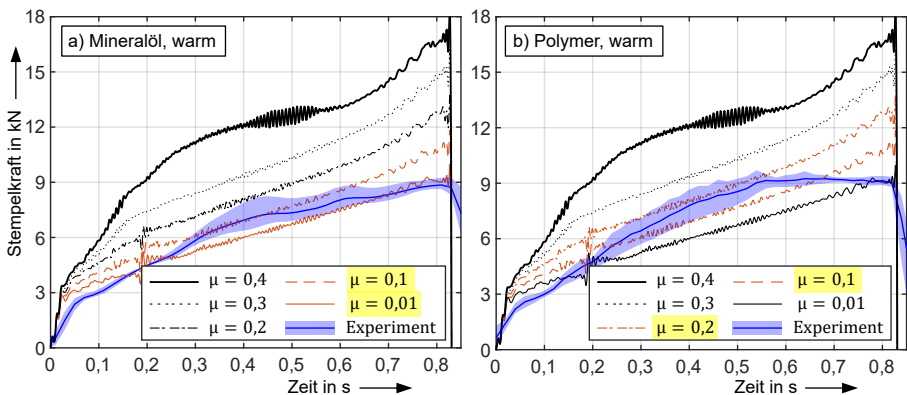


Abbildung 55: Vergleich der experimentellen und FE-basierten Stempelkräfte in der Warmumformung mit a) Mineralöl und b) Polymer.

Bei der Verwendung von Bornitrid übersteigt die experimentelle Stempelkraft die erwartete FE-Stempelkraft, siehe Abbildung 56. Dies kann durch einen höheren Verschleiß am Matrizenradius während des Umformprozesses im Vergleich zu den Streifenziehversuchen erklärt werden. Bei den Streifenziehversuchen führt eine lokale Schädigung der Schmierstoffschicht nicht zwangsläufig zu einem direkten metallischen Kontakt des Aluminiums und der Werkzeugbacke bzw. zu einem erhöhten Reibwert, da die umgebenden inkompressiblen Schmierstoffpartikel eine Stützwirkung aufweisen. Der Matrizenradius des Umformprozesses ist jedoch

anfälliger für lokale Normalkraftspitzen [GRO04], die zu einem direkten metallischen Kontakt und damit zu erhöhtem Verschleiß und erhöhter Reibung führen.

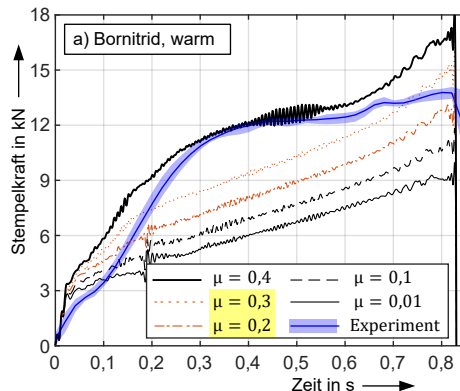


Abbildung 56: Vergleich der experimentellen und FE-basierten Stempelkräfte in der Warmumformung mit Bornitrid.

6.3.4 Fazit zur Validierung des Streifenziehversuchs

Forschungsfrage 4: Inwieweit lassen sich die Ergebnisse aus dem tribologischen Modellversuch validieren und auf reale Umformprozesse übertragen?

Die Übertragbarkeit der Ergebnisse aus dem Streifenziehversuch auf den realen Umformprozess hängt stark von den Versuchsbedingungen, insbesondere vom verwendeten Schmierstoff ab. Die Ergebnisse aus Streifenziehversuch, Umformsimulation und Umformversuch lassen sich in einigen Fällen schlüssig zusammenführen (z. B. Reibung von Mineralöl und Bornitrid bei Raumtemperatur sowie Mineralöl und Polymer bei Warmumform-Temperatur). Die Verschleißergebnisse sind jedoch weniger gut übertragbar, was auf die unterschiedlichen Bedingungen zwischen Streifenziehversuch und Realprozess zurückzuführen ist: Bei reiner Werkzeugschmierung hängt die verschleißmindernde Wirkung des Schmierstoffs stark von seiner Fähigkeit ab, unmittelbar vor der Umformung bzw. vor dem Gleitvorgang bei niedriger Flächenpressung vom Werkzeug auf die Platine überzugehen. Dieser Aspekt wird im Streifenziehversuch und auch in anderen Tribometern bisher nicht berücksichtigt.

Eine zukünftig bessere Übertragbarkeit der Verschleißergebnisse des Streifenziehversuchs ist durch die Verwendung einer Zylinder-Ebene-Geometrie zu

erwarten, die die Kontaktverhältnisse am Ziehradius besser abbildet. Des Weiteren sollte die initiale Blechtemperatur im Streifenziehversuch besser an die Blechtemperatur des Realprozesses angepasst werden.

6.4 Fazit zur Entwicklung des tribologischen Modellversuchs

Forschungsfrage 1: Welche zentralen Merkmale sollte eine allgemein anwendbare Entwicklungsmethodik für Modellversuche in der Umformtechnik aufweisen?

Die in Kapitel 6 vorgestellte Entwicklung eines tribologischen Modellversuchs für die nicht-isotherme Aluminium-Blechumformung orientiert sich maßgeblich an der in Kapitel 5 vorgestellten Entwicklungsmethodik. Die systematische Versuchsentwicklung mit dem Schwerpunkt der Eigenschaftsabsicherung erweist sich als geeignet, um die drei vorgestellten grundlegenden Merkmale eines Modellversuchs (Aufwand für Entwicklung und Nutzung, Beobachtbarkeit von Vorgängen und Phänomenen sowie (universelle) Übertragbarkeit der Versuchsergebnisse auf Realprozesse) zu analysieren und transparent zu bewerten:

- Trotz des vermeintlich einfachen Versuchskonzeptes eines Streifenziehversuchs mit Flachbacken erweisen sich die Konstruktion und die Interpretierbarkeit der Ergebnisse als komplexes Unterfangen. Insbesondere der Temperaturführung kommt eine zentrale Bedeutung zu. Einerseits sind sorgfältig abgestimmte konstruktive Maßnahmen erforderlich, um eine effiziente und schnelle Versuchsdurchführung mit der temperaturempfindlichen Messtechnik in Einklang zu bringen. Andererseits tritt mit hohen, zeitlich veränderlichen Temperaturen und der daraus resultierenden Belastung für temperatursensitive Tribosysteme eine zeitliche Komponente in den Vordergrund, die Herausforderungen bei der Interpretierbarkeit der Ergebnisse hervorbringt.
- Insbesondere die nicht-isotherme Temperaturführung im Streifenziehversuch, d. h. die Kombination von heißem Blech und kaltem Werkzeug, erschwert die Abbildung realer Prozessbedingungen. In der derzeitigen Ausbaustufe des Streifenziehversuchs beschränkt sich die thermische Ähnlichkeit auf die initialen Temperaturen und Wärmekapazitäten von Blech und Werkzeug (sowie auf die üblichen Belastungen wie Druck, Geschwindigkeit und Ziehweg). Die Beobachtbarkeit der auftretenden Phänomene steht in engem Zusammenhang

mit deren Interpretierbarkeit und Übertragbarkeit auf Realprozesse. Alle drei Aspekte werden im Rahmen der methodisch fokussierten Eigenschaftsabsicherung beleuchtet.

- Die transparente Analyse der Übertragbarkeit der Streifenziehversuchsergebnisse auf einen Realprozess zeigt die Schwachstellen des Streifenziehversuchs, aber auch anderer Modellversuche auf. Auch wenn diese nur mit erheblichem konstruktivem Aufwand zu beheben sind, z. B. durch Abbildung eines vorläufigen Schmierstoffübertrags vom Werkzeug auf das Blech, stellen sie wichtige Erkenntnisse für die Auslegung von Realprozessen dar.

Insgesamt ist festzuhalten, dass die Kombination von Streifenziehversuchen, FE-Umformsimulationen und Umformversuchen das Gesamtverständnis für die Herausforderungen bei der Auslegung von nicht-isothermen Umformprozessen für Aluminiumbleche verbessert. In Anbetracht der umfangreichen Tribometerentwicklungen für die Blechumformung bei Raumtemperatur [SCH21* b] ist festzustellen, dass auf dem Gebiet der tribologischen Untersuchung von nicht-isothermen Aluminium-Blechumformprozessen noch viel Forschungsarbeit zu leisten ist. Einen Beitrag hierzu leistet die in Kapitel 7 beschriebene Untersuchung von Wärmeübergangskoeffizienten. Diese können bei der Untersuchung von Kontakttemperaturen eine zentrale Rolle einnehmen und zur realitätsnahen Ermittlung temperaturabhängiger Phänomene dienen.

7 IHTC-Modellversuch für die nicht-isotherme Blechumformung

In diesem Kapitel wird die Entwicklung eines Modellversuchs für die Ermittlung von IHTCs in der nicht-isothermen Blechumformung am Beispiel des Werkstoffs Aluminium beschrieben. Der IHTC-Modellversuch umfasst als Subsysteme einen Thermoelement-Modellversuch und ein analytisches Temperaturmodell. Ein Großteil der vorgestellten Erkenntnisse ist übertragbar auf die experimentelle Ermittlung von IHTCs anderer Materialien oder Prozesse, in denen zwei Festkörper unterschiedlicher Temperatur miteinander in Kontakt gebracht werden.

Der Entwicklungsschwerpunkt des IHTC-Modellversuchs liegt auf den Methoden zur Messung bzw. rechnerischen Ermittlung von Temperaturen. Hierbei wird insbesondere der Mehrwert der entwicklungsbegleitenden Modellierung aus dem V-Modell in Abschnitt 5.2 deutlich. In Abschnitt 7.1 erfolgt eine grundlegende Beschreibung des IHTC-Modellversuchs und seiner Subsysteme, gefolgt von der Verifikation in Abschnitt 7.2, die den Hauptteil von Kapitel 7 darstellt. Abschließend werden in Abschnitt 7.3 die Plausibilisierung der Versuchsergebnisse und die Validierungsmöglichkeiten des IHTC-Modellversuchs diskutiert.

7.1 Grundlagen des IHTC-Modellversuchs

Wie in Abschnitt 2.4.2 auf Seite 20f beschrieben, basieren Modellversuche zur Ermittlung von IHTCs für die Blechumformung in der Regel auf dem folgenden Konzept: Eine erwärmte Blechrunde wird zwischen zwei Stempeln bei Raumtemperatur unter Druck abgeschreckt, wobei die Temperaturen im Blech und in den Stempeln ermittelt werden. Dieser Ansatz orientiert sich an der Prozessführung der nicht-isothermen Blechumformung mit Werkzeugabschreckung. Beim alternativen statischen Verfahren liegt eine zeitlich längere thermische Belastung der Kontaktflächen über mehrere Minuten vor. Wesentliche Anforderungen sind in beiden Fällen eine zeitlich und örtlich möglichst homogene Kontaktnormalspannung und eine möglichst ungestörte eindimensionale Wärmeleitung in den Stempeln. Der in dieser

Arbeit entwickelte IHTC-Modellversuch soll alle in Abschnitt 2.4.2 beschriebenen IHTC-Methoden (Newton-, HBM-, ZD-, Beck- und statische Methode) abbilden, wobei der Schwerpunkt auf den dynamischen Methoden liegt, da diese prozessnah ausgerichtet und weit verbreitet sind. Ziel ist eine validierbare Ermittlung der Stempel-Oberflächentemperaturen, die die IHTC-Ergebnisse nicht verfälscht. Aufgrund der hohen Dynamik des Abschreckvorgangs sind darüber hinaus eine kurze Druckanstiegszeit und ein gutes dynamisches Verhalten der Ronden-Temperaturmessung gefordert, die ebenfalls die IHTC-Ergebnisse nicht verfälschen dürfen. An dieser Stelle sei auf die in Abbildung 12 auf Seite 43 dargestellten Hypothesen hingewiesen, die sich auf die oben genannten Anforderungen beziehen.

Der resultierende IHTC-Modellprüfstand ist in Abbildung 57a dargestellt. Die zylindrischen Stempel bestehen aus dem Warmarbeitsstahl *Uddeholm Unimax* mit einem Durchmesser von 40 mm, einer Höhe von 35,5 mm und einer Härte von 57 ± 1 HRC. Die Kontaktflächen sind plangeläpft und weisen eine Oberflächenrauheit von $R_z = 0,22 \mu\text{m} \pm 0,07 \mu\text{m}$ auf. Die Ronden aus EN AW-7075 haben eine Dicke von 1,5 mm und einen Durchmesser von 40 mm. Weitere Informationen sind in Kapitel 4 beschrieben. Die Rondentemperatur wird, wenn nicht ausdrücklich anders angegeben, mit einem geerdeten (grd) Thermoelement mit einem Nenndurchmesser von 0,5 mm gemessen. Dazu wird das Thermoelement in eine Bohrung mit $\varnothing 0,55$ mm eingesteckt, die radial 20 mm tief bis zum Mittelpunkt der Ronde gebohrt wurde. In Anlehnung an die Literatur in Anhang 9.2 erfolgt in Vergleichsversuchen die Messung mit einem isolierten (iso) 1 mm Thermoelement, das in eine 1,1 mm Bohrung eingesetzt wird. Die Stempeltemperaturen werden in allen Versuchen mit 0,5 mm grd-Thermoelementen gemessen. Die Thermoelemente werden hierfür mit Kupferpaste in 18 mm tief erodierte Bohrungen eingesetzt. Die Mittelpunkte der Bohrungen für die Oberflächen-Temperaturmessungen (HBM- und Beck-Methode) befinden sich $x = 0,75$ mm unterhalb der beiden Stempeloberflächen. Für die ZD-Methode werden zusätzliche Bohrungen und Thermoelemente des gleichen Typs $x = 2$ mm und $x = 4$ mm unter den Stempeloberflächen eingesetzt. Die Thermoelemente sind an einen *HBM Quantum MX840b* Messverstärker angeschlossen und werden mit einer Abtastrate von 600 Hz ausgelesen. Die Kontaktnormalspannung wird während des Versuchs mit einer Materialprüfmaschine vom Typ *Zwick Roell Allround-Line 100 kN* aufgebracht. Die Druckverteilung wird regelmäßig mit Druckmessfolie vom Typ *Fujifilm Prescale MS* kontrolliert, siehe Abbildung 57b.

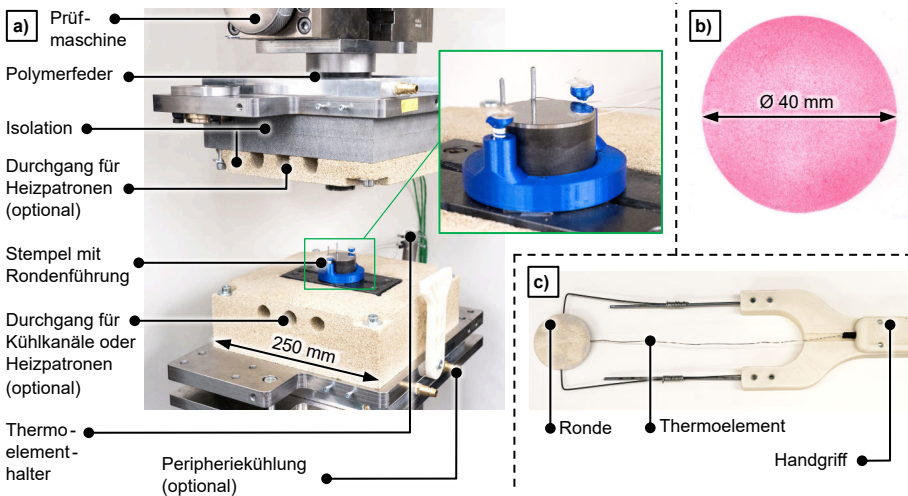


Abbildung 57: a) IHTC-Modellprüfstand, b) gemessene Druckverteilung bei 20 MPa, c) Haltevorrichtung mit Ronde und Thermoelement.

Vor dem IHTC-Versuch (d. h. dem Abschrecken der Ronde) werden die an der Haltevorrichtung befindlichen Rondens zwischen zwei Stahlheizplatten mit einer vernachlässigbaren Flächenpressung von ca. $0,01 \text{ MPa}$ auf $450 \text{ }^\circ\text{C}$ erwärmt. Der Transfer der Rondens von den Heizplatten zu den Stempeln erfolgt manuell mit einer speziell entwickelten Haltevorrichtung, siehe Abbildung 57c, die den konduktiven Wärmeabfluss aus der Ronde minimiert. Die Stempeloberflächen werden nach jedem Versuch mit 20 %iger Natronlauge gereinigt.

Der Druck zwischen der Ronde und den Stempeln wird aus dem Kraftsignal der Materialprüfmaschine berechnet, das parallel zu den Temperaturen mit demselben Messverstärker aufgezeichnet wird. Der zeitliche Verlauf der Kontaktkraft wird mit einer Verzögerung von $0,056 \text{ s}$ an den Messverstärker ausgegeben. Diese Zeitverzögerung ergibt sich aus dem Abgleich des Kraftsignals der Prüfmaschine mit einer Kraftmessdose vom Typ *HBM C9B* direkt zwischen den Stempeln. Alle Messungen in dieser Arbeit sind bereits um diese Verzögerung kompensiert. Aufgrund der hohen Dynamik des Abschreckvorgangs werden mit speziell angepassten PID-Regelparametern der Materialprüfmaschine in Kombination mit einer Polymerfeder im Kraftfluss kurze Kraft-Einregelzeiten (bzw. Druckanstiegszeiten) von $0,09 \text{ s}$ erreicht, siehe Abbildung 58. Der dargestellte gemittelte Druckverlauf aus drei Versuchen mit

einer schmalen und kaum sichtbaren min-max-Hüllkurve bestätigt die hervorragende Reproduzierbarkeit.

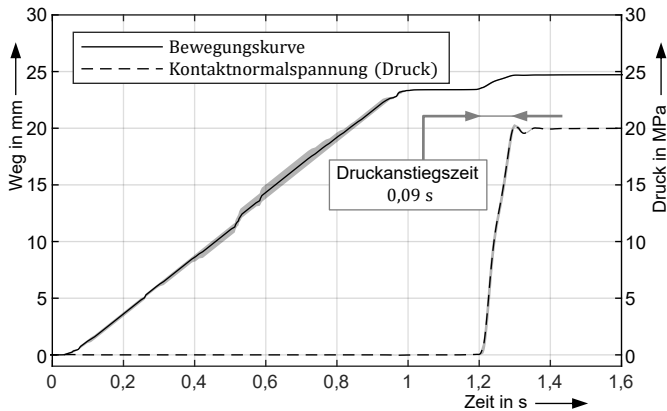


Abbildung 58: Bewegungskurve der Materialprüfmaschine und Druckanstieg im IHTC-Versuch (drei Versuche mit min-max-Hüllkurve).

Der Vollständigkeit halber sei darauf hingewiesen, dass mit dem in Abbildung 57 dargestellten IHTC-Modellprüfstand auch die statische IHTC-Methode umgesetzt werden kann. Dazu wird die Grundplatte des oberen Stempels (in der Abbildung durch die Isolierung verdeckt) mit Heizpatronen beheizt und die Grundplatte des unteren Stempels mit Wasser gekühlt. Während des Versuchs wird eine Isoliermanschette um die zusammengefahrenen Stempel gelegt, um einen eindimensionalen Wärmefluss zu ermöglichen. Es ist auch möglich, sowohl den oberen als auch den unteren Stempel zu erwärmen, um IHTCs mit kalten Ronden und warmen Stempeln zu ermitteln. Sowohl diese Methode als auch die statische IHTC-Methode werden im Rahmen dieser Arbeit nicht behandelt.

7.1.1 Thermoelement-Modellversuch

Bei den dynamischen IHTC-Methoden treten in der Ronde des IHTC-Modellversuchs hohe zeitliche Temperaturgradienten auf. Da diese mit Thermoelementen gemessen werden, wird ein Modellversuch für die Charakterisierung des dynamischen Verhaltens von Thermoelementen entwickelt. Als Versuchskonzept wird aufgrund des geringen Aufwandes für seine Umsetzung und Nutzung ein Eintauchtest gewählt. Der resultierende Modellprüfstand ist in Abbildung 59 dargestellt.

Für die Eintauchtests wird das zu testende Thermoelement auf dem Schlitten einer vertikalen Führungsschiene eingespannt. Das Thermoelement wird mit einem Heißluftgebläse auf eine Temperatur von ca. 450 °C erwärmt und unmittelbar danach in einen Block aus EN AW-7075 bei Raumtemperatur (alternativ in ein Wasserbad) eingetaucht. Der Endanschlag des Schlittens wird so eingestellt, dass die Spitze des Thermoelements den Boden der Bohrung berührt und das Thermoelement während des Eintauchtests nicht abknickt oder bricht. Die Bohrungsdurchmesser im Aluminiumblock betragen 0,55 mm und 1,1 mm, da kleinere Durchmesser ein schnelles Einführen der 0,5 mm bzw. 1 mm Thermoelemente verhindern. Außerdem wird in der Literatur häufig ein Bohrungsdurchmesser von 1,1 mm für die Messung der Blechtemperatur verwendet, siehe Anhang 9.2. Die Tiefe der Bohrungen ist auf 10 mm begrenzt, da tiefere Bohrungen ebenfalls zu einem Abknicken der 0,5 mm Thermoelemente führen, bevor sie den Boden der Bohrung erreichen.

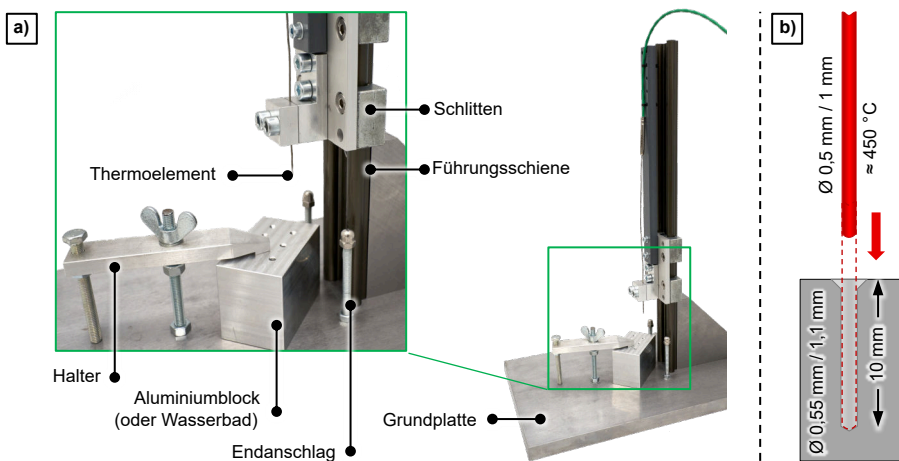


Abbildung 59: a) Thermoelement-Modellversuch als Eintauchtest für die Ermittlung von Zeitkonstanten in Aluminium (alternativ in Wasser), b) schematische Ansicht von Thermoelement und Aluminiumblock.

Das Ausgangssignal des eingetauchten Thermoelements stellt in guter Näherung eine Sprungantwort dar, aus der die Zeitkonstanten des Thermoelements in Wasser und Aluminium bestimmt werden. Die Datenaufzeichnung in den Eintauchversuchen erfolgt mit einem Messverstärker vom Typ *HBM Quantum MX840b* mit einer Abtastrate von 1200 Hz.

7.1.2 Analytisches Temperaturmodell des IHTC-Modellversuchs

Das analytische Temperaturmodell dient zur Untersuchung des Temperatur-Zeit-Verhaltens der Ronde und des Thermoelements in der Ronde während des Abschreckvorgangs im IHTC-Modellversuch. Das Modell bietet die Möglichkeit, spezifische experimentelle Randbedingungen und Annahmen aus den dynamischen IHTC-Methoden zu berücksichtigen und deren Einfluss auf die resultierenden IHTCs zu untersuchen. Ein Vorteil des Modells gegenüber dem Experiment ist, dass die Ursache-Wirkungs-Beziehungen mathematisch beschrieben und damit direkt nachvollziehbar sind. Insbesondere kann der Einfluss des Thermoelement-Durchmessers auf die Messung zeitlich veränderlicher Temperaturen untersucht werden. Ein allgemeines Temperatursystem erster Ordnung mit den Eingangs- und Ausgangstemperaturen T_{in} und T_{out} und der Zeitkonstante τ ist in Abbildung 60a dargestellt. Das Temperaturmodell des IHTC-Modellversuchs wird durch die Kombination zweier Systeme erster Ordnung gebildet, nämlich eines Modells für die Ronde und eines Modells für das Thermoelement in der Ronde, siehe Abbildung 60b.

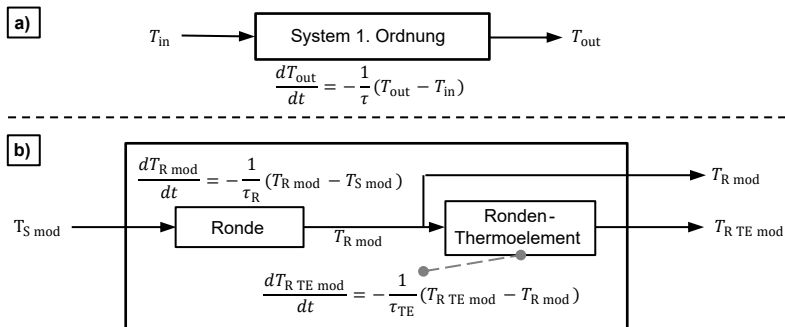


Abbildung 60: a) Allgemeines Temperatursystem erster Ordnung, b) Temperaturmodell des IHTC-Modellversuchs als Kombination aus zwei Systemen erster Ordnung.

Das Rondenmodell basiert auf der Annahme der Ronde als konzentrierte Wärmekapazität, siehe Abschnitt 2.4.3. Mit anderen Worten: Mit der Zeitkonstante τ_R wird die Ronde nach dem Newtonschen Abkühlungsgesetz modelliert, siehe Gleichung (8) auf Seite 23. Die Modellierung des Thermoelements als System erster Ordnung mit einer Zeitkonstante τ_{TE} ist gängige Praxis bei der Modellierung von Thermoelementen [BER14a]. Entsprechend dem Versuchsaufbau dient die Werkzeugtemperatur $T_{S\ mod}$ als Systemeingang (oder Randbedingung) für das Rondenmodell. Der Temperaturexit $T_{R\ mod}$ des Rondenmodells dient als Eingang

für das Thermoelement-Modell, da im Experiment die Rondentemperatur mit einem in die Ronde eingesetzten Thermoelement gemessen wird. Der Ausgang des Thermoelement-Modells ist die Temperatur $T_{R\ TE\ mod}$, d. h. das modellierte Äquivalent einer im Versuch gemessenen Rondentemperatur $T_{R\ mess}$.

Bei der Verwendung des Modells werden τ_R und τ_{TE} durch Anpassung des Modellausgangs $T_{R\ TE\ mod}$ an ein Rondentemperatursignal aus einem realen Experiment $T_{R\ mess}$ ermittelt. Die Zeitkonstante τ_{TE} wird auch mit der Zeitkonstante aus Thermoelement-Eintauchtests verglichen. Aus einem Ausgang des Modells $T_{R\ mod}$ oder $T_{R\ TE\ mod}$ in Kombination mit der modellierten Stempel-Oberflächentemperatur $T_{S\ mod}$ lassen sich mit Gleichung (10) auf Seite 23 zwei verschiedene Arten von IHTCs berechnen. Erstens *ideale* IHTCs als Funktion von $T_{R\ mod}$ und zweitens IHTCs als Funktion von $T_{R\ TE\ mod}$, die das dynamische Verhalten des Thermoelements berücksichtigen.

7.2 Verifikation des IHTC-Modellversuchs

Die Verifikation bezieht sich in Abschnitt 7.2.1 auf die Anforderung, dass die Temperaturmessung der Ronde den zeitlichen Temperaturverlauf der Ronde korrekt erfasst. In Abschnitt 7.2.2 wird die IHTC-Methoden-spezifische Ermittlung der Stempel-Oberflächentemperatur und deren Einfluss auf den IHTC untersucht. Als dritter Schwerpunkt wird in Abschnitt 7.2.3 der Einfluss experimenteller Randbedingungen und Parameter in der Datenauswertung auf die ermittelten IHTCs untersucht. Die drei genannten Abschnitte behandeln somit die ersten drei Hypothesen aus Abschnitt 3.2.2 auf Seite 43. Zum besseren Verständnis der im Folgenden mehrfach dargestellten IHTC-Verläufe über der Zeit bzw. über der Abschreck-Rondentemperatur sei auf Abbildung 12 verwiesen (ebenfalls Abschnitt 3.2.2).

7.2.1 Ronden-Temperaturmessung im IHTC-Modellversuch

Zu Beginn dieses Abschnitts werden die Zeitkonstanten verschiedener Thermoelement-Varianten ermittelt. Es folgen Experiment- und modellbasierte IHTC-Untersuchungen und abschließend eine Diskussion zur Kompensation von Thermoelement-Zeitkonstanten.

Ermittlung von Thermoelement-Zeitkonstanten

Für die Eintauchversuche in Wasser werden 106 Messungen von 36 Thermoelementen und für die Eintauchversuche in Aluminium 36 Messungen von 12 Thermoelementen ausgewertet. Abbildung 61 zeigt die Thermoelement-Zeitkonstanten in Wasser ($\tau_{TE\text{ Wasser}}$) und Aluminium ($\tau_{TE\text{ Alu}}$) für 0,5 mm und 1 mm Thermoelemente in den Varianten grd und iso. Bei gleicher Ausführung (entweder grd oder iso) nimmt die Zeitkonstante mit abnehmendem Durchmesser, d. h. mit der thermischen Trägheit ab.

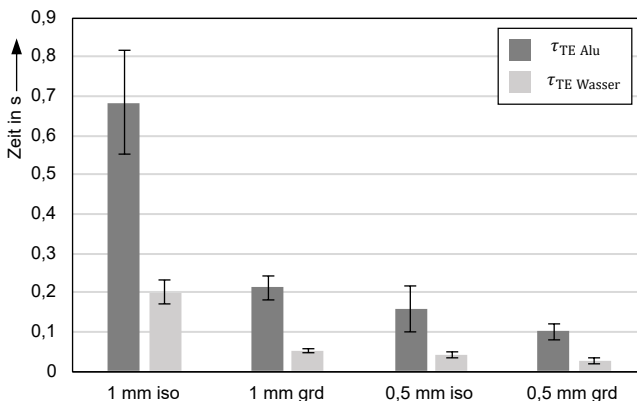


Abbildung 61: Thermoelement-Zeitkonstanten in Aluminium und Wasser, experimentell ermittelt im Eintauchversuch mit verschiedenen Thermoelement-Ausführungen (grd und iso beziehen sich auf geerdete bzw. isolierte Mantelthermoelemente).

Die Zeitkonstanten in Aluminium sind für alle getesteten Thermoelemente höher als die Zeitkonstanten in Wasser. Dies kann durch einen geringeren Wärmeübergang zwischen Thermoelement und Aluminium im Vergleich zu Thermoelement und Wasser erklärt werden. Die 1 mm iso-Thermoelemente weisen die schlechtesten dynamischen Eigenschaften auf, was sich in den mit Abstand höchsten Zeitkonstanten sowohl in Aluminium als auch in Wasser widerspiegelt. Gründe hierfür sind die vergleichsweise hohe thermische Trägheit und die Isolierung zwischen Thermoknoten und Mantel. Darüber hinaus weisen die 1 mm iso-Thermoelemente die größte Standardabweichung aller getesteten Thermoelemente auf. Dies lässt sich durch eine größere mögliche Abweichung bei der Positionierung des Thermoknotens im Thermoelement erklären, wodurch sich die effektive Dicke der elektrischen und gleichzeitig auch thermischen Isolierung zwischen Thermoknoten und Mantel ändert. Typische Isolationsmaterialien sind MgO- und Al_2O_3 -Pulver, die beide eine geringe

Wärmeleitfähigkeit im Vergleich zu Aluminium oder Stahl aufweisen [BER14c]. Neben der schwankenden effektiven Dicke kann auch die Isolationsschicht selbst durch Änderungen der chemischen Zusammensetzung oder des Verdichtungsgrades des Pulvers gestört sein. Wie die 1 mm iso-Thermoelemente, weisen auch die 0,5 mm iso-Thermoelemente im Vergleich zu ihren geerdeten Gegenstücken eine höhere Standardabweichung auf.

Es ist zu beachten, dass die Thermoelemente beim Eintauchen in den Aluminiumblock keinen perfekten Temperatursprung erfahren. Der Grund dafür ist die vorzeitige Abkühlung des Thermoelements während des Eintauchvorgangs, bevor die Spitze des Thermoelements den Boden der Bohrung berührt. Dieses Phänomen erhöht die gemessene Zeitkonstante im Eintauchversuch, die daher größer sein sollte als die Zeitkonstante in der Einbausituation im IHTC-Versuch.

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass von den getesteten Thermoelementen die 0,5 mm grd-Thermoelemente das beste dynamische Verhalten zeigen und daher für die meisten Temperaturmessungen in dieser Arbeit verwendet werden. In Einzelfällen werden 1 mm iso-Thermoelemente zum Vergleich herangezogen, da diese Variante in der Literatur weit verbreitet ist (siehe Anhang 9.2) und die isolierte Ausführung zumindest bei allen dem Autor bekannten Herstellern die Standard-Thermoelement-Ausführung darstellt.

Experiment- und modellbasierte IHTC-Untersuchungen

Die folgenden Untersuchungen werden auf Basis der Newton-Methode durchgeführt, da dies die einfachste IHTC-Methode ist. Die Ergebnisse können jedoch direkt auf andere IHTC-Methoden wie die HBM-Methode, die ZD-Methode oder die Beck-Methode übertragen werden. Der Einfluss der Ronden-Temperaturmessung wird mit einer Kombination aus experiment- und modellbasierten Ergebnissen für 0,5 mm grd- und 1 mm iso-Thermoelemente untersucht.

Die IHTC-Verläufe in Abbildung 62 stammen aus jeweils drei IHTC-Versuchen mit einem 0,5 mm grd- und einem 1 mm iso-Thermoelement in der Ronde. Der IHTC-Maximalwert aus den 1 mm Thermoelement-Messungen liegt bei $1,92 \text{ kW/m}^2\text{K}$ und damit da. 85 % unter dem IHTC-Wert von $12,4 \text{ kW/m}^2\text{K}$ aus den 0,5 mm Thermoelement-Messungen. Die Hüllkurven mit den Min-Max-Werten bestätigen eine gute Reproduzierbarkeit und die grünen Pfeile zeigen den hypothetischen Einfluss der Zeitkonstante und damit des Durchmessers des Ronden-Thermoelements. Der für die

Newton-Methode charakteristische vernachlässigte Anstieg der Stempel-Oberflächentemperatur ist Gegenstand der Untersuchungen in Abschnitt 7.2.2.

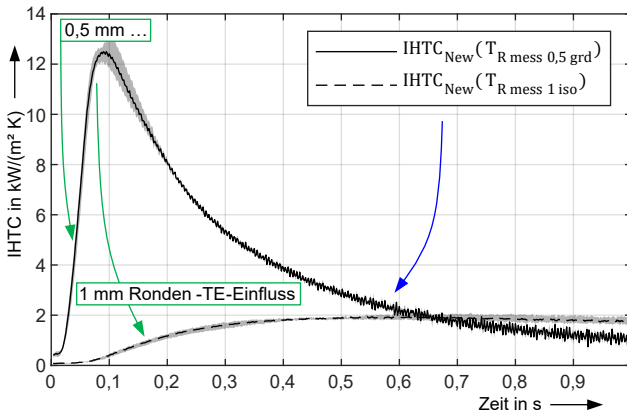


Abbildung 62: Experimentelle IHTC-Verläufe, jeweils drei Versuche, ermittelt mit der Newton-Methode. Die Pfeile zeigen die hypothetische Herabsetzung des IHTC durch den Einfluss der Ronden-Thermoelemente (grün) und durch den vernachlässigten Anstieg der Stempel-Oberflächentemperatur (blau).

Zum besseren Verständnis des Zusammenhangs zwischen Ronden-Thermoelement und IHTC wird im Folgenden das Temperaturmodell aus Abschnitt 7.1.2 in Kombination mit experimentell gemessenen Rondentemperaturen analysiert. Abbildung 63 zeigt die Temperaturen des modellierten Abschreckvorgangs im Vergleich zum experimentellen Abschreckvorgang mit einem 0,5 mm grd-Thermoelement. Die Zeitkonstanten für die Ronde τ_R und das Thermoelement τ_{TE} werden ermittelt, indem durch Anpassung der Zeitkonstanten die Temperatur des modellierten Ronden-Thermoelements an die gemessene Rondentemperatur zu Beginn des Abschreckvorgangs angepasst wird⁷. Der Temperaturverlauf des modellierten Ronden-Thermoelements $T_{R\ TE\ mod}$ zeigt in den ersten 0,11 s des Abschreckvorgangs eine gute Übereinstimmung mit der gemessenen Rondentemperatur $T_{R\ mess}$, was in den Zeitkonstanten $\tau_R = 0,14\ s$ bzw. $\tau_{TE} = 0,021\ s$ resultiert. Die anschließende größere Temperaturdifferenz zwischen $T_{R\ mess}$ und

⁷ Es ist zu beachten, dass es im Experiment keinen *exakten* Zeitpunkt für den Beginn des Abschreckvorgangs gibt. Der Grund dafür ist die endliche Druckanstiegszeit von 0,09 s aus Abbildung 58. Daher wird für den Vergleich der modellbasierten und experimentellen Ergebnisse der Beginn des experimentellen Abschreckvorgangs iterativ auf 0,01 s bis 0,03 s nach Erreichen einer Kontaktkraft von $100\ N \pm 0,08\ MPa$ festgelegt, was die besten Ergebnisse liefert.

$T_{R\ TE\ mod}$ von z. B. $62\ ^\circ\text{C}$ bei $0,4\ \text{s}$ ist darauf zurückzuführen, dass die Stempeltemperatur $T_{S\ mod}$ als konstant modelliert wird. Es wird also kein Temperaturanstieg der Stempeloberfläche berücksichtigt, der die Abkühlung von $T_{R\ TE\ mod}$ verlangsamen würde. Die Annahme einer konstanten Stempeltemperatur entspricht der Newton-Methode aus Gleichung (9) und (10), Seite 23.

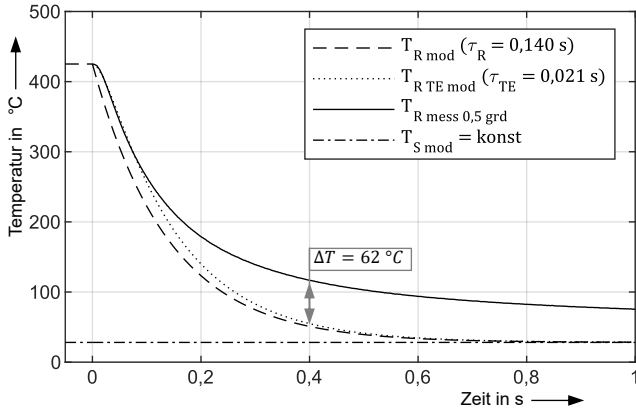


Abbildung 63: Modellierte und gemessene Temperaturen während eines Abschreckvorgangs mit einem $0,5\ \text{mm}\ \text{grd}$ -Thermoelement bei Modellierung einer konstanten Stempeltemperatur gemäß Newton-Methode.

Bei der Berechnung des IHTC nach der Newton-Methode steht die Abkühlrate aus dem Ronden-Thermoelement im Zähler der Berechnungsgleichung und die Temperatur des Ronden-Thermoelements im Nenner. Dieser Zusammenhang ist aus den Gleichungen (9) und (10) nicht direkt ersichtlich, lässt sich aber leicht aus Gleichung (6) ableiten, wenn diese nach dem IHTC h umgestellt wird, was zu Gleichung (23) führt. Aus Gründen der Übersichtlichkeit wird die Abkühlrate dT_R/dt zu $\dot{T}_R(t)$ vereinfacht.

$$h = \frac{C_R}{A} \cdot \frac{\dot{T}_R(t)}{(T_S - T_R(t))} \quad (23)$$

Für den in Abbildung 63 dargestellten Abschreckvorgang zeigt Abbildung 64a einen sehr hohen relativen Fehler des Zählers von $-79\ \%$ zu Beginn des Versuchs, was darauf hinweist, dass das Thermoelement aufgrund seiner Zeitkonstante $\tau_{TE} > 0$ nur begrenzte dynamische Messmöglichkeiten aufweist. Bei unendlich feiner Zeitauflösung des Modells wäre der Fehler zu Beginn des Versuchs $-100\ \%$, da unter der Annahme eines PT1-Verhaltens $\dot{T}_{R\ TE\ mod}(t = 0) = 0\ ^\circ\text{C}/\text{s}$ wäre.

Der relative Fehler im Nenner (siehe Abbildung 64b) beginnt bei null, da die Anfangstemperaturen von Thermoelement und Ronde gleich sind. Nach 0,12 s erreicht er 99 % seines konstanten Wertes von 17,6 % und gleicht sich mit dem Fehler im Zähler aus. Der anfängliche Verlauf der Fehler kann durch die Modellierung des Thermoelements als System erster Ordnung mit einer kleinen Zeitkonstante τ_{TE} im Vergleich zur Zeitkonstante der Ronde τ_R erklärt werden.

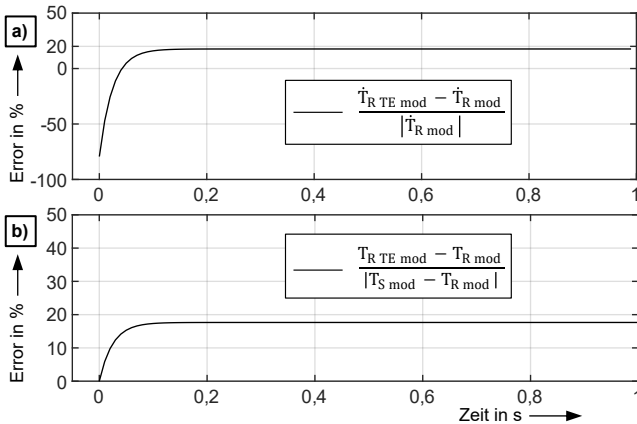


Abbildung 64: Relative Fehler in der Berechnungsgleichung der Newton-Methode, hervorgerufen durch die Zeitkonstante eines 0,5 mm grd-Thermoelements, a) Zähler und b) Nenner von Gleichung (23).

Der Einfluss dieser Fehler auf den berechneten IHTC-Verlauf ist in Abbildung 65 dargestellt. Der mit Gleichung (10) auf Seite 23 aus der modellierten Rondentemperatur $T_{R mod}$ berechnete $IHTC_{New}$ ist implizit nur durch die Zeitkonstante τ_R der Ronde definiert. Mit anderen Worten: Da τ_R konstant ist, ist auch der $IHTC_{New}(T_{R mod})$ konstant. Da dieser IHTC nicht durch die Messung der Rondentemperatur, insbesondere durch die Zeitkonstante des Thermoelements, beeinflusst wird, wird er vorläufig als idealer (d. h. korrekter) IHTC betrachtet. Der Verlauf des aus der modellierten Thermoelement-Temperatur $T_{R TE mod}$ berechneten $IHTC_{New}$ zeigt, dass der korrekte IHTC-Wert (99%-Schwelle) erst nach ca. 0,12 s erreicht wird. Zu diesem Zeitpunkt ist die modellierte Thermoelement-Temperatur der Ronde $T_{R TE mod}$ bereits von ursprünglich 425 °C auf 226 °C gefallen. Die Charakteristik von $IHTC_{New}(T_{R TE mod})$ entspricht der linken Seite der experimentellen IHTC-Verläufe in Abbildung 62, was bereits ein erstes Indiz für die Richtigkeit der Hypothese 1 ist.

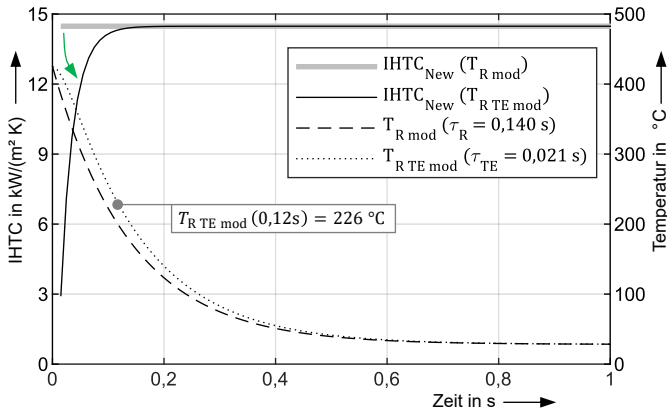


Abbildung 65: IHTC-Verläufe nach der Newton-Methode während eines Abschreckvorgangs mit einem modellierten, 0,5 mm grd-Thermoelement und konstant modellierter Stempeltemperatur. Grüner Pfeil: Herabsetzung des IHTC durch den Einfluss des Rondenthermoelements.

Im Folgenden wird gezeigt, dass der Fehler im IHTC-Verlauf durch die Messung und Modellierung der Rondentemperatur mit einem 1 mm iso-Thermoelement stark erhöht wird. Die Ronde wird wie zuvor mit einer Zeitkonstante von $\tau_R = 0,14 \text{ s}$ modelliert. Die Zeitkonstante für das Thermoelement $\tau_{TE} = 0,85 \text{ s}$ wird wiederum durch die Annäherung der modellierten an die experimentell gemessene Rondentemperatur bestimmt, siehe Abbildung 66a. Durch die hohe Zeitkonstante des 1 mm iso-Thermoelements ist die Differenz ΔT zwischen $T_{R \text{ mod}}$ und $T_{R \text{ TE mod}}$ deutlich größer als beim 0,5 mm grd-Thermoelement, vergleiche Abbildung 66a und Abbildung 63. Mit anderen Worten: Durch die hohe Zeitkonstante des Thermoelements wird die mit dem Thermoelement gemessene Abkühlgeschwindigkeit der Ronde fälschlicherweise verlangsamt. Dies führt zu einem signifikanten Fehler des IHTC von 83,6 % selbst am Ende des Auswertintervalls, siehe Abbildung 66b.

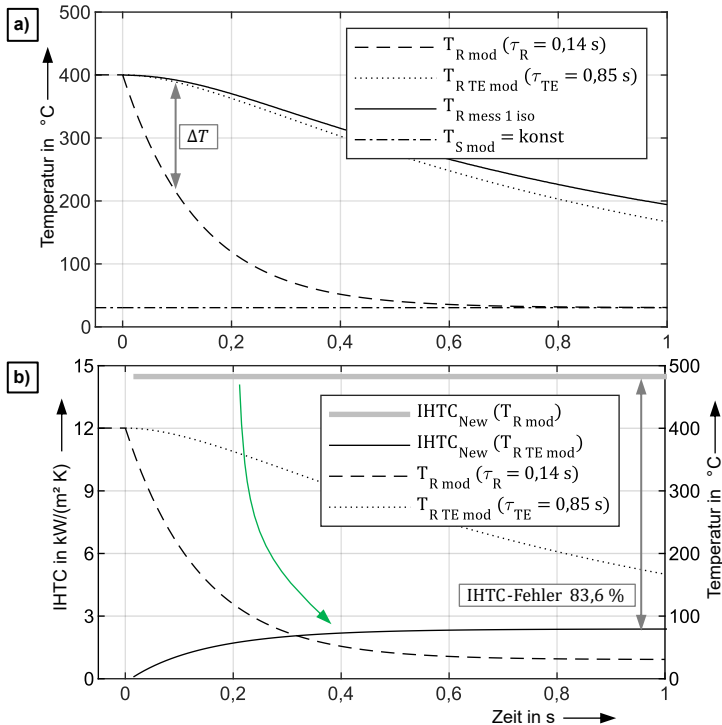


Abbildung 66: a) Temperaturen und b) IHTC-Verläufe nach der Newton-Methode während eines Abschreckvorgangs mit 1 mm iso-Thermoelement und konstant modellierter Stempeltemperatur. Grüner Pfeil: Herabsetzung des IHTC durch den Einfluss des Ronden-Thermoelements.

Bezüglich der modellierten Thermoelement-Temperatur $T_{R \text{ TE mod}}$ in Abbildung 66a ist folgendes anzumerken: Die Zeitkonstante τ_{TE} ist mit 0,85 s um ca. 35 % höher als die in den Eintauchversuchen in Aluminium ermittelte Zeitkonstante für das verwendete 1 mm iso-Thermoelement, welche 0,63 s beträgt. Dies kann durch die unterschiedliche Wärmeabfuhr aus dem Thermoelement im IHTC-Versuch im Vergleich zum Aluminium-Eintauchversuch erklärt werden: Beim Aluminium-Eintauchversuch wird die im Thermoelement gespeicherte Wärme aus dem Thermoelement in einen thermomechanisch unendlichen Körper abgeführt. Die Zeitkonstante wird daher durch den Wärmeübergang zwischen Thermoelement und Bohrung sowie durch die Wärmeleitfähigkeit des Aluminiumblocks beeinflusst. Beim IHTC-Versuch wird das 1 mm Thermoelement jedoch in eine nur 1,5 mm dicke Aluminium-Ronde eingesteckt. Somit kann die Wärme nicht ungehindert in das Aluminium abfließen, da nach einer

0,2 mm dicken Aluminiumschicht (in Dickenrichtung der Ronde) der Wärmefluss durch die Ronden-Stempel-Grenzfläche behindert wird, die in diesem Fall als Wärmewiderstand wirkt.

Eine Beobachtung aus Abbildung 66 ist, dass die Anpassung von $T_{RTE\ mod}$ an $T_{R\ mess\ 1\ iso}$ nicht sehr genau zu sein scheint. Die Gültigkeit der Anpassung wird jedoch durch Abbildung 67 bestätigt, die die IHTCs zeigt, die mit der Newton-Methode aus Modelldaten bzw. aus IHTC-Versuchen ermittelt wurden. Bei hohen Temperaturen zu Beginn des Abschreckvorgangs stimmen die modellierten und experimentellen IHTCs für beide Thermoelement-Ausführungen gut überein. Es sei darauf hingewiesen, dass das Modell bisher nur den Fehler aufgrund der Zeitkonstante des Ronden-Thermoelements berücksichtigt. Der Fehler der Newton-Methode, die den Anstieg der Stempeltemperatur während des Abschreckvorgangs vernachlässigt, wird in Abschnitt 7.2.2 diskutiert, der auch eine weitere Verifikation des Modellansatzes enthält.

Wie in der Fußnote auf Seite 122 erwähnt, gibt es im IHTC-Versuch aufgrund der endlichen Druckanstiegszeit von 0,09 s keinen exakten Startzeitpunkt des Abschreckvorgangs. Da der IHTC mit der Flächenpressung ansteigt (siehe Abbildung 8a auf Seite 31), könnte die Druckanstiegszeit den IHTC zu Beginn des Abschreckvorgangs beeinflussen. Die Zeitpunkte, zu denen der Nenndruck von 20 MPa im Versuch erreicht wird, sind in Abbildung 67 dargestellt. Die Lage dieser Punkte in Kombination mit den gestrichelten violetten Pfeilen weist auf einen möglichen signifikanten Einfluss der Druckanstiegszeit bei Versuchen mit 0,5 mm grd-Thermoelementen hin. Gleichzeitig ist der Einfluss der Druckanstiegszeit bei Versuchen mit 1 mm iso-Thermoelementen sehr gering, was die folgende Schlussfolgerung bestätigt.

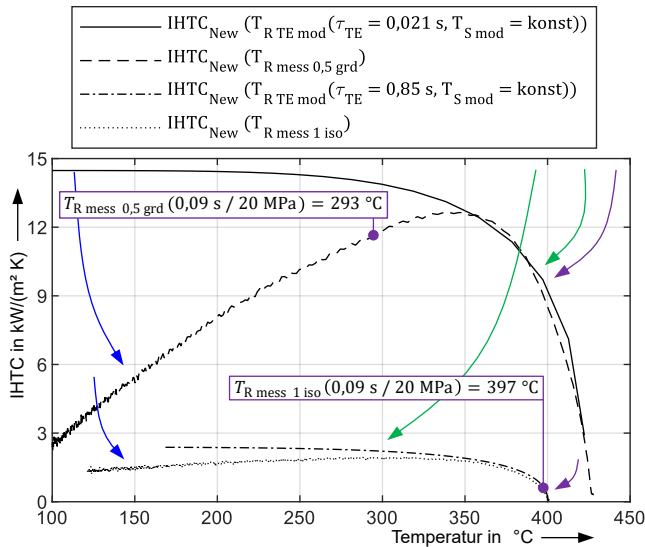


Abbildung 67: IHTC-Verläufe nach der Newton-Methode aus modellierten und gemessenen Rondentemperaturen. Die Pfeile zeigen die Herabsetzung des IHTC durch den Einfluss der Rondenthermoelemente (grün), durch den möglichen Einfluss der experimentellen Druckanstiegszeit (violett) sowie durch den hypothetischen Einfluss des vernachlässigten Anstiegs der Stempel-Oberflächentemperatur (blau).

Die bisher vorgestellten Ergebnisse zeigen, dass die Zeitkonstante des Thermoelements, die vom Thermoelement-Durchmesser und der Thermoelement-Ausführung (grd / iso) abhängt, einen großen Einfluss auf die Bestimmung des IHTC hat. Dies bestätigt die Hypothese 1, dass der IHTC auf der rechten Seite des C-förmigen IHTC-Verlaufs (Beginn des Abschreckvorgangs) nicht aussagekräftig ist. Daher sollten temperaturabhängige IHTCs als Funktion der Anfangstemperatur der Ronde angegeben werden, jedoch nicht wie in Abbildung 8b auf Seite 31 als Funktion der gemessenen Rondentemperatur während des Abschreckvorgangs. Die dynamische Temperaturänderung der Ronde in Kombination mit der thermischen Trägheit des Thermoelements verfälscht den korrekten IHTC-Verlauf. Dies bedeutet insbesondere, dass der IHTC nicht wie in der Literatur in Anhang 9.2 ohne Weiteres über die Zeit oder die Rondentemperatur gemittelt werden sollte. Der Grund dafür ist, dass zu Beginn des Abschreckvorgangs der IHTC aufgrund des begrenzten dynamischen Verhaltens des Rondenthermoelements stark unterschätzt wird. Bei der Verwendung von schnellen 0,5 mm grd-Thermoelementen hat möglicherweise die

Druckanstiegszeit ebenfalls einen Einfluss auf den IHTC zu Beginn des Abschreckvorgangs.

Es sei darauf hingewiesen, dass keine der in Abbildung 5a auf Seite 20 aufgeführten dynamischen IHTC-Methoden den Einfluss der Thermoelement-Zeitkonstante in der Ronde bei der Bestimmung der Rondentemperatur kompensiert. Daraus folgt, dass die oben diskutierten Schlussfolgerungen direkt auf die HBM-, ZD- und Beck-Methoden übertragbar sind. Eine Ausnahme bilden die Untersuchungen von Caron et al. zum Presshärten von Stahl [CAR13, CAR14]. Bei diesen Untersuchungen ist der Thermoknoten zur Messung der Rondens- bzw. Blechtemperatur mit dem Blech verschweißt, sodass die Zeitkonstante des Thermoelements vernachlässigt werden kann [HEN67].

Eine kritische Bewertung der Versuchsbedingungen in Anhang 9.2 zeigt, dass die meisten Autoren 2 mm dicke Ronden verwenden, im Gegensatz zu den 1,5 mm dicken Ronden der vorliegenden Arbeit. Da dickere Ronden langsamer abgeschreckt werden als dünnere, wird erwartet, dass der Fehler des Rondens-Thermoelements auf den IHTC-Verlauf mit zunehmender Rondendicke abnimmt. Mit dem bekannten Temperaturmodell aus Abschnitt 7.1.2 wird eine optimistische Fehlerabschätzung wie folgt durchgeführt: Die Abschreckvorgänge von 1,5 mm und 3 mm dicken Ronden werden in Kombination mit mehreren Thermoelement-Zeitkonstanten τ_{TE} modelliert. Die Zeitkonstanten der Ronden τ_R sind proportional zur Wärmekapazität und damit zur Rondendicke, siehe Abschnitt 2.4.3, Seite 21. Die τ_{TE} -Werte werden aus den bisherigen Modellierungsergebnissen übernommen. Zusätzlich wird ein τ_{TE} -Wert von 0,1 s verwendet, der gemäß der Eintauchtests in Abbildung 61 auf Seite 120 einem 1 mm grd-Thermoelement entspricht. Die mit diesen Parametern modellierten IHTCs sind in Abbildung 68 dargestellt.

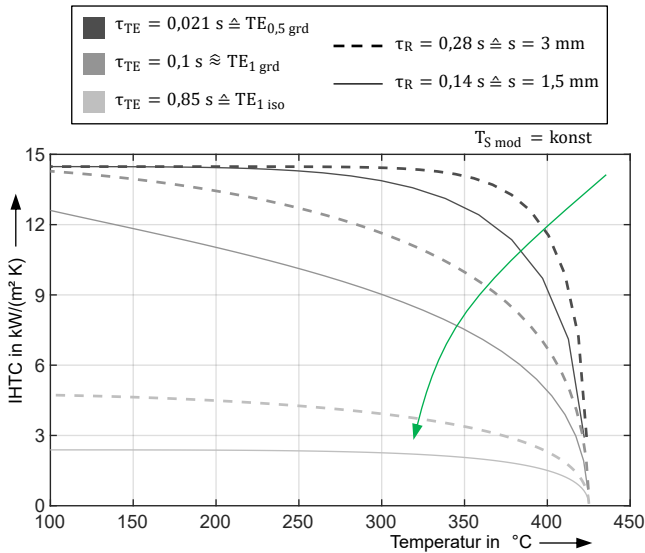


Abbildung 68: Modellierter IHTCs nach der Newton-Methode für verschiedene Blechdicken und Ronden-Thermoelement-Zeitkonstanten unter der Annahme konstanter Stempel-Oberflächentemperaturen. Grüner Pfeil: Herabsetzung des IHTC durch den Einfluss des Ronden-Thermoelements.

Es zeigt sich, dass der Fehler der langsamen 1 mm Thermoelemente nicht durch 3 mm dicke Ronden (und damit auch nicht durch die 2 mm-Ronden in der Literatur) kompensiert werden kann, selbst wenn optimistisch kleine τ_{TE} von 0,1 s für 1 mm grd-Thermoelemente angenommen werden. Dies ist bei der Bewertung der IHTCs aus der Literatur (Abbildung 8, Seite 31) zu berücksichtigen, die gemäß Anhang 9.2 mit 1 mm Thermoelementen ermittelt wurden. Darüber hinaus erfüllen 2 mm und 3 mm dicke Ronden nicht die Anforderungen an eine konzentrierte Wärmekapazität aus Abschnitt 2.4.3. Daher ist der Fehler bei der Annahme einer gleichmäßigen Temperatur in der Ronde größer als bei dünneren Ronden. Ein Ansatz zur Kompensation der ungleichmäßigen Rondentemperatur ist die Lösung eines inversen Wärmeleitungsproblems in der Ronde [CAR13], was im Rahmen dieser Arbeit jedoch nicht betrachtet wird.

Kompensation von Thermoelement-Zeitkonstanten in Eintauch- und IHTC-Versuchen

Zwischen der Temperatur eines Messobjektes T_{MO} und der Temperatur T_{TE} , die von einem in das Messobjekt eingeführten Thermoelement angezeigt wird, besteht ein zeitabhängiger Zusammenhang. Dieser Zusammenhang ist in Abhängigkeit von der Zeitkonstante des Thermoelementes τ_{TE} in Gleichung (24) gegeben.

$$T_{TE}(t) = T_{MO}(t) \cdot [1 - \exp(\frac{-t}{\tau_{TE}})] \quad (24)$$

Der Einfluss der Thermoelement-Zeitkonstante kann mit Gleichung (25) [CAR13] kompensiert werden, wobei $\Delta t = t_i - t_{i-1} = t_n - t_{n-1}$ das Temperatur-Abtastintervall und $T_{TE \text{ komp}}$ die kompensierte Thermoelement-Temperatur darstellen. Es wird erwartet, dass die kompensierte Thermoelement-Temperatur in etwa der Temperatur des Messobjekts entspricht. Die Möglichkeit der Zeitkonstanten-Kompensation wird im Folgenden für den Thermoelement-Eintauchtest und für den IHTC-Versuch untersucht.

$$T_{TE \text{ komp},n} - T_{TE \text{ komp},n-1} = \dots \quad (25)$$

$$= \frac{T_{TE,n} - T_{TE,0} - \sum_{i=1}^{n-1} (T_{TE \text{ komp},n-i} - T_{TE \text{ komp},n-i-1}) [1 - \exp(\frac{-\Delta t \cdot (i+1)}{\tau_{TE}})]}{1 - \exp(\frac{-\Delta t}{\tau_{TE}})}$$

Eine Besonderheit des Thermoelement-Eintauchtests besteht darin, dass die Temperatur des Messobjekts, also des Wasserbads oder des Aluminiumblocks, bekannt ist. Beim Eintauchen des Thermoelements in das Messobjekt kann der Temperatur-Input für das Thermoelement als Sprungfunktion angenommen werden. Abbildung 69a zeigt die normierten gemessenen und kompensierten Temperaturen von drei verschiedenen 0,5 mm grd-Thermoelementen. Die Thermoelemente sind so gewählt, dass sie die größtmögliche Variation der ermittelten Zeitkonstante in Wasser $\tau_{TE \text{ 0,5 grd Wasser}}$ aus Abbildung 61 auf Seite 120 widerspiegeln, nämlich zwischen 0,018 s und 0,036 s. Abbildung 69b zeigt die entsprechenden Temperaturen von 1 mm iso-Thermoelementen mit $\tau_{TE \text{ 1 iso Wasser}}$ zwischen 0,162 s und 0,229 s. Die kompensierten Temperaturen zeigen für beide Thermoelement-Varianten eine geringere Streuung als die gemessenen Temperaturen. Dies ist darauf zurückzuführen, dass die Kompensation für jedes Thermoelement mit seiner eigenen individuellen Zeitkonstante durchgeführt wird. Alle kompensierten Temperaturen

zeigen ein Überschwingen von ca. 10 %, jedoch erreicht die kompensierte Temperatur des 0,5 mm grd-Thermoelements die normalisierte Temperatur 18-mal schneller als die kompensierte Temperatur des 1 mm iso-Thermoelements (3,5 ms gegenüber 62,5 ms). Eine Erklärung für die schlechtere Kompensierbarkeit des 1 mm iso-Thermoelements findet sich im unkompensierten Temperatursignal in Abbildung 69b. Zwischen 0 s und 0,05 s deutet dieses Temperatursignal auf die Eigenschaften eines Systems zweiter Ordnung hin, was streng genommen nicht durch eine einzelne Zeitkonstante beschrieben bzw. kompensiert werden kann.

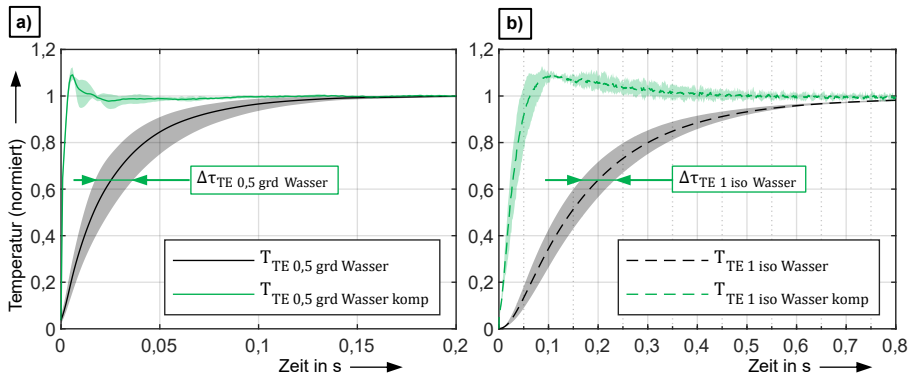


Abbildung 69: Gemessene und Zeitkonstanten-kompensierte Thermoelement-Temperaturen aus Eintauchtests in Wasser mit unterschiedliche skalierten x-Achsen. a) 0,5 mm grd-Thermoelement, b) 1 mm iso-Thermoelement.

Die gemessenen und kompensierten Temperaturen der Eintauchversuche in Aluminium mit 0,5 mm grd- und 1 mm iso-Thermoelementen sind in Abbildung 70 dargestellt. Die kompensierten Zeitkonstanten $\tau_{TE\ 0,5\ \text{grd}\ \text{Alu}}$ liegen zwischen 0,080 s und 0,119 s bzw. $\tau_{TE\ 1\ \text{iso}\ \text{Alu}}$ zwischen 0,636 s und 0,885 s. Ähnlich wie bei den Eintauchversuchen in Wasser ist die Kompensation für das 0,5 mm grd-Thermoelement wesentlich schneller als für das 1 mm iso-Thermoelement, wobei zwei zusätzliche Phänomene beobachtbar sind. Erstens weist die kompensierte Temperatur des 0,5 mm grd-Thermoelements Schwankungen zwischen 0 s und 0,1 s auf. Diese Schwankungen werden durch das Eintauchen in den Aluminiumblock verursacht, das keinen perfekten Temperatursprung darstellt, siehe Anmerkung zu Abbildung 61, Seite 120. Zweitens nimmt das Rauschen der kompensierten Temperatur mit zunehmender Zeitkonstante stark zu.

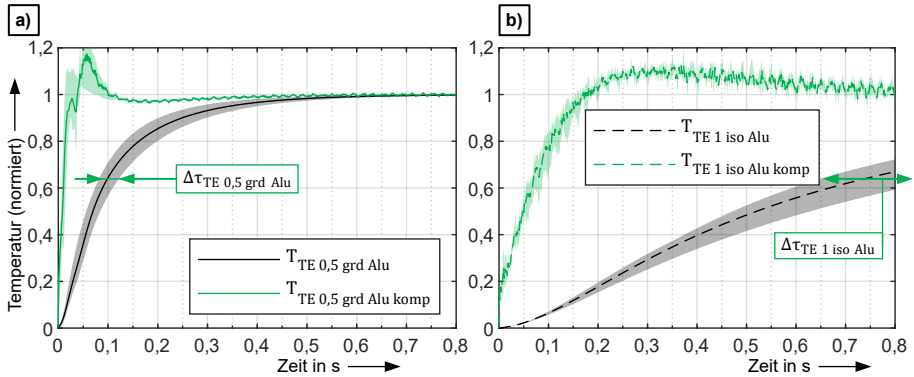


Abbildung 70: Gemessene und Zeitkonstanten-kompensierte Thermoelement-Temperaturen aus Eintauchtests in Aluminium. a) 0,5 mm grd-Thermoelement, b) 1 mm iso-Thermoelement.

Aus den Ergebnissen der Eintauchversuche in Aluminium und Wasser kann bestätigt werden, dass eine Kompensation der Thermoelement-Zeitkonstante mit Gleichung (25) prinzipiell möglich ist. Allerdings sollte die ursprüngliche Temperaturmessung mit Thermoelementen mit einer möglichst kleinen Zeitkonstante durchgeführt werden, da die Qualität der Kompensation mit zunehmender Zeitkonstante deutlich abnimmt.

Im Folgenden wird die in IHTC-Versuchen gemessene Rondentemperatur im Vorfeld zur IHTC-Berechnung nach der Newton-Methode mit Gleichung (25) kompensiert. Für Versuche mit 0,5 mm grd-Thermoelementen wird eine Zeitkonstante von 0,021 s und für 1 mm iso-Thermoelemente wird eine Zeitkonstante von 0,85 s kompensiert. Diese Werte stimmen mit den Zeitkonstanten in Abbildung 67 überein. Abbildung 71a zeigt den gemessenen und den kompensierten Temperaturverlauf der Ronde und Abbildung 71b die zugehörigen nach der Newton-Methode ermittelten IHTCs. Es ist zu erkennen, dass die kompensierte 1 mm iso-Temperatur $T_{R\ 1\ iso\ komp}$ deutlich näher an der gemessenen 0,5 mm grd-Temperatur $T_{R\ 0,5\ grd}$ liegt als an der gemessenen 1 mm iso-Temperatur $T_{R\ 1\ iso}$, was positiv zu bewerten ist. Allerdings ist insbesondere in den ersten 0,15 s der Gradient von $T_{R\ 1\ iso\ komp}$ kleiner als der von $T_{R\ 0,5\ grd}$ und damit auch der IHTC der Newton-Methode. Wie bereits in Abbildung 69 für die Temperatur beobachtet, nimmt auch das Rauschen der IHTC-Verläufe mit steigender kompensierter Zeitkonstante zu.

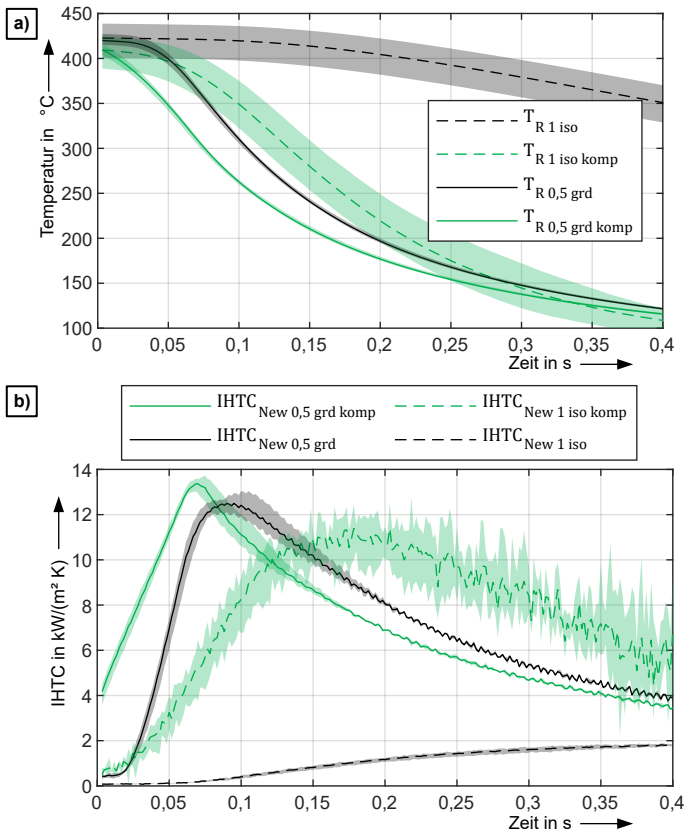


Abbildung 71: a) Gemessene und Zeitkonstanten-kompensierte Thermoelement-Temperaturen (0,5 mm grd und 1 mm iso) aus IHTC-Versuchen, b) entsprechende IHTC-Verläufe nach der Newton-Methode.

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass die Kompensation der Zeitkonstante eines 1 mm iso-Thermoelements die mit der Newton-Methode ermittelten IHTCs verbessert, aber die Messung mit schnellen 0,5 mm grd-Thermoelementen nicht ersetzen kann. Darüber hinaus sind die folgenden Schwierigkeiten bei der Kompensation der Zeitkonstante zu beachten. Wie bereits in der Anmerkung zu Abbildung 66 auf Seite 126 diskutiert, repräsentieren Zeitkonstanten aus dem Eintauchversuch möglicherweise nicht die Zeitkonstante eines Thermoelements in einer realen Einbausituation und sollten daher nicht ohne weiteres in einem Kompensationsverfahren verwendet werden. Der in dieser Arbeit verfolgte Ansatz, die

Zeitkonstante des Thermoelements in der Einbausituation aus einem kombinierten modellbasierten und experimentellen Ansatz zu bestimmen, ist sowohl zeitaufwändig als auch durch die endlich lange Druckanstiegszeit des IHTC-Versuchs begrenzt. Darüber hinaus ist die folgende theoretische Überlegung zu berücksichtigen, die an dieser Stelle jedoch nicht quantitativ belegt wird.

Bei einem Eintauchversuch wird die Zeitkonstante eines Thermoelements (oder eines anderen Berührungsthermometers) immer größer als 0 s sein, solange es eine endliche thermische Trägheit (Masse und Wärmekapazität) und eine endliche Wärmeleitfähigkeit besitzt. Diese Bedingung trifft nach Kenntnis des Autors auf alle Berührungsthermometer zu. Im IHTC-Experiment wird das Thermoelement jedoch in ein Loch in der Ronde eingeführt und ersetzt somit eine bestimmte Menge des sich im Versuch abkühlenden Rondenmaterials. Wenn die thermische Trägheit des Thermoelements kleiner ist als die thermische Trägheit des ersetzten Rondenmaterials, sind auch negative Zeitkonstanten beim Abschrecken der Ronde möglich. Diese Annahme setzt einen hohen Wärmeübergang zwischen Ronde und Thermoelement voraus. Gleichzeitig muss das Volumen des Thermoelements (bzw. das Volumen des ausgetauschten Materials) in einer Größenordnung liegen, die die Abschreckgeschwindigkeit der Ronde beeinflusst. Im Sonderfall eines auf ein Stahlblech aufgeschweißten Thermoelements kann dessen Zeitkonstante als vernachlässigbar klein angesehen werden [CAR13], d. h. 0 s. Dies setzt entweder eine vernachlässigbare thermische Trägheit des Thermoelements voraus oder alternativ einen perfekten Wärmeübergang zwischen Thermoelement und Messobjekt [WOO90] in Kombination mit einer vernachlässigbaren thermischen Trägheitsdifferenz zwischen den Materialien des Thermoelements und des Messobjekts.

Fazit zum Einfluss der Ronden-Temperaturmessung im IHTC-Modellversuch

Hypothese 1: Die niedrigen IHTCs zu Beginn eines Abschreckvorgangs (hohe Rondentemperaturen) werden durch einen Fehler in der Messung der Rondentemperatur verursacht, der auf Thermoelemente mit begrenzter dynamischer Messfähigkeit zurückzuführen ist.

Die Ausführung des Ronden-Thermoelements im dynamischen IHTC-Versuch (unabhängig von der IHTC-Methode) hat einen großen Einfluss auf die experimentell ermittelten IHTC-Werte.

- In einem neu entwickelten Eintauchversuch werden die Zeitkonstanten von unterschiedlichen Thermoelement-Ausführungen bestimmt. Im Vergleich zu geerdeten (grd) Thermoelementen mit einem Durchmesser von 0,5 mm haben isolierte (iso) Thermoelemente mit einem Durchmesser von 1 mm eine 7,8-fach höhere Zeitkonstante in Wasser und eine 6,9-fach höhere Zeitkonstante in Bohrungen eines Aluminiumblocks.
- Ein zeitdiskretes Temperaturmodell des IHTC-Modellversuchs wurde entwickelt. In Kombination mit experimentellen IHTC-Versuchen sind Ursache-Wirkungs-Beziehungen zwischen der Thermoelement-Zeitkonstante und dem experimentell ermittelten IHTC erklärbar.
- Die Ausführung des Ronden-Thermoelements im dynamischen IHTC-Versuch hat einen signifikanten Einfluss auf die gemessenen Rondentemperaturen. Der maximale IHTC aus Experimenten mit 1 mm iso-Thermoelementen ist 85 % niedriger als der mit 0,5 mm grd-Thermoelementen ermittelte IHTC (beide basierend auf der Newton-Methode). Da die Ergebnisse auch auf andere IHTC-Methoden (HBM, ZD, Beck) übertragbar sind, ist festzuhalten, dass durch die Verwendung von 1 mm Thermoelementen einige IHTC-Studien in der Literatur mit einem signifikanten Fehler behaftet sind.
- Die Kompensation von Thermoelement-Zeitkonstanten kann den dynamischen Messfehler der Thermoelemente (und damit den Fehler im IHTC) reduzieren. Die Quantifizierung der Thermoelement-Zeitkonstante in einer bestimmten Einbausituation ist jedoch eine Herausforderung, die durch Eintauchversuche nicht zufriedenstellend gelöst werden kann. Außerdem sind die Ergebnisse eines schnellen 0,5 mm grd-Thermoelements denen eines kompensierten 1 mm iso-Thermoelements immer noch überlegen.

7.2.2 Stempel-Oberflächentemperatur-Ermittlung im IHTC-Modellversuch

Dieser Abschnitt behandelt Hypothese 2 und enthält Unterabschnitte für die Newton- und HBM-, die ZD- und die Beck-Methode. Jede dieser Methoden verwendet einen anderen Ansatz für den Umgang mit der Stempel-Oberflächentemperatur im dynamischen IHTC-Versuch.

Newton- und HBM-Methode

Der Anstieg der Stempel-Oberflächentemperatur während des Abschreckvorgangs wird durch lineare Segmente als $T_{S\text{ mod}}$ modelliert. Diese Segmente nähern die Stempeltemperatur $T_{S\text{ mess}}$ an, die mit $0,5\text{ mm}$ grd-Thermoelementen im Abstand $x = 0,75\text{ mm}$ unter der Stempeloberfläche gemessen wird (HBM-Methode). $T_{S\text{ mess}}$ wird dabei aus den Temperaturverläufen im oberen und unteren Stempel gemittelt. Die Rondentemperatur wird wie bereits in Abschnitt 7.2.1 als System erster Ordnung mit der Zeitkonstante $\tau_{R\text{ mod}} = 0,14\text{ s}$ und der Thermoelement-Zeitkonstante $\tau_{TE} = 0,021\text{ s}$ als $T_{R\text{ mod}}$ modelliert. Wird die steigende Oberflächentemperatur des Stempels als Modelleingang verwendet, so zeigen die Temperaturen des modellierten Rondent-Thermoelements $T_{R\text{ TE mod}}$ und die gemessene Rondenttemperatur $T_{R\text{ mess}}$ in Abbildung 72 eine gute Übereinstimmung. Diese ist insbesondere deutlich besser als die Übereinstimmungen in Abbildung 63 auf Seite 123, wo eine konstante Stempeltemperatur angenommen wurde.

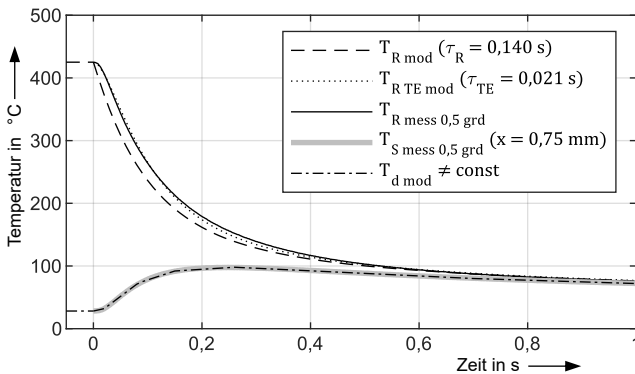


Abbildung 72: Modellierte und gemessene Temperaturen während eines Abschreckvorgangs mit einem $0,5\text{ mm}$ grd-Thermoelement bei Modellierung einer ansteigenden Stempeltemperatur gemäß HBM-Methode.

In Abbildung 73a wird der IHTC-Verlauf mit der Newton-Methode nur auf der Grundlage der modellierten Rondenttemperaturen $T_{R\text{ mod}}$ und $T_{R\text{ TE mod}}$ berechnet. Die graue Kurve zeigt den $IHTC_{\text{New}}$ ohne den Einfluss der Thermoelement-Zeitkonstante. Der steile Abfall des IHTC-Verlaufs ist darauf zurückzuführen, dass die Newton-Methode den Anstieg der Stempeltemperatur vernachlässigt, der als Systemeingang modelliert wurde. Dieser Zusammenhang lässt sich anhand von Gleichung (23) auf Seite 123 erklären. Bei der Berechnung des IHTC mit der Newton-Methode steht die

Differenz aus Stempel- und Rondentemperatur im Nenner. Wird der Anstieg der Stempeltemperatur vernachlässigt, ist der Betrag des Nenners vergleichsweise groß bzw. der IHTC sinkt. Unter Berücksichtigung der Thermoelement-Zeitkonstante $\tau_{TE} = 0,021 \text{ s}$ ändert sich der ermittelte IHTC vor allem zu Beginn des Abschreckvorgangs. Der resultierende $IHTC_{\text{New}}(T_{R \text{ TE mod}})$ in Abbildung 73a stimmt mit dem experimentellen IHTC-Verlauf der Newton-Methode in Abbildung 62 auf Seite 122 überein.

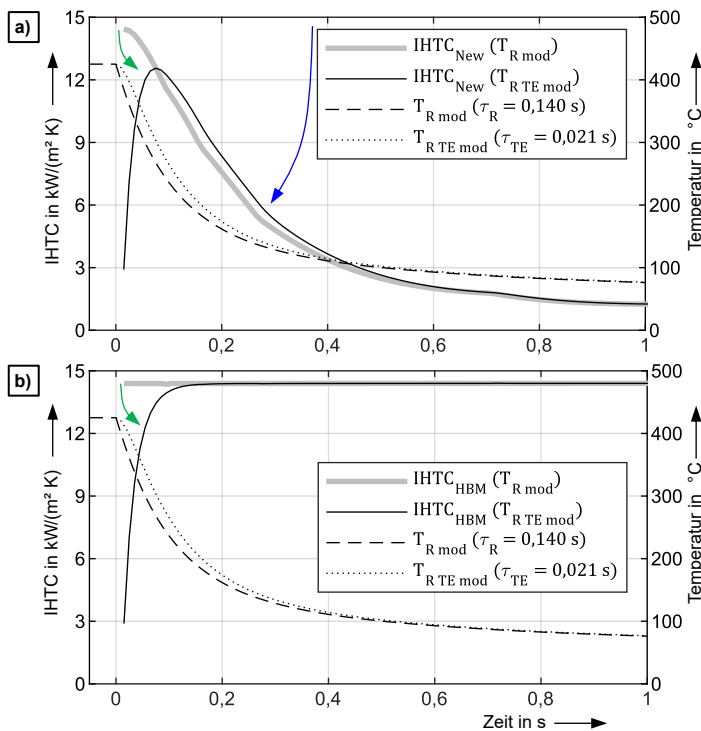


Abbildung 73: IHTC-Verläufe nach a) der Newton- und b) der HBM-Methode während eines Abschreckvorgangs mit einem 0,5 mm grd-Thermoelement bei nicht konstanter Modellierung der Stempel-Oberflächentemperatur. Die Pfeile zeigen die Herabsetzung des IHTC durch den Einfluss des Rondent-Thermoelements (grün) und durch den Einfluss des vernachlässigten Anstiegs der Stempel-Oberflächentemperatur (blau).

Die HBM-Methode berücksichtigt im Gegensatz zur Newton-Methode den Temperaturanstieg an der Stempeloberfläche während des Abschreckvorgangs. Die entsprechende Berechnung des IHTC erfolgt nach Gleichung (12) auf Seite 23. Auf

Basis der modellierten Rondentemperatur ergibt sich nach der HBM-Methode der *ideale* konstante IHTC-Verlauf $IHTC_{HBM}(T_{R\ mod})$ in Abbildung 73b. Der aus $T_{R\ TE\ mod}$ berechnete IHTC zeigt zu Beginn noch den Fehler aus der Zeitkonstante des Rondenthermoelements (grüner Pfeil), nähert sich aber im Gegensatz zum $IHTC_{New}$, nach 0,16 s an den idealen IHTC an.

Es ist zu beachten, dass im vorliegenden Fall die Stempeltemperatur $T_{S\ mod}$ von $x = 0,075\ mm$ unterhalb der Stempeloberfläche sowohl als Modelleingang als auch als Berechnungsgrundlage für den $IHTC_{HBM}$ dient. Es wird also bisher nicht berücksichtigt, dass die tatsächliche Temperatur an der Stempeloberfläche wahrscheinlich höher ist als die Temperatur $x = 0,75\ mm$ unterhalb der Stempeloberfläche. Damit bleibt die Frage offen, wie sich der Abstand x zwischen der Stempeloberfläche und der Stempeltemperaturmessung auf die Güte der IHTC-Ermittlung mit der HBM-Methode auswirkt. Um diese Frage zu beantworten, werden zunächst während eines Abschreckvorgangs die Temperaturen des Stempels in mehreren Abständen x von der Stempeloberfläche gleichzeitig gemessen. Abbildung 74 zeigt, dass die Abweichung dieser gemessenen Temperaturen untereinander bis zu $70\ ^\circ C$ und gegenüber der Stempeltemperatur zum Zeitpunkt $t = 0\ s$ (Newton-Temperatur) sogar mehr als $70\ ^\circ C$ beträgt.

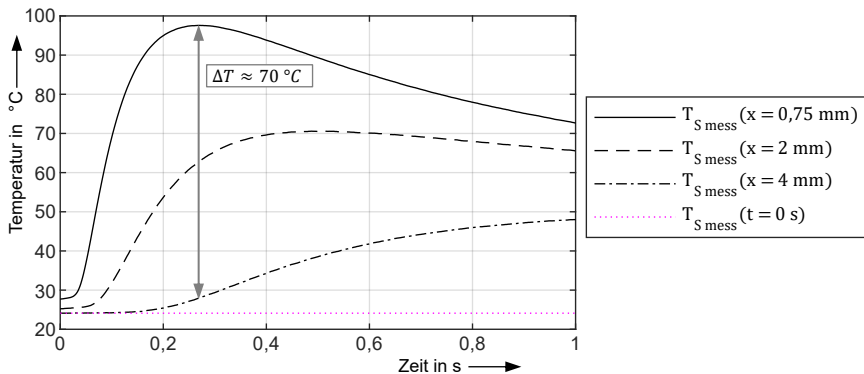


Abbildung 74: Gemessene Stempel-Temperaturen in verschiedenen Abständen x von der Stempeloberfläche und Temperatur zum Zeitpunkt $t = 0\ s$ gemäß der Newton-Methode.

Die IHTC-Verläufe nach der HBM-Methode auf Basis der in unterschiedlichen Abständen gemessenen Stempeltemperaturen sind in Abbildung 75 dargestellt. Die Messung bei $x = 0,75\ mm$ bringt eine deutliche Verbesserung in Form eines höheren

IHTC gegenüber der Messung bei $x = 2$ mm, z. B. nach 0,1 s, wo die gemessene Ronden­temperatur ca. 280 °C beträgt. Wird die Stempeltemperatur bei $x = 4$ mm gemessen und für die Berechnung von $IHTC_{HBM}$ verwendet, liegen die Ergebnisse nahe am IHTC der Newton-Methode, die eine konstante Stempeltemperatur verwendet.

Als Zwischenfazit kann festgehalten werden, dass sowohl die HBM-Methode mit Temperaturmessung bei $x \geq 2$ mm unter der Werkzeugoberfläche [YIN17] als auch die Newton-Methode [DEG17, DEG20] zu einer Reduktion des ermittelten IHTC während des Abschreckvorgangs führen. Dieser Fehler könnte zumindest teilweise reduziert werden, indem jeweils der Maximalwert der entsprechenden IHTC-Verläufe als Ergebnis verwendet wird. In der Literatur wird jedoch üblicherweise der Mittelwert des IHTC-Verlaufs über dem Abschreckvorgang als Ergebnis verwendet, siehe Anhang 9.2.

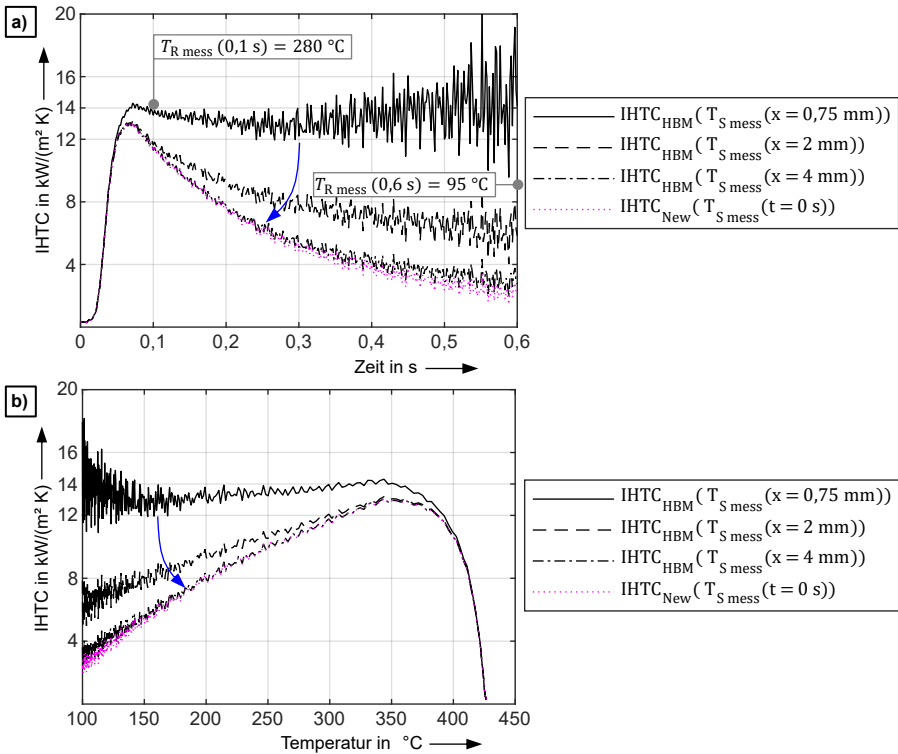


Abbildung 75: Einfluss der Position der Stempel-Thermoelemente auf den IHTC nach der HBM- und der Newton-Methode: IHTC-Verläufe über a) der Zeit und b) der Rondentemperatur. Blauer Pfeil: Herabsetzung des IHTC durch den vernachlässigten Anstieg der Stempel-Oberflächentemperatur.

Abbildung 75 zeigt, dass mit der Messung der Stempeltemperatur bei $x = 0,75 \text{ mm}$ unter der Oberfläche der hypothetische bzw. ideale horizontale IHTC über der Zeit und der Rondentemperatur nahezu erreicht werden kann, siehe Abbildung 12, Seite 43. Es ist jedoch ein hoher lokaler Temperaturgradient zwischen der Thermoelementposition $x = 0,75 \text{ mm}$ und der tatsächlichen Stempeloberfläche zu erwarten. Unter der Annahme einer höheren Stempel-Oberflächentemperatur im Vergleich zur Temperatur bei $x = 0,75 \text{ mm}$ wird erwartet, dass der tatsächliche IHTC noch höher liegt als die zuvor als ideal angegebenen horizontalen IHTC-Verläufe. Sowohl die ZD- als auch die Beck-Methode versprechen eine Berechnung der Stempel-Oberflächentemperatur

aus Temperatursignalen unterhalb der Oberfläche und werden daher im Folgenden untersucht.

ZD-Methode

Die ZD-Methode erfordert zwei Temperaturmessungen mit einem äquidistanten Δx zwischen der Stempeloberfläche und der ersten Messstelle und zwischen den beiden Messstellen, siehe Abbildung 5, Seite 20. Daher werden in der folgenden Untersuchung 0,5 mm grd-Thermoelemente bei $x = 2$ mm und $x = 4$ mm verwendet. Für die Berechnung der Stempel-Oberflächentemperatur $T_{S\ ZD}$ mit Gleichung (14) auf Seite 24 werden die in Anhang 9.5 aufgeführten thermischen Parameter des Werkzeugmaterials verwendet. Abbildung 76 zeigt den IHTC-Verlauf aus der ZD-Methode von drei Versuchen bei 20 MPa mit einem steilen Anstieg nach 0,05 s und instabilen IHTCs nach 0,22 s.

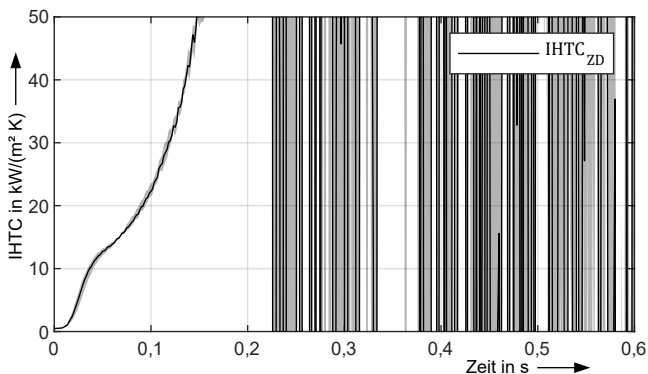


Abbildung 76: IHTC-Verlauf nach der ZD-Methode.

Dieses Verhalten kann durch eine Überschätzung und einen zeitlichen Versatz der berechneten Stempel-Oberflächentemperatur erklärt werden. Beides führt dazu, dass die Stempel-Oberflächentemperatur kurzzeitig die gemessene Rondentemperatur übersteigt, was zu einem Nulldurchgang des Nenners in der IHTC-Berechnungsgleichung (12) auf Seite 23 führt. Dieser Fehler könnte durch die Methode zur Lösung des inversen Wärmeleitungsproblems (IHCP) in den Stempeln verursacht werden. Wie bereits in Abschnitt 2.4.5 erwähnt, steht die ZD-Methode im Verdacht, weniger robust zu sein als die Beck-Methode. In Abbildung 77 sind die gemessenen Rondentemperaturen und die ermittelten Stempel-Oberflächentemperaturen aus der ZD-, der Beck- und der HBM-Methode

gegenübergestellt. Die Stempeltemperatur aus der Beck-Methode steigt bereits bei $t = 0$ s, also mit Beginn des Druckanstiegs im Experiment, ohne Zeitverzögerung an. Dieses Verhalten erscheint bei Betrachtung der Druck- und Bewegungskurven über der Zeit in Abbildung 58 auf Seite 116 realistisch. Während der kurzen Haltezeit von $0,2$ s vor dem Druckanstieg überträgt die Ronde bereits Wärme auf die Stempeloberflächen. Die Beck-Methode verwendet ein oberflächennahes Thermoelement bei $x = 0,75$ mm in Kombination mit zukünftigen Temperatursignalen im Berechnungsprozess. Im Gegensatz dazu kann die ZD-Methode diese frühe Erwärmung der Stempeloberfläche nicht erfassen, da die Temperatursignale bei $x = 2$ mm und $x = 4$ mm aufgrund der begrenzten Temperaturleitfähigkeit des Werkzeugmaterials zeitlich verzögert sind.

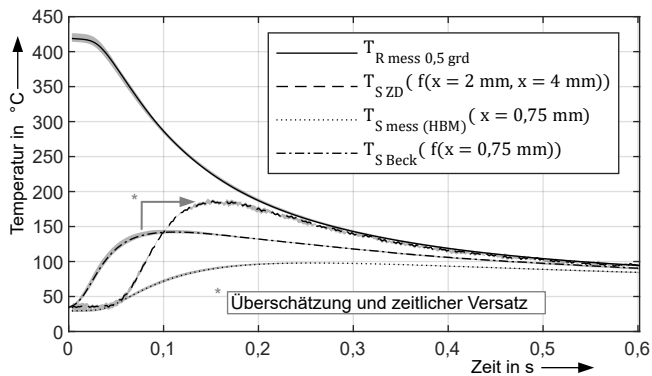


Abbildung 77: Ronden- und Stempel-Oberflächentemperaturen nach der ZD-, der Beck- und der HBM-Methode.

Aufgrund der geringen Robustheit der ZD-Methode wird sie in dieser Arbeit nicht weiter betrachtet. Aus Sicht des Autors bietet sie, abgesehen von der einfachen mathematischen Implementierbarkeit, keinen wesentlichen Mehrwert gegenüber der Beck-Methode, die im folgenden Abschnitt diskutiert wird.

Beck-Methode

Wie aus Anhang 9.2 hervorgeht, ist die Beck-Methode für die Bestimmung von IHTCs in der Blechumformung weit verbreitet. Sie verwendet den gleichen Versuchsaufbau wie die zuvor beschriebenen IHTC-Methoden, ist jedoch in ihrer Auswertemethode vergleichsweise komplex. Die Parameter der Beck-Methode für die folgenden Untersuchungen lauten, soweit nicht anders angegeben: $r = 7$, $\Delta t = 0,005$ s,

$\delta = 0,05$, $x_{mesh} = 0,25 \text{ mm}$, $\varepsilon = 0,0001$. Diese Parameter stammen aus eigenen Untersuchungen, die in Abschnitt 7.2.3 beschrieben sind. Weiterhin werden Mittelwerte aus den im oberen und unteren Stempel gemessenen Temperaturen gebildet (Mittelung von *oben* und *unten*; keine zeitliche Mittelung). Anschließend wird mit der Beck-Methode ein gemeinsames IHCP für beide Stempel gelöst. Zuvor werden die Modellierung und die experimentellen Ergebnisse auf Basis der Beck-Methode dargestellt.

Zur Modellierung des Abschreckvorgangs nach der Beck-Methode wird in Abbildung 78a die Stempel-Oberflächentemperatur $T_{S \text{ Beck}}$ durch lineare Segmente als $T_{S \text{ Beck mod}}$ approximiert und als Modelleingang verwendet. Die vorherige Abbildung 77 zeigt, dass $T_{S \text{ Beck}}$ deutlich höher ist als die zuvor als Modelleingang verwendete Werkzeugtemperatur aus der HBM-Methode (z. B. $\Delta T_S = 70 \text{ °C}$ bei $t = 0,1 \text{ s}$). Daher muss die Zeitkonstante der Ronde τ_R im Modell deutlich reduziert werden, um die modellierte Ronden-Thermoelementtemperatur $T_{R \text{ TE mod}}$ an die gemessene Rondentemperatur $T_{R \text{ mess}}$ anzunähern. Die reduzierte Zeitkonstante τ_R führt zu einem hohen idealen IHTC von $21,0 \text{ kW}/(\text{m}^2 \text{ K})$, siehe Abbildung 78b. Die Temperaturapproximation in Abbildung 78a ist jedoch für die Zeit oberhalb von $0,25 \text{ s}$ noch etwas ungenau, da $T_{R \text{ mess}}$ im Vergleich zu $T_{R \text{ TE mod}}$ schneller abnimmt. Dies deutet darauf hin, dass der tatsächliche IHTC im Experiment mit der Abschreckzeit ansteigen könnte, was zu einer schnelleren Abnahme von $T_{R \text{ mess}}$ führt, während der *ideale* IHTC im Modell konstant ist, da er implizit durch ein konstantes τ_R vorgegeben wird⁸.

⁸ Der Zusammenhang zwischen IHTC und τ_R ist auf Seite 23 zwischen Gleichung (8) und (9) ersichtlich.

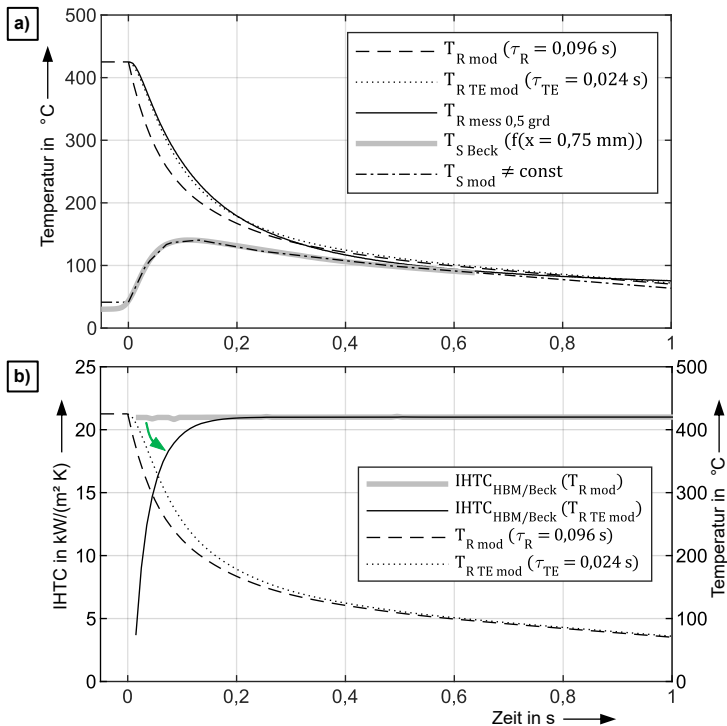


Abbildung 78: a) Temperaturen und b) IHTC-Verläufe nach einer hybriden HBM-Beck-Auswertung während eines Abschreckvorgangs mit einem 0,5 mm grd-Thermoelement bei nicht konstanter Modellierung der Stempel-Oberflächentemperatur. (Grüner Pfeil: Herabsetzung des IHTC durch den Einfluss des Rondent-Thermoelements.)

Der Vollständigkeit halber sei angemerkt, dass auch die Zeitkonstante des Thermoelements τ_{TE} von zuvor 0,021 s auf 0,024 s angepasst wurde, um in Abbildung 78 eine bessere Übereinstimmung von $T_{R\text{ TE mod}}$ und $T_{R\text{ mess } 0,5\text{ grd}}$ zu erreichen. Die gemessene Rondentemperatur $T_{R\text{ mess}}$ bleibt gegenüber den vorherigen Untersuchungen unverändert. Weiterhin ist zu beachten, dass es sich bei den in Abbildung 78b dargestellten IHTC-Verläufen um Hybride zwischen der HBM- und der Beck-Methode handelt. Neben den Rondenttemperaturen wird die Stempel-Oberflächentemperatur aus der Beck-Methode $T_{S\text{ Beck}}$ verwendet, während die mathematische Berechnung des IHTC mit der HBM-Methode aus Gleichung (12) auf Seite 23 erfolgt. Der Grund für diese Vorgehensweise ist, dass das Modell die für die IHTC-Berechnung notwendige Wärmestromdichte \dot{q} aus den Rondenttemperaturen

berechnet und nicht aus dem IHCP in den Stempeln, wie es für die Beck-Methode erforderlich wäre.

Abbildung 79 zeigt die experimentellen Ergebnisse der Beck-Methode (kein HBM-Beck-Hybrid), basierend auf den gleichen Versuchsdaten wie in Abbildung 76 und Abbildung 77.

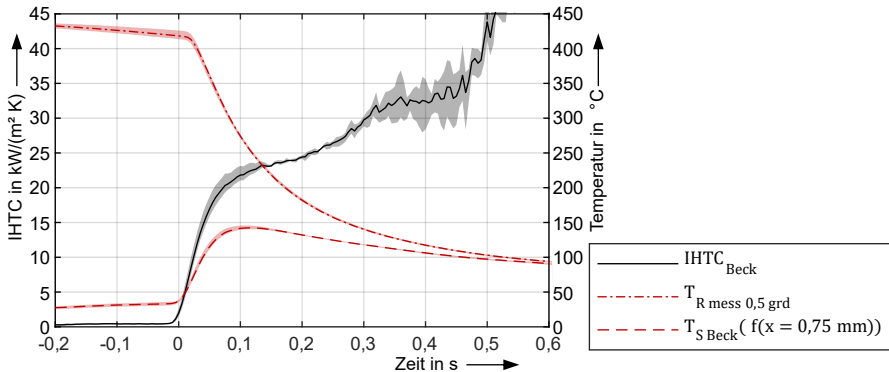


Abbildung 79: Experimentell ermittelte IHTC- und Temperaturverläufe nach der Beck-Methode bei 20 MPa.

Nach Erreichen des Nenndrucks von 20 MPa bei 0,09 s beträgt der IHTC 21,5 kW/(m²K) und steigt anschließend auf 29,2 kW/m²K bei 0,3 s an. Dies bestätigt die Annahme eines steigenden IHTC aus der Diskussion von Abbildung 78a, widerspricht aber der Hypothese eines zeitlich konstanten IHTC während eines Abschreckvorgangs. Der Anstieg des IHTC kann durch Mikroverformungen der Oberflächenrauheit [CAR14] und damit durch veränderte Kontaktverhältnisse zwischen Ronde und Werkzeug während des Abschreckvorgangs erklärt werden. Ein Grund für die sich ändernden Kontaktverhältnisse könnte die Relativbewegung der Oberflächen aufgrund der thermischen Schrumpfung der Ronde (und der gleichzeitigen thermischen Ausdehnung des Stempels) während des Abschreckvorgangs sein. Die Stärke dieser Relativbewegung unter hohem Druck kann sogar zu adhäsivem Werkzeugverschleiß führen, welcher in Abschnitt 7.2.3 gesondert behandelt wird.

Der zeitliche IHTC-Verlauf bei einer Flächenpressung von 2 MPa ist in Abbildung 80 dargestellt. Die absoluten IHTC-Werte sind niedriger als bei 20 MPa, was mit den qualitativen Trends in der Literatur übereinstimmt, siehe Abbildung 8, Seite 31.

Außerdem ist der IHTC-Anstieg ab 0,1 s bei 2 MPa geringer als bei 20 MPa, was auf eine geringere Änderung der Kontaktverhältnisse schließen lässt.

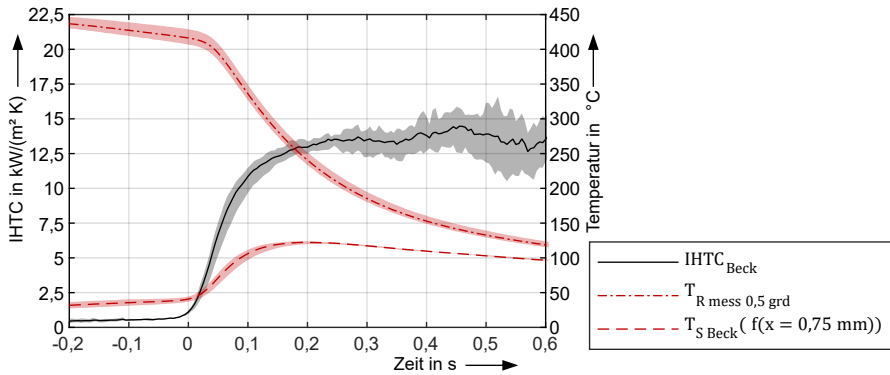


Abbildung 80: Experimentell ermittelte IHTC- und Temperaturverläufe nach der Beck-Methode bei 2 MPa.

Fazit zur Ermittlung der Stempel-Oberflächentemperatur im IHTC-Modellversuch

Hypothese 2: Die niedrigen IHTCs gegen Ende eines Abschreckvorgangs (niedrige Rondentemperaturen) sind auf eine unzureichende Berücksichtigung des Anstiegs der Stempel-Oberflächentemperatur und auf einen Fehler bei der Messung der dynamisch veränderlichen Rondentemperatur zurückzuführen.

Die Berücksichtigung einer ansteigenden Stempel-Oberflächentemperatur im IHTC-Versuch, d. h. während des Abschreckvorgangs einer Ronde, hat einen großen Einfluss auf die ermittelten IHTC-Werte. Dies lässt sich sowohl im Temperatur-Modell als auch im IHTC-Versuch nachweisen.

- Nach der Newton-Methode, die keinen Anstieg der Stempel-Oberflächentemperatur berücksichtigt, beträgt der mittlere IHTC-Wert bei 20 MPa zwischen 0,1 s und 0,3 s nur $8 \text{ kW}/(\text{m}^2\text{K})$ mit einem Maximum von $12,9 \text{ kW}/(\text{m}^2\text{K})$ bei 0,1 s. Die gleichen IHTCs ergeben sich mit der HBM-Methode bei einer Stempeltemperaturmessung 4 mm unterhalb der Werkzeugoberfläche.
- Ein im Vergleich zur Newton-Methode deutlich höherer mittlerer IHTC von $13,5 \text{ kW}/(\text{m}^2\text{K})$ (maximal $14,2 \text{ kW}/\text{m}^2\text{K}$) wird mit der HBM-Methode mit einem Thermoelement 0,75 mm unterhalb der Stempeloberfläche ermittelt. Obwohl die Messung der Stempel-Oberflächentemperatur 0,75 mm unter der Oberfläche eine deutliche Verbesserung gegenüber der Newton-Methode darstellt, sind die resultierenden IHTCs von $13,5 \text{ kW}/(\text{m}^2\text{K})$ bzw. $14,2 \text{ kW}/\text{m}^2\text{K}$ zu niedrig, da der Temperaturanstieg direkt an der Stempeloberfläche während des Abschreckvorgangs nicht ausreichend berücksichtigt wird.
- Die ZD-Methode überschätzt im vorliegenden Versuchsaufbau die Stempel-Oberflächentemperatur und gibt sie zusätzlich mit einer Zeitverzögerung wieder. Diese Kombination führt zu instabilen IHTC-Verläufen, die keine sinnvolle Auswertung zulassen.
- Die Beck-Methode mit 0,5 mm grd-Thermoelementen führt zu einem mittleren IHTC von $24,9 \text{ kW}/\text{m}^2\text{K}$ bei 20 MPa, der damit 3- bis 10-mal höher ist als die entsprechenden IHTCs aus der Literatur (Abbildung 8a Seite 31) und höher als die eigens ermittelten IHTCs der Newton- bzw. HBM-Methode. Der hohe IHTC der Beck-Methode ist im Wesentlichen auf zwei Verbesserungen zurückzuführen. Erstens auf die Messung der Rondentemperatur mit einem

0,5 mm μ -Thermoelement und zweitens auf die Messung der Stempeltemperatur 0,75 mm unter der Oberfläche in Kombination mit der Lösung eines inversen Wärmeleitungsproblems zur Berechnung der Temperatur direkt an der Stempeloberfläche. Die in dieser Arbeit ermittelten deutlich höheren IHTC-Werte im Vergleich zu Literaturwerten erfordern eine Plausibilisierung, die in Abschnitt 7.3 durchgeführt wird.

7.2.3 Weitere Einflüsse auf die Ergebnisse des IHTC-Modellversuchs

Dieser Abschnitt behandelt die Hypothese 3 und enthält Unterabschnitte für die jeweiligen Einflüsse der Berechnungsparameter der Beck-Methode, der Mehrfachverwendung von Ronden, des adhäsiven Verschleißes und des Einflusses von Thermoelementen auf das Temperaturfeld im Stempel.

Einfluss von Berechnungsparametern der Beck-Methode

Es gibt einige Berechnungsparameter der Beck-Methode, die bisher weder in dieser Arbeit noch in IHTC-Arbeiten aus der Literatur diskutiert wurden. Insbesondere die Wahl der Parameter r (Anzahl der zukünftigen Zeitschritte) und Δt (Schrittweite der zeitlichen Diskretisierung) werden in diesem Abschnitt diskutiert, da sie einen wesentlichen Einfluss auf die ermittelten IHTCs haben. Raynaud und Beck zeigen in einer grundlegenden Untersuchung von IHCP-Methoden, dass die Kombination von r und Δt die Stabilität und die Zeitauflösung der Beck-Methode bestimmt. Sie stellen fest, dass ein optimales Gleichgewicht zwischen diesen Werten je nach Anwendungsfall individuell bestimmt werden muss. [RAY88]

Für die Auswertung der IHTC-Versuchsdaten bei einem Druck von 20 MPa (siehe Abbildung 79) werden die r -Werte zwischen 4 und 20 und die Δt -Werte zwischen 0,003 s und 0,015 s variiert. Die resultierenden IHTC-Verläufe sind in Abbildung 81 dargestellt. Es ist zu erkennen, dass sowohl ein steigender Wert für r als auch ein steigender Wert für Δt eine glättende Wirkung haben. Diese Glättung führt zu einer geringeren Zeitauflösung und zu einer höheren Robustheit gegenüber Ausreißern des Temperaturmesssignals [RAY88]. Für das Produkt aus r und Δt wird daher der Begriff *Glättungszeit* eingeführt. Der Vergleich der IHTC-Verläufe zwischen Abbildung 81a und b zeigt, dass die IHTC-Verläufe für gleiche Glättungszeiten ähnlich, aber nicht exakt gleich sind, was mit der grundlegenden Literatur übereinstimmt [RAY88].

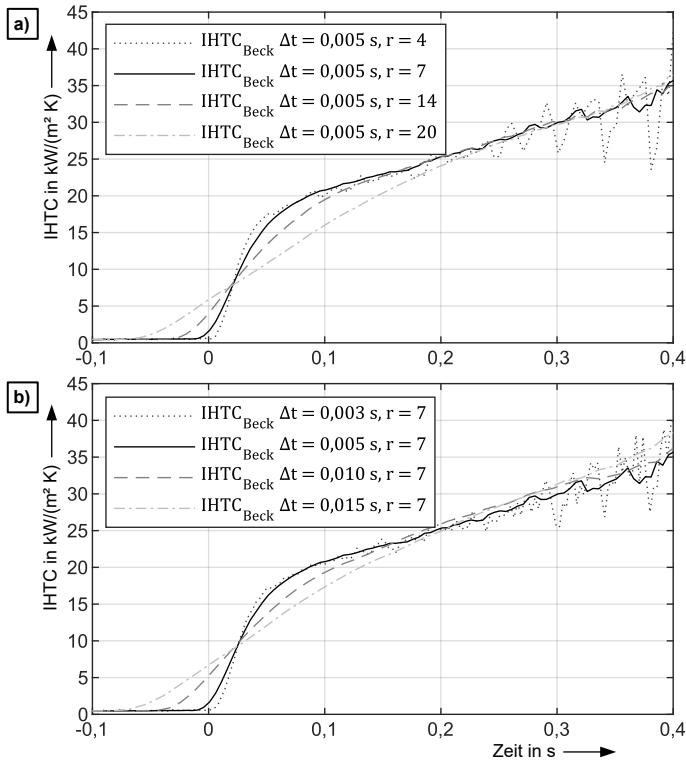


Abbildung 81: IHTC-Verläufe mit Einfluss der a) Anzahl zukünftiger Zeitschritte r und b) der Länge der Zeitschritte Δt in der Beck-Methode.

Für Glättungszeiten unter $0,02$ s treten im vorliegenden Fall Konvergenzprobleme bei der \dot{q} -Ermittlung der Beck-Methode auf, die durch die gepunkteten Linien in Abbildung 81 in Form eines schwankenden IHTC-Verlaufs angedeutet werden ($r \cdot \Delta t \approx 0,02$ s). Es ist festzuhalten, dass für IHTC-Abschreckvorgänge von $1,5$ mm dicken Aluminiumblechen eine Glättungszeit von $0,035$ s (z. B. $\Delta t = 0,005$ s und $r = 7$) einen guten Kompromiss zwischen Fehlerrobustheit und Zeitauflösung darstellt. Weitere Berechnungsparameter der Beck-Methode sind ε als die Schrittweite in der iterativen \dot{q} -Ermittlung, δ als die Konvergenzbedingung für \dot{q} und $xmesh$ als die Ortsauflösung der berechneten Stempelttemperaturen im PDEPE-Solver. Eine Variation von ε zwischen 10^{-2} und 10^{-5} hat keinen signifikanten Einfluss auf die berechneten IHTCs. Eine Variation von δ zwischen $5 \cdot 10^{-3}$ und $5 \cdot 10^{-2}$ hat ebenfalls

keinen Einfluss auf die berechneten IHTCs, wobei die Wahl von $\delta \leq 5 \cdot 10^{-4}$ bei einigen Datensätzen zu Konvergenzproblemen führt. Der maximal mögliche Wert von x_{mesh} ist der größte gemeinsame Teiler der Thermoelement-Positionen x , der in dieser Arbeit bei $x_{mesh_{max}} = 0,25$ mm liegt, wenn die Temperaturen bei $x = 0,75$ mm und $x = 4$ mm von Interesse sind. Eine Reduzierung von x_{mesh} von 0,25 mm auf 0,05 mm hat keinen Einfluss auf die berechneten IHTCs, erhöht aber die Rechenzeit um den Faktor 5 und führt bei einigen Datensätzen zu geringfügigen Konvergenzproblemen.

Eine weiterer Einflussfaktor der Beck-Methode ist der Umgang mit den Temperaturen des oberen und des unteren Stempels. Für die Auswertung des IHTC bzw. für die Lösung des IHCP gibt es zwei Möglichkeiten. Die erste Möglichkeit besteht darin, für den oberen und den unteren Stempel jeweils ein separates IHCP zu lösen, sodass sich zwei separate Wärmestromdichten \dot{q} ergeben (eine pro Stempel-Ronden-Kontaktfläche). Die zweite Möglichkeit besteht darin, aus den im oberen und unteren Stempel gemessenen Temperaturen Mittelwertverläufe zu bilden und anschließend ein gemeinsames IHCP zu berechnen (also einen Verlauf für die oben-unten-gemittelte Wärmestromdichte \dot{q}). In der vorliegenden Arbeit erweist sich die zweite Möglichkeit als robuster, da sie zu weniger Konvergenzproblemen bei der Berechnung von \dot{q} führt. Konvergenzprobleme bei der getrennten Auswertung (erste Möglichkeit) treten insbesondere dann auf, wenn die Zeitpunkte des ersten Kontakts zwischen dem jeweiligen Stempel und der Ronde unterschiedlich sind, auch wenn der Unterschied nur im Zehntelsekunden-Bereich liegt. Dies kann mit Gleichung (22) auf Seite 29 wie folgt erklärt werden. Liegt für einen Stempel zu Beginn der \dot{q} -Berechnung noch kein Kontakt vor (also eine sehr kleine Wärmestromdichte), so ist der Nenner von Gleichung (22) sehr klein und das Konvergenzkriterium δ wird nicht erfüllt. Ergänzend sei an dieser Stelle darauf hingewiesen, dass die Ermittlung des IHTC mit der Temperaturmessung in nur einem Stempel (egal ob HBM-, Beck- oder ZD-Methode) als nicht sinnvoll einzustufen ist, da in der Regel keine exakt symmetrische Abkühlung der Ronde zwischen den Stempeln realisiert werden kann.

Mehrfachverwendung von Ronden

Im Hinblick auf eine notwendige statistische Absicherung der IHTC-Versuche erscheint es auf den ersten Blick effizient, dieselbe Ronde mehrfach zu verwenden. Ab einem bestimmten Druckniveau kann dies jedoch dazu führen, dass die IHTC-Werte mit zunehmender Anzahl der Versuche abnehmen, wie in Abbildung 82 für Drücke von

20 MPa und 2 MPa dargestellt. Für jeden Druck werden drei Ronden verwendet, und jede Ronde wird im IHTC-Versuch dreimal abgeschreckt. Bei 2 MPa bleibt der mittlere IHTC nahezu konstant. Bei 20 MPa sinkt der IHTC deutlich von durchschnittlich $24,9 \text{ kW}/(\text{m}^2\text{K})$ zwischen $0,1 \text{ s}$ und $0,3 \text{ s}$ im ersten Versuch auf $17,0 \text{ kW}/(\text{m}^2\text{K})$ im dritten Versuch pro Ronde. Diese Verringerung des IHTC ist auf eine Verringerung der Dicke in der Mitte der Ronde, wo sich die Thermolemente befinden, im Vergleich zur Dicke der Ronde am äußeren Rand zurückzuführen. Daraus ergibt sich ein geringerer Druck zwischen der Rondenmitte und den Stempeln, was zu einer geringeren Wärmeübertragung und damit zu einem niedrigeren IHTC-Wert führt. Die Dickenabnahme in der Rondenmitte wird nach drei Versuchen pro Ronde mit einer digitalen Bügelmessschraube *Micromar 40 EWR* gemessen und ist ebenfalls in Abbildung 82 dargestellt.

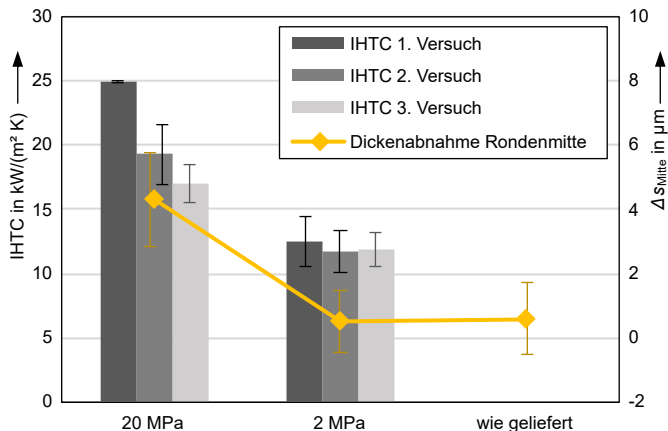


Abbildung 82: Experimentelle IHTCs nach der Beck-Methode (Mittelwert zwischen $0,1 \text{ s}$ und $0,3 \text{ s}$) aus 18 Versuchen mit 6 Ronden und Dickenabnahme in der Rondenmitte nach drei Versuchen je Ronde sowie Aluminiumblech wie geliefert.

Der Grund für die Dickenabnahme in der Rondenmitte ist die Reibschubspannung zwischen Werkzeug und Ronde während des Abschreckens (d.h. während der thermischen Schrumpfung der Ronde). Bei einem Druck von 20 MPa ist die Reibschubspannung höher als bei 2 MPa, was zu tangentialen und radialen Zugspannungen und damit zu plastischen Verformungen in der 20 MPa-Ronde führt. Um zu verstehen, warum die plastische Verformung nicht gleichmäßig über den Radius der Ronde verteilt ist, sondern sich in der Mitte der Ronde konzentriert, wird

der Spannungszustand in der Ronde analysiert. Unter der Annahme eines homogenen Druckes p kann die Reibschubspannung τ_μ an der Ober- und Unterseite der Ronde durch den Reibwert μ in Gleichung (26) ausgedrückt werden.

$$\tau_\mu = \mu \cdot p \quad (26)$$

In einem gedanklichen Kreisring wirkt τ_μ auf die Reibfläche A_μ , die in Gleichung (27) durch den Außenradius der Ronde $r_{R a}$ und einen veränderlichen Innenradius $r_{R i}$ definiert ist, siehe Abbildung 83a.

$$A_\mu = \pi \cdot (r_{R a}^2 - r_{R i}^2) \quad (27)$$

Während der thermischen Schrumpfung der Ronde wird die Reibkraft über zwei lastaufnehmende Querschnitte A_r (radial) und A_t (tangential) übertragen, die in den Gleichungen (28) und (29) mit der Rondendicke s definiert und in Abbildung 83a dargestellt sind.

$$A_r = s \cdot 2\pi \cdot r_{R i} \quad (28)$$

$$A_t = s \cdot (r_{R a} - r_{R i}) \quad (29)$$

Unter der Annahme einer isotropen thermischen Schrumpfung werden die Zugspannungen in radialer Richtung σ_r und in tangentialer Richtung σ_t als gleich angenommen und somit nach Gleichung (30) berechnet.

$$\sigma_{r/t} = 2\tau_\mu \cdot \frac{A_\mu}{A_r + A_t} \quad (30)$$

Abbildung 83b zeigt die theoretischen Spannungsverläufe in der Ronde für $\mu = 0,2$ und Drücke von 20 MPa und 2 MPa. Es wird angenommen, dass die Spannungen $\sigma_{r/t}$ und p bei kleinen Innenradien $r_{R i}$ den Hauptspannungszustand beschreiben, da die durch Reibung induzierte Schubspannung τ_μ vergleichsweise klein ist. Mit dem Tresca-Kriterium kann aus Gleichung (31) mit der Fließspannung k_f der Fließbeginn in der Ronde abgeschätzt werden.

$$k_f \leq \sigma_{r/t} - p \quad (31)$$

Der Fließbeginn der Ronde im IHTC-Versuch ist somit implizit abhängig von der Rondentemperatur, dem tragenden Radius, dem Reibwert zwischen Ronde und Stempel, dem Druck, der Rondendicke und dem Außendurchmesser der Ronde. Die

temperaturabhängigen Fließspannungen für das Rondenmaterial EN AW-7075 sind in Anhang 9.5 angegeben.

Unter der Annahme einer Druckanstiegszeit von 0,09 s (siehe Abbildung 58, Seite 116) und einer zu diesem Zeitpunkt gemessenen Rondentemperatur von ca. 290 °C im 20 MPa-Versuch zeigt sich, dass ab der Rondenmitte bis zu einem inneren tragenden Radius von $r_{Ri} \approx 9$ mm eine plastische Verformung auftritt. Bei einem Druck von 2 MPa wird das Fließkriterium aus Gleichung (31) nicht erfüllt, sodass keine plastische Verformung der Ronde auftritt.

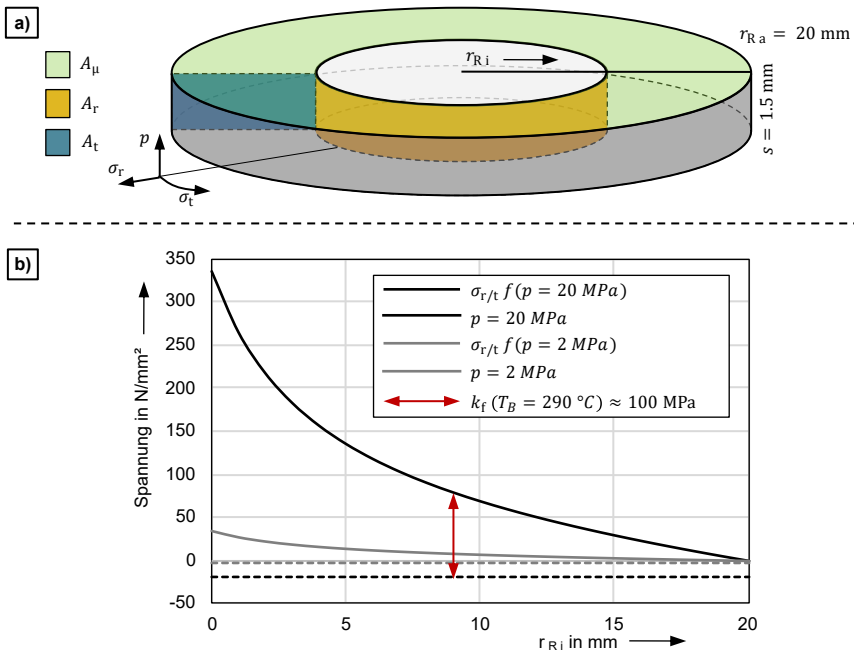


Abbildung 83: a) Schematische Darstellung einer Ronde mit den Wirkflächen A_μ , A_r und A_t und b) Spannungszustand in der Ronde während der thermischen Schrumpfung im Abschreckvorgang bei 2 MPa und 20 MPa.

Es ist zu beachten, dass die Annahme einer homogenen Druckverteilung eine wesentliche Vereinfachung der obigen Abschätzung darstellt. Die mit abnehmendem Radius r_{Ri} zunehmenden Zugspannungen $\sigma_{r/t}$ könnten jedoch bei $r_{Ri} < r_{Ra}$ zu einer vorübergehenden elastischen Ausdünnung der Ronde führen. Dadurch könnte sich die

Reibfläche A_μ am äußeren Rondenradius zu einem Kreisring verkleinern, d.h. auf dem Weg von r_{Ra} zur Rondenmitte könnte bereits nach wenigen Millimetern die gesamte Reibkraft aufgebracht sein. Dies würde zu einem steileren Anstieg der $\sigma_{r/t}$ -Verläufe in Abbildung 83b führen. Zusätzlich können die Abhängigkeiten zwischen Rondendicke, Temperatur und IHTC zu lokalen Spannungskonzentrationen führen, die die plastische Verformung zu größeren Radien verschieben. Ein weiterer Einfluss könnte die Thermolement-Bohrung in der Ronde sein, die eine mechanische Schwachstelle darstellt. Entsprechende Spannungszustände lassen sich jedoch nicht mit vertretbarem Aufwand vorhersagen.

Die wichtigste Erkenntnis aus diesem Unterabschnitt ist, dass eine Ronde nach einem IHTC-Versuch nur wiederverwendet werden sollte, wenn keine plastische Verformung der Ronde vorliegt. Darüber hinaus können Verschleißerscheinungen bei mehrfacher Verwendung einer Ronde problematisch sein, was im folgenden Unterabschnitt beschrieben wird.

Adhäsiver Verschleiß

Es ist allgemein bekannt, dass Aluminium in Halbwarm- und Warmumformprozessen zu adhäsivem Verschleiß neigt [LIU17a]. Jerina und Kalin zeigen bereits einen adhäsiven Werkstoffübergang von Aluminium zu Stahl unter quasistationären Bedingungen bei erhöhten Temperaturen [JER14]. Diese Beobachtung wirft die Frage auf, wie adhäsiver Verschleiß die experimentellen IHTC-Ergebnisse beeinflusst. Im Rahmen dieser Arbeit wird keine detaillierte Analyse zu diesem Thema durchgeführt. Es hat sich jedoch gezeigt, dass der adhäsive Verschleiß an den Stempeln, siehe Abbildung 84a, einen signifikanten Einfluss auf die IHTC-Ergebnisse hat. Im dargestellten Verschleißzustand wird mit der Beck-Methode bei 20 MPa und unter Verwendung von 0,5 mm grd-Thermolementen in der Ronde und 0,75 mm unter der Stempeloberfläche ein mittlerer IHTC von nur 9,08 kW/(m²K) ermittelt. Dieser IHTC ist um 64 % niedriger als der mit nicht-verschlissenen Werkzeugen ermittelte IHTC aus Abbildung 79. Diese hohe Abweichung kann durch die inhomogenen Kontaktbedingungen und den geringen Druck in der Mitte von Ronde und Stempel, wo sich die Thermolemente befinden, erklärt werden. Ein Grund dafür ist, dass adhäsiver Verschleiß an den Stempeln zu lokalen Erhebungen der Stempeloberfläche führt. Außerdem verstärkt der Verschleiß die im vorherigen Abschnitt beschriebene Dickenabnahme in der Rondenmitte, indem er die Reibung und damit die Zugspannungen in der Ronde erhöht. Abbildung 84b zeigt die Oberfläche einer Ronde,

die mehrfach zwischen verschlissenen Werkzeugen abgeschreckt wurde. Die Verschleißspuren verlaufen radial in Richtung der thermischen Schrumpfung und konzentrieren sich in einem Ring am Außenradius der Ronde, was mit der Verformungsdiskussion am Ende des vorherigen Abschnitts übereinstimmt.

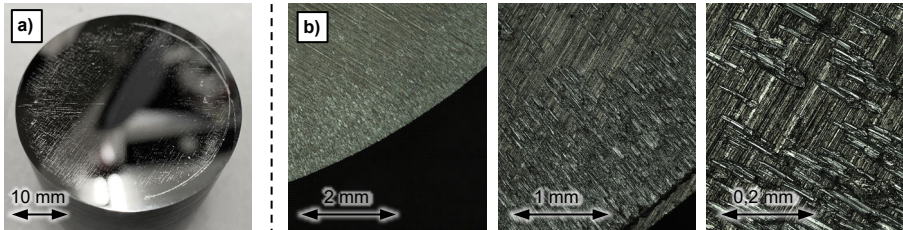


Abbildung 84: a) Adhäsiver Verschleiß an einem IHTC-Stempel, b) Verschleißspuren an einer Ronde nach dem Abschrecken zwischen verschlissenen Stempeln.

Es wird festgehalten, dass adhäsiver Verschleiß vermieden oder regelmäßig von den Werkzeugen entfernt werden sollte. Aus Sicht des Autors ist es nicht sinnvoll, den adhäsiven Verschleiß durch Polieren oder Schleifen der Werkzeuge zu entfernen, da sich dadurch die Rauheit und die Form der Werkzeugoberfläche und damit die Kontaktbedingungen ändern können. Außerdem verändert sich durch das Abtragen von Stempelmaterial der Abstand der Stempel-Thermoelemente von der Stempeloberfläche. Anhaftende Aluminiumpartikel können alternativ durch Aufbringen von Natronlauge auf die Stempeloberfläche nach jedem Abschreckvorgang entfernt werden, wie es in dieser Arbeit durchgeführt wurde, auch wenn der Verschleiß mit bloßem Auge noch nicht sichtbar ist.

Einfluss von Thermoelement-Bohrungen auf das Temperaturfeld im Stempel

Während des IHTC-Versuchs besteht in den Stempeln ein hoher räumlicher Temperaturgradient, insbesondere in der Nähe der Stempeloberfläche, siehe Abbildung 74 und Abbildung 77 auf Seite 139ff. Unter der Annahme, dass die Thermoelemente in radiale Bohrungen in den Stempeln eingesetzt sind, führt der oben erwähnte Temperaturgradient zu einem Temperaturunterschied zwischen der Ober- und Unterseite der Bohrung. Dieser Temperaturunterschied kann zu einem signifikanten Messfehler führen, wenn die Thermoelemente, die in der Regel etwas dünner als die Bohrung sind, entweder die Ober- oder die Unterseite der Bohrung berühren. Außerdem kann die Größe und Position des Thermoknotens innerhalb des Thermoelements die gemessene Temperatur beeinflussen.

Unter der Annahme eines ungestörten Temperaturfeldes (Subskript *un*) im Stempel kann die maximale Temperaturdifferenz zwischen der Mittelachse des Thermoelements und entweder der Ober- oder der Unterseite der Bohrung mit Gleichung (32) zu $\Delta T_{a \max un}$ berechnet werden. Der Radius der Thermoelement-Bohrung wird durch den Parameter a und der Gradient des ungestörten Temperaturfeldes durch g ausgedrückt.

$$\Delta T_{a \max un} = ga \quad (32)$$

Eine Störung des Wärmeflusses durch Bohrungen mit eingesetzten Thermoelementen, d.h. eine Veränderung des Temperaturfeldes, wird in einer mehrteiligen Analyse von Attia et al. untersucht [ATT86, ATT88, ATT93, ATT02]. Die Auswertezone in der Umgebung einer perfekt isolierten Bohrung in einem unendlichen Körper ist in Abbildung 85 durch den Temperaturdifferenzparameter Φ visualisiert. Dieser Parameter quantifiziert nach [ATT88] das Ausmaß der Störung des Temperaturfeldes in Gleichung (33), wobei sich die Parameter T_{gest} und T_{un} auf die gestörten und ungestörten Temperaturen an jedem Punkt der Auswertezone beziehen.

$$T_{gest} - T_{un} = \Phi \cdot ga \quad (33)$$

Die Addition von Gleichung (32) und Gleichung (33) führt zu Gleichung (34), die die maximale Temperaturdifferenz zwischen der Wand einer Thermoelement-Bohrung und ihrer Mittelachse für den gestörten Fall $\Delta T_{a \max gest}$ berechnet. Dieser Parameter kann als konservativer Schätzwert für den maximal möglichen Fehler bei der Messung der Werkzeugtemperatur aufgrund der Position des Thermoelements in seiner Bohrung im Stempel angesehen werden.

$$\Delta T_{a \max gest} = ga \cdot (1 + \Phi_{max}) \quad (34)$$

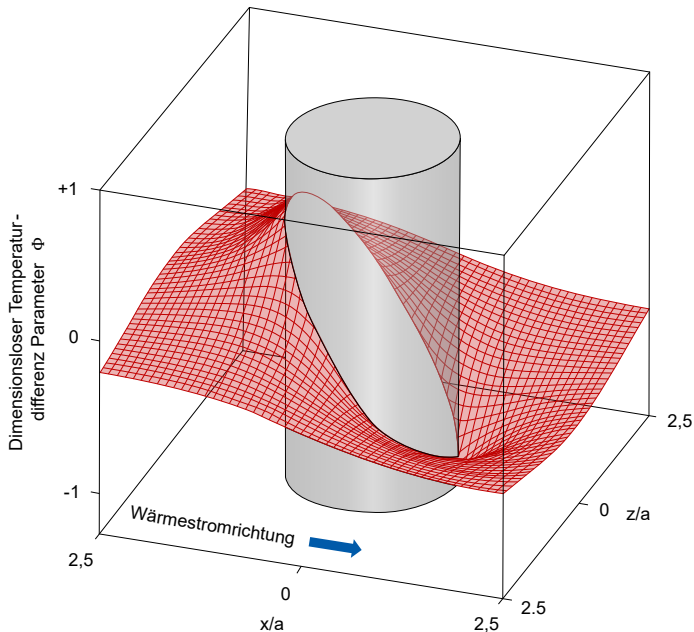


Abbildung 85: Dreidimensionale Darstellung des Temperaturdifferenzparameters ϕ um eine perfekt isolierte Fehlstelle (z. B. Bohrung) in einem unendlichen Körper, nach [ATT88].

Für die experimentellen Daten dieser Arbeit sind in Tabelle 6 die berechneten maximalen Temperaturdifferenzen für den Radius $a = 0,25$ mm, entsprechend einem $0,5$ mm Thermolement, angegeben. Die Temperaturgradienten g im Stempel an verschiedenen Positionen x sind aus den Temperaturdaten in Abbildung 74 und Abbildung 77 zum Zeitpunkt $0,2$ s linear approximiert. Der maximale dimensionslose Temperaturdifferenzparameter ϕ_{\max} wird aus Abbildung 85 mit $0,5$ angenähert.

Tabelle 6: Maximale Temperaturdifferenzen an den Wänden von perfekt isolierten Bohrungen unterhalb der Stempeloberfläche bei ungestörtem und gestörtem Wärmestrom.

x in mm	a in mm	g in K/mm	$\Delta T_{a \max \text{ un}}$ in °C	ϕ_{\max}	$\Delta T_{a \max \text{ gest}}$ in °C
$0 < x < 0,75$	0,25	48,1	12,0	0,5	18,0
$0,75 < x < 2$	0,25	33	8,3	0,5	12,4
$2 < x < 4$	0,25	14,1	3,5	0,5	5,3

Es ist davon auszugehen, dass der Messpunkt in einem realen Thermoelement in der Nähe der Mittelachse der Bohrung und nicht am äußeren radialen Rand des Thermoelements (d. h. an der Bohrungswand) liegt. Daher ist $\Delta T_{a \max \text{un}}$ wahrscheinlich kleiner als in Tabelle 6 angegeben. Außerdem sollte die Störung des Temperaturfeldes in einer Thermoelement-Bohrung mit eingesetztem Thermoelement weniger ausgeprägt sein als in einer perfekt isolierten Bohrung, was ϕ_{\max} und damit $\Delta T_{a \max \text{gest}}$ verringern würde. Daher ist der mögliche räumliche Temperaturmessfehler im Stempel $\Delta T_{a \max \text{gest}}$ eine konservative Fehlerabschätzung. Attia et al. weisen jedoch einen signifikanten Messfehler auch im stationären Temperaturfeld nach, indem sie FE-Analysen für verschiedene Kombinationen von Wärmefluss und thermischen Eigenschaften sowohl des Stempels als der Thermoelement-Komponenten durchführen [ATT02]. Eine genauere Quantifizierung des Temperaturmessfehlers in der aktuellen Versuchsanordnung könnte mit einem detaillierten FE-Modell durchgeführt werden, das die folgenden Parameter enthält: Dicke und thermische Eigenschaften der Thermoelement-Materialien (Thermoknoten, Isolation, Mantel); Position des Thermoknotens; IHTC zwischen allen Komponenten, insbesondere zwischen Thermoelement und Stempel. Ein solches Modell ist jedoch nicht Gegenstand dieser Arbeit. Die Grundlagen solcher Modellierungsmethoden sind in der Literatur beschrieben [BER14b].

In der vorliegenden Arbeit wird der Fehler der Temperaturmessung in den Stempeln minimiert, indem 0,5 mm Thermoelemente in die Stempel eingesetzt werden, anstatt wie in der Literatur 1 mm Thermoelemente, siehe Anhang 9.2. Außerdem führt nur das Einsetzen der Thermoelemente mit Kupferpaste zu einem zufriedenstellenden Ergebnis gemäß der Plausibilisierung in Abschnitt 7.3. Ein weiterer Ansatz zur Minimierung des Fehlers der Temperaturmessung in den Stempeln ist die Reduzierung des Thermoelement-Durchmessers auf weniger als 0,5 mm, was jedoch durch den Erodierprozess der Thermoelement-Bohrungen begrenzt wird. Dies könnte durch einen vertikal geteilten Stempel erreicht werden, der die Herstellung kleinerer Thermoelement-Nuten ermöglicht. Dieser Ansatz wurde bereits von Müller für die Messung der Werkzeugtemperaturen in einem Drahtziehprozess mit 0,16 mm Thermoelementen umgesetzt [MÜL98]. Ein weiterer Ansatz zur Minimierung des räumlichen Temperaturmessfehlers besteht darin, mehrere Thermoelemente im gleichen Abstand x von der Werkzeugoberfläche an verschiedenen radialen und tangentialen Positionen einzusetzen und deren Temperatursignale zu mitteln.

Fazit zu weiteren Einflüssen auf die Ergebnisse des IHTC-Modellversuchs

Hypothese 3: Die hohe Streuung der experimentell ermittelten IHTCs aus der Literatur kann zusätzlich zu den Hypothesen 1 und 2 auf Details in der Versuchsdurchführung und Datenanalyse zurückgeführt werden.

Neben der Messung bzw. Bestimmung der Stempeloberflächen- und Ronden-Temperaturverläufe gibt es eine Reihe von Einflüssen, die die experimentelle Ermittlung von IHTCs beeinträchtigen und unterschiedliche Auswirkungen auf die IHTCs haben. In den meisten Fällen reduzieren diese Einflüsse die ermittelten IHTCs.

- Der Glättungseffekt der Beck-Berechnungsparameter r und Δt , und der damit verbundene Verlust an zeitlicher Auflösung kann durch eine Konvergenzanalyse minimiert werden.
- Die Mehrfachverwendung von Ronden bei hohen Drücken im IHTC-Versuch kann zu einer Abnahme der ermittelten IHTCs führen (ca. 20 % von Versuch 1 zu Versuch 2 bei 20 MPa). Ursache hierfür ist eine plastische Verformung der Ronden im IHTC-Versuch, die sich auf die Kontaktverhältnisse zwischen Ronde und Stempel auswirkt.
- Auftretender Adhäsionsverschleiß an den Stempeln führt zu einer signifikanten Reduktion der ermittelten IHTCs (64 % im vorliegenden Beispiel), da er die Kontaktverhältnisse zwischen Stempeln und Ronde verändert.
- Der Einfluss der Thermoelemente auf das Temperaturfeld in den Stempeln kann durch die Verwendung von Wärmeleitpaste (z. B. Kupferpaste) minimiert werden, ist aber noch nicht abschließend quantifiziert.

7.3 Validierungsmöglichkeiten und Plausibilisierung des IHTC-Modellversuchs

Für die Validierung experimentell ermittelter IHTCs für nicht-isotherme Blechumformprozesse ist ein ähnliches Vorgehen wie bei der Validierung des Streifenziehversuchs in Abschnitt 6.3 denkbar: Temperaturen aus einer FE-Simulation, in der die IHTCs in den Kontaktbedingungen verwendet werden, könnten mit experimentell gemessenen Temperaturen im Umformprozess verglichen werden. Eine Herausforderung besteht jedoch darin, dass die Temperaturmessung selbst die hauptsächlich zu validierende Komponente darstellt, da der IHTC-Modellversuch

größtenteils auf Temperaturmessungen basiert. In Abschnitt 7.2.1 wird ausführlich gezeigt, dass die Messung dynamischer Temperaturen in der Ronde fehleranfällig ist, wodurch die Temperaturmessung mit Thermoelementen im Aluminiumblech eines Umformversuchs [LIU17b] keine wirkliche Validierung darstellt. Eine solche Validierung wird zusätzlich aufgeweicht, wenn vereinfachte Annahmen aus dem IHTC-Versuch, z. B. eine gemäß Newton-Methode konstante Stempel-Oberflächentemperatur, auch in der FE-Simulation getroffen werden (vgl. [DEG20]). Eine scheinbare Validierung experimentell ermittelter IHTCs mithilfe einer FE-Simulation des IHTC-Versuchs selbst [LIU19] zeigt lediglich, dass die Implementierung von IHTCs in der FE-Simulation funktioniert.

Der in dieser Arbeit verfolgte Ansatz besteht in der Plausibilisierung der Temperaturmessungen in Stempel und Ronde mithilfe der Beck-Methode. Dieses Vorgehen stellt zwar streng genommen keine Validierung der IHTC-Werte in Bezug auf einen Realprozess dar, erhöht aber nach Einschätzung des Autors die Transparenz des Modellversuchs und stellt somit einen Mehrwert dar.

Stempeltemperaturen der Beck-Methode

Als ein Schritt im Ablauf der Beck-Methode berechnet der PDEPE-Solver für jeden Zeitschritt Δt ein räumliches Temperaturfeld in den Stempeln. Diese Berechnung basiert gemäß Abschnitt 2.4.6 auf einer (oder mehreren) Temperaturmessung(en) unterhalb der Stempeloberfläche. Eine Möglichkeit zur Plausibilisierung der Beck-Methode besteht darin, die Temperaturen aus dem PDEPE-Temperaturfeld mit zusätzlich gemessenen Stempeltemperaturen zu vergleichen, die nicht Bestandteil der Beck-Methode sind. Abbildung 86 zeigt die gemittelten Stempeltemperaturen (inkl. min-max-Hüllkurve) aus drei Versuchen bei 20 MPa. Alle PDEPE-Temperaturen sind aus der Temperaturmessung an der Position $x = 0,75$ mm berechnet, die im Folgenden als *Berechnungsbasis* bezeichnet wird. An dieser Position sind die berechneten und die gemessenen Temperaturverläufe nahezu identisch, mit einer kleinen Abweichung beim Temperaturanstieg von 30 °C auf 50 °C. Diese Abweichung kann mit dem Glättungseffekt durch die Beck-Parameter r und Δt erklärt werden (siehe Seite 149f).

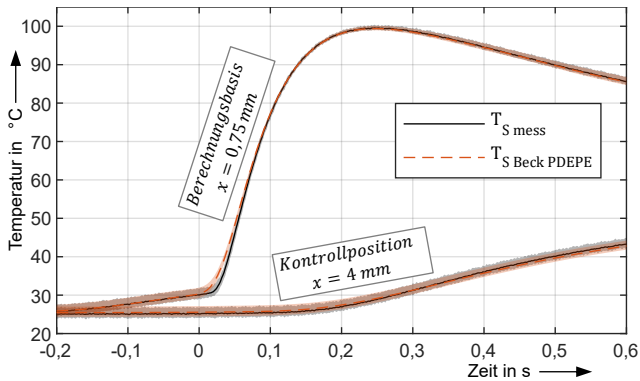


Abbildung 86: Zeit-Verläufe aus gemessenen und gemäß Beck-Methode via PDEPE berechneten Stempeltemperaturen auf der Grundlage von drei Versuchen (Mittelwert aus Stempel oben und unten).

Es ist zu beachten, dass die Übereinstimmung der Temperaturen an der Berechnungsbasis nicht selbstverständlich ist. Die Temperaturen können nur dann übereinstimmen, wenn der PDEPE-Solver eine Randbedingung \dot{q} findet, die ein passendes Temperaturfeld im Stempel erzeugen kann. Darüber hinaus zeigen die gemessenen und berechneten Temperaturen an der *Kontrollposition* $x = 4 \text{ mm}$ ebenfalls eine gute Übereinstimmung, obwohl die gemessene Temperatur an dieser Kontrollposition nicht in die Berechnung des PDEPE-Temperaturfeldes eingeht. Eine gute Übereinstimmung der gemessenen und berechneten Temperaturen an der Berechnungsbasis und an der Kontrollposition plausibilisiert somit die Gesamtlösung des IHCP in den Stempeln. Dies gilt insbesondere für die IHCP-Randbedingung \dot{q} , die eine Kernkomponente der IHTC-Berechnung darstellt. Im Versuchsaufbau dieser Arbeit ist die in Abbildung 86 gezeigte gute Übereinstimmung zwischen gemessenen und berechneten Stempeltemperaturen nur mit 0,5 mm Thermoelementen möglich, die mit Kupferpaste in die Stempelbohrungen eingesetzt werden.

Wärmestromdichte aus Ronde und Beck-Methode

Eine Möglichkeit zur Plausibilisierung der IHTCs aus der Beck-Methode ergibt sich aus den in Tabelle 2 auf Seite 30 aufgeführten IHTC-Methoden. Die Wärmestromdichte an der Grenzfläche zwischen Ronde und Stempeln \dot{q} kann entweder aus den Randbedingungen des IHCP in den Stempeln entnommen (Beck-Methode) oder aus der Messung der Rondentemperatur berechnet werden (Newton-, HBM- und ZD-

Methode). Der \dot{q} -Verlauf kann also aus zwei unabhängigen Temperaturmessungen in verschiedenen Messobjekten mit unterschiedlichen zeitlichen Temperaturgradienten und Temperaturniveaus abgeleitet werden. Aus den experimentellen Daten, die den IHTC-Verläufen in Abbildung 79 und Abbildung 80 zugrunde liegen, sind die \dot{q} -Werte von Ronde und Stempeln in Abbildung 87 dargestellt und zeigen eine gute Übereinstimmung, was zumindest implizit die Richtigkeit der IHTC-Werte bestätigt.

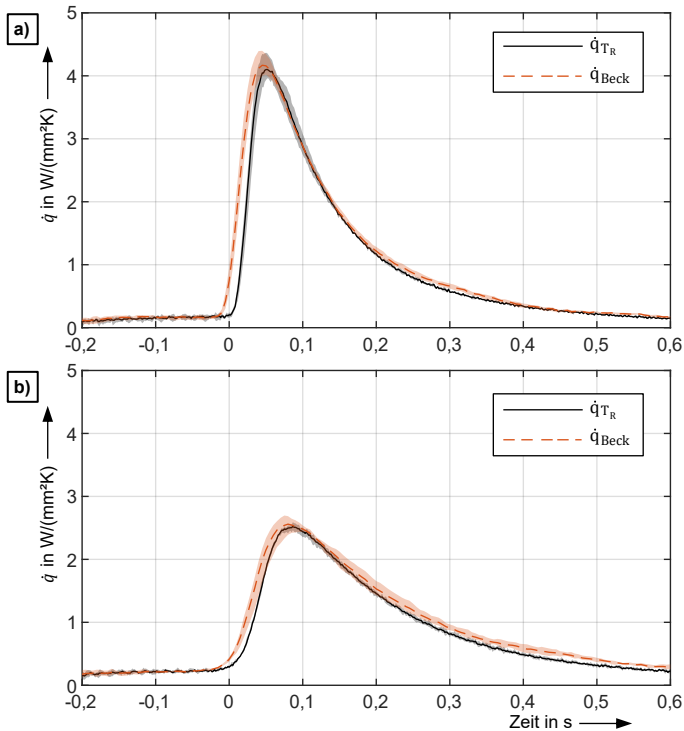


Abbildung 87: Vergleich der \dot{q} -Verläufe berechnet aus der Rondentemperatur bzw. gemäß Beck-Methode aus den Stempeltemperaturen bei a) 20 MPa und b) 2 MPa.

Es ist zu beachten, dass Fehler bei der Temperaturmessung entweder in der Ronde oder in den Stempeln zu einer Veränderung des \dot{q} -Verlaufs führen und somit durch den Vergleich der Verläufe erkannt werden können. Es ist unwahrscheinlich, dass ein systematischer Temperaturmessfehler, z. B. aufgrund der Thermoelement-Zeitkonstante, zu einer gleichen Änderung von \dot{q}_{TR} und \dot{q}_{Beck} führt und sich somit

aufhebt, da sowohl Temperaturniveau als auch Temperaturgradient und Einbausituation unterschiedlich sind.

Der vorzeitige Anstieg von \dot{q}_{Beck} gegenüber \dot{q}_{T_R} in Abbildung 87 kann auf den Einfluss der Glättungszeit $r \cdot \Delta t$ zurückgeführt werden, der auf Seite 149f beschrieben ist. Umgekehrt kann der verspätete Anstieg von \dot{q}_{T_R} gegenüber \dot{q}_{Beck} entweder auf die Zeitkonstante des Ronden-Thermoelements oder auf die Ungenauigkeit der Annahme der Ronde als konzentrierte Wärmekapazität zurückgeführt werden.

Da nicht ohne Weiteres definiert werden kann, was eine *gute* und was eine *schlechte* \dot{q} -Übereinstimmung ist, zeigt Abbildung 88 die \dot{q} -Verläufe für eine Versuchsreihe mit fehlerhafter Messung der Rondentemperatur. Der Fehler tritt auf, obwohl ein funktionsfähiges 0,5 mm grd-Thermoelement in eine $\emptyset 0,55$ mm Bohrung eingesetzt wurde, wie es in dieser Arbeit üblich ist. Der mittlere $IHTC_{\text{Beck}}$ aus dieser fehlerhaften Versuchsreihe beträgt $15,4 \text{ kW}/(\text{m}^2\text{K})$ und ist damit 38 % niedriger als der IHTC aus den plausibilisierten Messungen in Abbildung 79.

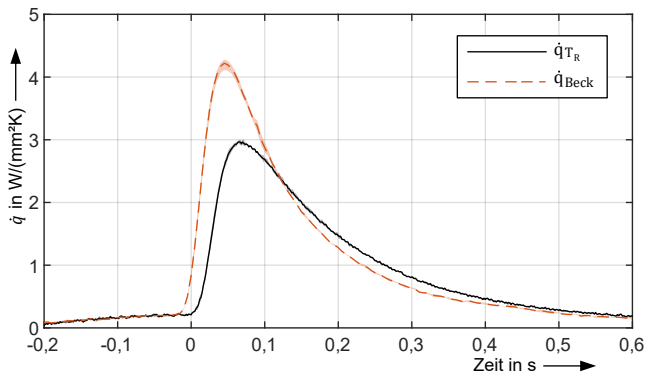


Abbildung 88: Vergleich der \dot{q} -Verläufe berechnet aus fehlerhaft gemessenen Rondentemperaturen bzw. gemäß Beck-Methode aus den Stempeltemperaturen bei 20 MPa.

Die fehlerhafte Messung der Rondentemperatur, die zur \dot{q} -Abweichung in Abbildung 88 führt, kann auf einen schlechten Wärmeübergang zwischen Ronde und Thermoelement zurückgeführt werden. Während der Entwicklung des IHTC-Modellversuchs, die mehr als 300 Versuchsdurchführungen mit mehr als dreißig 0,5 mm Thermoelementen umfasste, wurde folgender Zusammenhang festgestellt: Wenn das Thermoelement leicht von Hand in die Bohrung der Ronde eingeführt werden kann, zeigt der \dot{q} -Vergleich eine schlechte Übereinstimmung, was zu einem zu

niedrigen IHTC führt. Nur wenn das 0,5 mm Thermoelement mit einer Zange in die Bohrung der Ronde eingeführt werden muss, weil eine enge Passung zwischen der Spitze des Thermoelements und der Bohrung besteht, ist eine gute Übereinstimmung im \dot{q} -Vergleich möglich. Gelegentliche Veränderungen der Passung zwischen Thermoelement und Rondenbohrung sind auf Fertigungstoleranzen sowohl des Thermoelements als auch der Rondenbohrung zurückzuführen.

Statische IHTC-Methode

Eine weitere Möglichkeit zur Validierung experimentell ermittelter IHTCs ist der Vergleich von IHTCs aus grundsätzlich unterschiedlichen Ermittlungsmethoden. Während alle dynamischen Methoden (Newton, HBM, ZD und Beck) eine Messung der dynamisch veränderlichen Rondentemperatur erfordern, kommt die statische Methode aus Abbildung 5 auf Seite 20 ohne eine solche Messung (und die damit verbundenen Unsicherheiten) aus. Obwohl der im Rahmen dieser Arbeit entwickelte IHTC-Modellprüfstand auch die statische Methode abbilden kann, war zum Zeitpunkt der Erstellung dieser Arbeit kein sinnvoller Vergleich der beiden Methoden möglich. Grund dafür ist, dass bei der statischen Methode der für den IHTC maßgebende Temperatursprung zwischen Ronde und Stempel relativ klein ist. Bei Ungenauigkeiten (z. B. in den Materialkennwerten oder in der Messung der Stempeltemperaturen) kann dieser Temperatursprung negativ werden, was im Nulldurchgang zu einem unendlich hohen bzw. zu einem negativ-unendlichen IHTC führt. Die notwendige Genauigkeit der Stempeltemperaturmessung umfasst sowohl die Relativwerte als auch die Position der gemessenen Temperaturen. Eine Weiterentwicklung des IHTC-Modellprüfstands für die statische Methode erfordert daher unter anderem eine Miniaturisierung der Temperaturmessstellen, wodurch auch der Einfluss der Messstellen auf das Temperaturfeld im Stempel minimiert wird.

Fazit zu Validierungsmöglichkeiten und Plausibilisierung des IHTC-Modellversuchs

Hypothese 4: Die Ergebnisse sorgfältig ausgelegter dynamisch-experimenteller IHTC-Methoden lassen sich durch eine erweiterte Auswertung von Versuchsdaten plausibilisieren.

Die Validierung des IHTC-Modellversuchs bzw. der ermittelten IHTC-Werte stellt eine Herausforderung dar, die im Rahmen dieser Arbeit zumindest mit einer Plausibilisierung der Temperaturmesswerte adressiert wird.

- Bestehende Validierungsansätze aus der Literatur sind unzureichend, da sie auf den gleichen (fehlerbehafteten) Temperaturmessvorgängen wie die IHTC-Versuche beruhen (z. B. Thermoelemente mit zu hoher thermischer Trägheit).
- Der Vergleich von gemessenen und berechneten Stempeltemperaturen in der Beck-Methode deutet auf eine konsistente Lösung des inversen Wärmeleitungsproblems (IHCP) in den Stempeln des IHTC-Modellversuchs hin.
- Der Vergleich der Wärmestromdichten \dot{q} aus der Beck-Methode (berechnet aus dem IHCP) und aus der Ronden-Temperaturmessung ermöglicht die Detektion von Temperaturmessfehlern und dient der Plausibilisierung eines IHTC-Versuchs. Die abschließende Quantifizierung dieses Gütekriteriums, z. B. die Definition einer zulässigen Abweichung zwischen den \dot{q} -Verläufen, erfordert weitere Untersuchungen.
- Die Validierung von IHTCs durch den Vergleich grundsätzlich unterschiedlicher IHTC-Methoden (dynamisch vs. statisch) ist vielversprechend, erfordert jedoch eine Optimierung des IHTC-Modellprüfstandes in Bezug auf die statische IHTC-Methode in Form einer verbesserten Genauigkeit der Temperaturmessung in den Stempeln (sowohl Temperaturwerte als auch deren Ortsauflösung).

7.4 Fazit zur Entwicklung des IHTC-Modellversuchs

Forschungsfrage 1: Welche zentralen Merkmale sollte eine allgemein anwendbare Entwicklungsmethodik für Modellversuche in der Umformtechnik aufweisen?

In Bezug auf die Anwendung der in Kapitel 5 vorgestellten Methodik auf die Entwicklung eines IHTC-Modellversuchs lässt sich Folgendes festhalten:

- Das Verständnis für dynamische IHTC-Methoden wurde durch die Anwendung der entwicklungsbegleitenden Modellierung als zentrales Werkzeug der Entwicklungsmethodik aus Kapitel 5 erheblich verbessert. Hier sind sowohl die analytische Temperatur-Modellierung als auch der ergänzende Modellversuch für Thermoelemente (physische Modellierung) zu nennen.
- Die konsequente Suche nach Möglichkeiten zur Eigenschaftsabsicherung (z. B. Plausibilisierung von Temperaturmessungen) führt zu einem transparenten Modellversuch, der als Referenz für zukünftige Entwicklungen von IHTC-Modellversuchen dienen kann.

Für eine Zusammenfassung der technischen Ergebnisse in Bezug auf den IHTC sei auf die Hypothesen-spezifischen Fazits am Ende der Abschnitte 7.2.1 bis 7.2.3 verwiesen.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Zusammenfassung

In der vorliegenden Arbeit wird eine **Entwicklungsmethodik für Modellversuche** vorgestellt, die das V-Modell nach VDI 2206 mit einem Spannungsfeld aus drei grundlegenden Merkmalen von Modellversuchen (Übertragbarkeit auf Realprozesse, Beobachtbarkeit und Aufwand) kombiniert. Die Entwicklungsmethodik wird beispielhaft auf die Entwicklung von zwei Modellversuchen für die nicht-isotherme (Aluminium-) Blechumformung angewendet. Dabei stehen die Eigenschaftsabsicherung (Verifikation und Validierung bzw. Plausibilisierung) sowie die entwicklungsbegleitende Modellierung im Vordergrund. Gegenüber dem Stand der Technik unterscheiden sich die entwickelten Modellversuche insbesondere in den Bereichen der Eigenschaftsabsicherung und der Transparenz, was die Einordnung der Ergebnisse und auch den zukünftigen Aufbau verwandter Modellversuche erleichtert.

Die **Entwicklung des tribologischen Modellversuchs** erfolgt auf Basis eines Streifenziehversuchs. Der resultierende Modellversuch ermöglicht durch seinen hohen Automatisierungsgrad eine effiziente Versuchsdurchführung. Er ist in der Lage, verschiedene Schmierstoff-spezifische Phänomene aufzulösen und Reibwerte als Funktion der initialen Temperaturen von Blech und Werkzeugen zu ermitteln. Abweichungen zwischen den Reib- und Verschleißergebnissen des Modellversuchs und des Realprozesses sind zurückzuführen auf die Verwendung einer Werkzeugschmierung in Verbindung mit trockenen Blechen sowie auf niedrige Kontaktnormalspannungen im Modellversuch und auf teilweise unterschiedliche initiale Blechtemperaturen. Das transparente Aufzeigen der abweichenden Ergebnisse wird erst durch die konsequente Eigenschaftsabsicherung auf Basis der Entwicklungsmethodik ermöglicht.

Im Rahmen der **Entwicklung des IHTC-Modellversuchs** werden verschiedene Methoden zur Ermittlung von IHTCs sowohl experimentell als auch modellbasiert analysiert. Die Ergebnisse zeigen, dass bisherige IHTC-Werte aus der Literatur den Wärmeübergang zwischen Blech und Werkzeug um bis zu 90 % unterschätzen. Als Gründe hierfür werden Temperaturmessfehler in Ronde und Stempel der IHTC-

Versuche nachgewiesen. Darüber hinaus wird der Einfluss allgemeiner Versuchsbedingungen auf die ermittelten IHTCs quantifiziert und die IHTC-Werte des neu entwickelten Modellversuchs werden plausibilisiert. Die Entwicklung des IHTC-Modellversuchs profitiert im Wesentlichen von der konsequenten Umsetzung der in der Entwicklungsmethodik vorgesehenen Modellierung und der Analyse der Validierungsmöglichkeiten.

Einen detaillierteren Überblick über die wichtigsten Erkenntnisse der vorliegenden Arbeit geben die Forschungsfragen- bzw. Hypothesen-spezifischen Fazits, die in Tabelle 7 aufgelisteten sind.

Tabelle 7: Fazits zu den Forschungsfragen und Hypothesen der vorliegenden Arbeit, die in Abschnitt 3.2 beschrieben sind.

Bezeichnung	Seite	Bezug
Zwischenfazit zur Entwicklungsmethodik für Modellversuche	57	Forschungsfrage 1
Fazit zum Auflösungsvermögen temperaturabhängiger Reibwerte	78	Forschungsfrage 2
Fazit zu Schmierstoff-spezifischen Phänomenen	93	Forschungsfrage 3
Fazit zur Validierung des Streifenziehversuchs	110	Forschungsfrage 4
Fazit zur Entwicklung des tribologischen Modellversuchs	111	Forschungsfrage 1
Fazit zum Einfluss der Ronden-Temperaturmessung im IHTC-Modellversuch	135	Hypothese 1
Fazit zur Ermittlung der Stempel-Oberflächentemperatur im IHTC-Modellversuch	148	Hypothese 2
Fazit zu weiteren Einflüssen auf die Ergebnisse des IHTC-Modellversuchs	160	Hypothese 3
Fazit zu Validierungsmöglichkeiten und Plausibilisierung des IHTC-Modellversuchs	166	Hypothese 4
Fazit zur Entwicklung des IHTC-Modellversuchs	167	Forschungsfrage 1

Ausblick

Hinsichtlich der Entwicklungsmethodik ist eine zukünftige Anwendung auf weitere Modellversuche wünschenswert. Dabei könnte eine bedarfsgerechte Ergänzung um Elemente aus anderen Themengebieten bzw. Fachdisziplinen erfolgen. Ebenso ist eine Integration von Inhalten aus der Ähnlichkeitstheorie der Umformtechnik denkbar [PAW64].

In Bezug auf temperierte Streifenziehversuche erscheint die Umsetzung einer Blechvorschmierung unmittelbar vor dem Streifenziehversuch als sinnvoll: Je nach nachgebildetem Realprozess (z. B. Schmierkonzept und Kinematik der Umformung) wird dadurch eine Steigerung der Übertragbarkeit der Ergebnisse erwartet. Weiterhin werden Untersuchungen mit Zylinder-Ebene-Geometrie zur Abbildung der Kontaktbedingungen an den Werkzeuggradien empfohlen. Darüber hinaus sollten in zukünftigen Untersuchungen dieselben initialen Blechtemperaturen in Modellversuch und Realprozess gewählt werden.

Im Hinblick auf die IHTC-Untersuchungen ist eine Annäherung der Versuchsbedingungen an reale Umformprozesse sinnvoll. Hier sind insbesondere Schmierstoff-Phänomene zu quantifizieren. Darüber hinaus sind unterschiedliche Oberflächenrauheiten zu untersuchen, um beispielsweise eine Einglättung der Blechoberfläche während der Umformung zu berücksichtigen. Parallel dazu kann eine weitere Miniaturisierung der Temperaturmessstellen sowohl die dynamische Messfähigkeit als auch die Ortsauflösung der Temperaturmessung erhöhen. Letzteres ist insbesondere für die statische IHTC-Methode von Bedeutung, die dann als Vergleichsmethode für die dynamische Beck-Methode herangezogen werden kann. Eine genauere Ermittlung der Stempel-Oberflächentemperatur im dynamischen IHTC-Versuch bietet prinzipiell die Möglichkeit, zukünftig auf die Messung der dynamisch veränderlichen Rondentemperatur zu verzichten. Dazu muss der zeitliche Verlauf der Rondentemperatur aus der Rondent-Anfangstemperatur und dem Wärmestrom aus dem inversen Wärmeleitungsproblem in den Stempeln ermittelt werden. Die erreichbare Genauigkeit dieses Ansatzes ist zu untersuchen.

9 Anhang

9.1 Grundlagen der FEM in der Blechumformung

Im industriellen Umfeld ermöglicht die Finite-Elemente-Methode (FEM) eine signifikante Reduzierung von Werkzeugherstellkosten und Durchlaufzeiten sowie die Auslegung robuster Fertigungsprozesse [BIR13]. Beispielsweise kann der Aufwand für den Werkzeug-Tryout reduziert werden, indem Vorhersagen für Riss- und Faltenbildung [SHI04] sowie Bauteilrückfederung [SCH02] getroffen werden. Grundsätzlich ist die FEM „in jedem Bereich ingenieurwissenschaftlicher Berechnung von Nutzen“ [BAT02].

Vereinfacht ausgedrückt ist die FEM ein numerisches Verfahren für die Berechnung von u. a. Spannungen, Verformungen und Temperaturen beliebig komplizierter Bauteile bzw. Objekte [STE15]. Dabei werden die Objekte (in der Umformtechnik z. B. ein Blechhalbzeug und ein Umformwerkzeug) in einer FE-Software in eine endliche Anzahl einfacher, voneinander abhängiger Elemente unterteilt. Diesen Elementen werden bestimmte Eigenschaften (z. B. Materialkennwerte) zugewiesen und es wird ein Gleichungssystem gewöhnlicher Differentialgleichungen aufgestellt, das es zu lösen gilt, siehe Gleichung (35)). [MÜL07]

$$\mathbf{M}\ddot{u} + \mathbf{D}\dot{u} + \mathbf{K}u = F_{\text{ext}}(t) \quad (35)$$

\mathbf{M} , \mathbf{D} und \mathbf{K} stellen Massen-, Dämpfungs- und Steifigkeitsmatrizen dar und werden im Wesentlichen aus Material- und Geometriedaten berechnet. Der Lastvektor $F_{\text{ext}}(t)$ stellt eine äußere Belastung dar. Der Vektor u enthält die zu berechnenden Systemgrößen, d. h. Elementverschiebungen und Verformungen. Die Ableitungen \dot{u} und \ddot{u} stellen die entsprechenden Geschwindigkeiten und Beschleunigungen dar. Um die unbekanntenen Systemgrößen zu ermitteln, wird das Gleichungssystem umgeformt und über die Zeit integriert. Die Integration erfolgt numerisch, wobei zwischen expliziten und impliziten Verfahren unterschieden wird. Im Folgenden werden die Prinzipien dieser beiden Verfahren unter der Annahme beschrieben, dass alle Systemgrößen (u , \dot{u} , \ddot{u}) zum Zeitpunkt t bekannt sind [KLE15].

Explizite Verfahren behandeln den simulierten Vorgang als ein dynamisches, in Zeitschritte unterteiltes Problem. Die gesuchten Größen zum Zeitpunkt $t + \Delta t$ werden aus Gleichgewichtsbedingungen bzw. Bewegungsgleichungen zum Zeitpunkt t berechnet. Explizite Verfahren eignen sich für dynamische Anwendungen oder Anwendungen mit nichtlinearen Vorgängen. [KLO17]

Implizite Verfahren berechnen die zum Zeitpunkt $t + \Delta t$ gesuchten Größen aus den Gleichgewichtsbedingungen zum Zeitpunkt $t + \Delta t$. Da für diesen Berechnungsschritt Werte aus dem Zeitpunkt $t + \Delta t$ benötigt werden, die zu Beginn der Berechnung noch nicht vorliegen, sind für diese Berechnung mehrere Iterationen erforderlich. Implizite Verfahren eignen sich besonders für die Berechnung von Systemen mit langsam veränderlichen Lasten. [KLO17]

Im FE-Modell werden die Verbindungen zwischen benachbarten Elementen durch Elementknoten gebildet [MÜL07]. Informationen wie z. B. Kräfte und Verschiebungen werden ausschließlich über die Elementknoten übertragen [MER20]. Innerhalb der Elemente wird der Verlauf der Zustandsgrößen (Spannungen, Verformungen etc.) durch Interpolationsfunktionen beschrieben. Als Interpolationsfunktionen werden insbesondere Polynome verwendet, wobei die Elementknoten die Stützstellen der Polynominterpolation darstellen. Die Ordnung der Polynome hängt dabei von der Anzahl der Knoten auf den Elementkanten, von der Anzahl der Unbekannten an den Knoten und von den Gleichgewichtsbedingungen an den Knoten ab [KLO17].

Grundsätzlich gilt für die Vernetzung in der FEM, dass die Rechenzeit mit der Anzahl der Elemente (bzw. der Knoten) steigt. Eine feinere Vernetzung führt in der Regel zu einer höheren Rechenzeit, aber auch zu einer höheren Genauigkeit der berechneten Ergebnisse. Mit zunehmender Netzfeinheit konvergieren die berechneten Ergebnisse gegen die exakte Lösung des betrachteten Problems. Ab einer bestimmten Netzfeinheit ist eine Erhöhung ebendieser nicht mehr sinnvoll. Je nach Problemstellung ist es ratsam, ein Bauteil unterschiedlich fein zu vernetzen (z. B. feines Netz bei großen Spannungsgradienten und grobes Netz bei kleinen Spannungsgradienten). [MÜL07]

9.2 Versuchsparameter zu Literaturwerten von IHTCs

Tabelle 8: Versuchsparameter in experimentellen Arbeiten der Literatur zur Ermittlung von IHTCs für die Blechumformung (insbes. Alu). n. z. = nicht zutreffend, TE = Thermoelement, T_b = Blechtemperatur, p = Druck, x = Abstand von Stempeloberfläche

IHTC-Methode	Quelle	Starttemperatur Blech	Blechmaterial / Dicke in mm / Rauheit in μm	Werkzeugmaterial / Rauheit in μm	\varnothing TE Blech in mm / \varnothing TE Werkzeug in mm / x in mm	Weitere Informationen
Newton	[DEG17]	465 °C*	7075 / 2 / unbekannt	1.2379 / unbekannt	1 / n. z. / n. z.	\varnothing TE-Bohrung: 1,1 mm IHTC: Mittelwert T _b 400 bis 250 °C
Newton	[DEG20]	410 °C	7075 / 2 / Ra 0.3	1.2379 / Ra 0.2	1 / n. z. / n. z.	\varnothing TE-Bohrung: 1,1 mm IHTC: Mittelwert, max(p) bis T _b 100 °C
ZD	[JIA21]	480 °C*	7075 / 1.5 / unbekannt	H13 / unbekannt	unbekannt / unbekannt / 1, 2	
ZD	[XIA18]	460 °C	7075 / 2 / unbekannt	H13 / unbekannt	1 / 1 / 1, 2	\varnothing TE-Bohrung: 1 mm IHTC: Mittelwert von T _b 460 bis 60 °C
HBM & Beck	[YIN17]	450 °C	7075 / 2 / Ra 0.15 – 0.2	H13 / Ra 0.8	1 / unbekannt / 2.5, 5, 7.5	\varnothing TE-Bohrung: 1,2 mm IHTC: Mittelwert von T _b 475 bis 80 °C
Beck	[ZHA19]	450 °C	5083 / 2 / unbekannt	H13 / unbekannt	0.5 / 1 / 0, 2, 4, 6	
Beck	[CHA16]	900 °C*	22MnB5 / 2 / Ra 1.03	#45 / Ra 0.48	unbekannt / unbekannt / 0, 2, 4, 6	IHTC: "äquivalenter IHTC berechnet" (vermutlich Mittelwert über T _b)
FE-Methode	[LIU17b]	490 °C	7075 / 2 / 0.35	H13 / unbekannt	unbekannt / unbekannt / 3	Druckanstiegszeit 0,3 s
FE-Methode	[LIU19]	490 °C	7075 / 2 / unbekannt	hot work steel / 0.21	unbekannt / unbekannt / 3	

*Ofentemperatur vor dem Abschreckvorgang.

9.3 Informationen zu verwendeten Schmierstoffen

Die in dieser Arbeit verwendeten Schmierstoffe sind in Tabelle 9 zusammengefasst und wurden auf Basis von Marktrecherchen und Gesprächen mit Schmierstoffherstellern ausgewählt. Zu den Auswahlkriterien gehörten die bestmögliche Temperaturstabilität in der jeweiligen Schmierstoffklasse, gute Hafteigenschaften auf den Werkzeugen und nach Möglichkeit eine Verträglichkeit mit den Prozessen in der Automobilindustrie. Es ist zu beachten, dass die eingesetzten Schmierstoffe häufig ursprünglich für andere Anwendungen entwickelt wurden. Aus den in dieser Arbeit dargestellten Ergebnissen kann daher nur die Eignung der Schmierstoffe für die konkret untersuchte Anwendung beurteilt werden. Eine Aussage über die generelle Qualität des Schmierstoffes kann daraus nicht abgeleitet werden.

Für die ölbasierten Schmierstoffe wurde erwartet, dass die Viskosität ein wichtiger Einflussfaktor in der vorliegenden Untersuchung ist, da eine höhere Trennung zwischen Werkzeug und Werkstück (z. B. durch Schmierstoffe mit höherer Viskosität) die Adhäsionsgefahr verringert und in den meisten Fällen auch die Reibkräfte reduziert [BAY10]. Abbildung 89 zeigt sowohl den Viskositätsindex VI als auch die kinematische Viskosität ν bei 100 °C, basierend auf Messungen der Firma *OELCHECK GmbH* mit einem *ISL Houillon Viskosimeter*. Für das Hotmelt konnte die Viskosität bei 40 °C (und damit der VI) nicht bestimmt werden, da es bei 40 °C pastös ist. Für das Esteröl konnte die kinematische Viskosität mit dem genannten Viskosimeter wegen der enthaltenen Feststoffadditive nicht bestimmt werden.

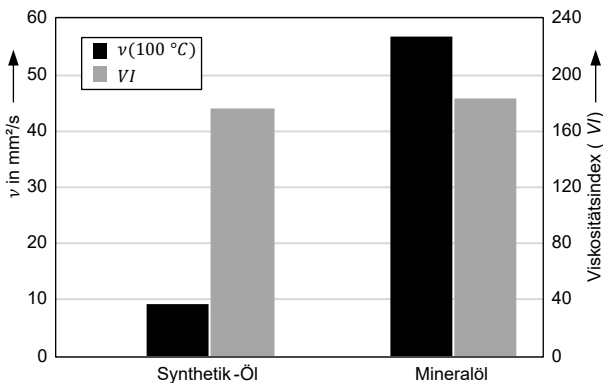


Abbildung 89: Kinematische Viskosität ν und Viskositätsindex VI von Ölschmierstoffen.

Tabelle 9: Untersuchte Schmierstoffe mit grundlegenden technischen Daten und Anwendungsgebiet gemäß Herstellerangaben.

Kurzbezeichnung	Schmierstoffbezeichnung und Eigenschaften	Primäres Anwendungsgebiet
Synthetisches Öl	Wisura LS240a (Versuchsschmierstoff) Synthetiköl mit Additiven $v(40^{\circ}\text{C}) = 45 \text{ mm}^2/\text{s}$	Vorläufig getestet für die Halbwarmumformung von Magnesium.
Hotmelt	Zeller+Gmelin Drylube E1 Mineralöl-basiertes Hotmelt $v(100^{\circ}\text{C}) = 11 \text{ mm}^2/\text{s}$, Erstarrungstemperatur: 40°C	Hotmelt zum Korrosionsschutz und als Umformschmierstoff bei Raumtemperatur, zugelassen für OEM-Automobilprozesse.
Mineralöl	MKU Putrol NW V 1933-30 N-1 Additiviertes Mineralöl $v(40^{\circ}\text{C}) = 430 \text{ mm}^2/\text{s}$	Spezial-Ziehöl für Aluminium- und Kupferlegierungen; Stranggießen nach dem Airslip-Verfahren; Formtrennmittel für das Stranggießen
Esteröl	Zeller+Gmelin SHF 431 (Versuchsschmierstoff) Esteröl mit Feststoff-Additiven $v(40^{\circ}\text{C}) = 380 \text{ mm}^2/\text{s}$	Ohne Polymer, Wachs, Bornitrid und Graphit. Konzeptentwicklung für die Aluminium-Warmblechumformung mit starkem Fokus auf OEM-Prozessverträglichkeit.
Wachs	Beruforge 100 AL (Bechem) Synthetikwachs-Wasser-Emulsion (1:1)	Schmieden von Aluminium, Gesenk und Billet-Beschichtung Maximale temporäre Gesenkttemperatur von 320°C
Polymer	ZWEZ-Lube PD 5942 (Versuchsschmierstoff)	Billet-Beschichtung für die Massivumformung
Bornitrid	H.C. Carbon Mechano Lube 6D1 [Variante: 6VP813 mit Haftvermittler] hexagonales Bornitrid, dispergiert in Wasser	Metallumformung (insbes. Gesenkschmieden) und Aluminium-Guss; Billet-Beschichtung; stabil bis oberhalb von 1.000°C
Graphit	H.C. Carbon Mechano Lube 1VP574 [Variante: V886 mit Haftvermittler] Feiner natürlicher Graphit, dispergiert in Wasser	Umformung von Aluminium und Nichteisenmetallen

9.4 Streifenziehversuche im Haspelbetrieb mit automatischem Schmieresystem

Ziel des Haspelbetriebs ist es, möglichst effizient viele Streifenziehversuche hintereinander durchzuführen. Die Inhalte dieses Abschnitts zielen nicht direkt auf eine der Forschungsfragen oder Hypothesen aus Abschnitt 3.2 ab. Vielmehr wird in diesem Abschnitt die Versuchsdauer als Teil der Eigenschaftsabsicherung untersucht, also ein Aspekt des Aufwandes für die Nutzung des Streifenziehversuchs (siehe Abbildung 16, Seite 51). Der Ablauf des Streifenziehversuchs im Haspelbetrieb ist in Abbildung 20 auf Seite 63 dargestellt, wobei sämtliche aufgeführten Prozessschritte automatisiert ablaufen.

Die vorliegende Untersuchung behandelt den Einfluss von Ziehweg und Kontaktnormalspannung auf das Verschleißverhalten. Als Schmierstoff wird ein wasserbasierter Umformschmierstoff verwendet. Die Versuchsparameter, die von den Standard-Parametern in Abbildung 26 auf Seite 71 abweichen oder einer Präzisierung bedürfen, sind wie folgt:

- Initiale Werkzeugtemperatur: 60 °C
- Initiale Blechtemperatur: 425 °C
- Ziehweg: 20 mm bis 130 mm
- Kontaktnormalspannung: 1 MPa bis 8,5 MPa
- Werkzeugschmierung: 3 Schmiervorgänge direkt hintereinander mit automatischem Schmieresystem (Schmierstoff trocknet unmittelbar ab)
- Versuchsreihe: 5 bis 20 aufeinanderfolgende Versuche mit konstanten Parametern
- Nach jeder Versuchsreihe (nicht wie zuvor nach jedem Versuch) werden Schmierstoffreste und adhäsiver Verschleiß von den Werkzeugen entfernt.

Für jede Parameterkombination aus Kontaktnormalspannung (Druck) und Ziehweg werden mindestens 5 und höchstens 20 Versuche durchgeführt. Die Durchführung der insgesamt 125 Streifenziehversuche im Haspelbetrieb erfolgte innerhalb von zwei Arbeitstagen, einschließlich der Stillstandzeiten für Rüst- und Reinigungsvorgänge. Die Zykluszeit eines Versuchs mit den Schritten Blecherwärmung, Werkzeugschmierung, Blechtransfer, Kraftaufbringung und Streifenzug beträgt 1 min

und 9 s. Hiervon entfallen 30 s auf die Blecherwärmung, was auf die Verwendung der Stahl-Deckschicht mit vergleichsweise geringer Wärmeleitfähigkeit in der Erwärmungseinheit zurückzuführen ist. Die Werkzeugschmierung für drei Schmiervorgänge inklusive Werkzeughandling dauert ebenfalls 30 s. Es folgt der Blechtransfer (4 s), das Werkzeugschließen inkl. Kraftaufbringung (4 s) und der eigentliche Streifenzug mit im Durchschnitt ca. 1 s. In dieser Ausbaustufe des Streifenziehversuchs wird somit die in Abschnitt 6.1.1 geforderte Zykluszeit von 30 s nicht erreicht. Zeitliches Einsparpotenzial ergibt sich dadurch, dass der Schmiervorgang und die Werkzeugerwärmung gleichzeitig erfolgen können. Somit ist für die vorliegende Anwendung eine Zykluszeit von 40 s realisierbar.

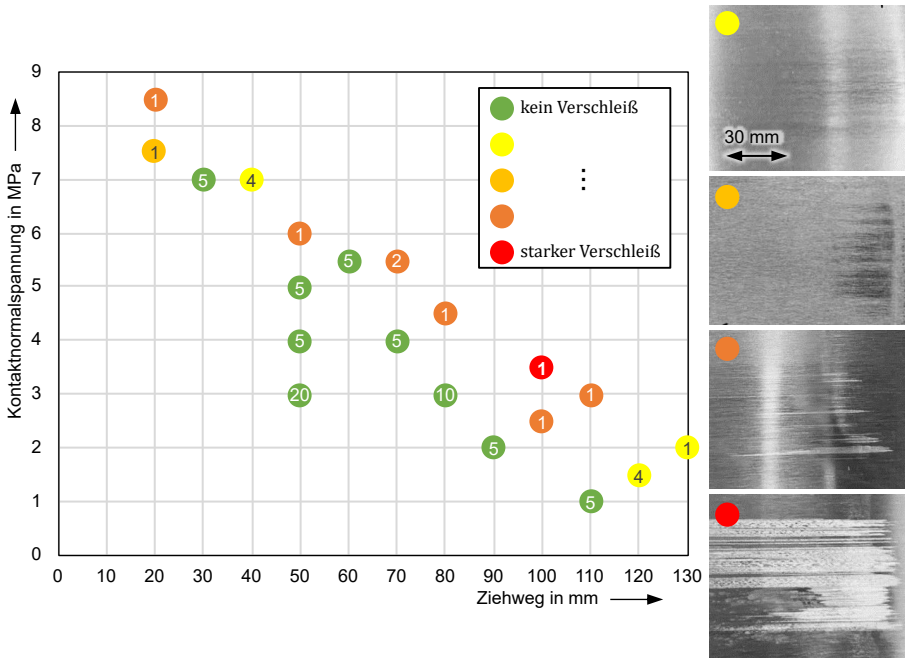


Abbildung 90: Kennfeld aus Druck und Ziehweg im Streifenziehversuch. Die Nummern markieren die jeweilige Versuchszahl bis Verschleißeintritt. Rechts: Verschleißspuren an Blechstreifen.

Auszüge aus den Versuchsergebnissen der Streifenziehversuche im Haspelbetrieb sind der Vollständigkeit halber in Abbildung 90 zusammengefasst. Die Farben der Datenpunkte kennzeichnen das Ausmaß des Adhäsionsverschleißes, das visuell anhand der Blechstreifen beurteilt wurde. Die Zahlen geben an, nach welcher

Versuchsanzahl Verschleiß aufgetreten ist. Im Fall der grünen Punkte war am Ende der jeweiligen Versuchsreihe nach der angegebenen Versuchsanzahl kein Verschleiß erkennbar.

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass der Haspelbetrieb des Streifenziehversuchs eine erhebliche Effizienzsteigerung gegenüber dem Einzelstreifenbetrieb darstellt. Dies ist insbesondere auf die automatische Schmierung der eingebauten Werkzeuge bei eingelegtem Blechband zurückzuführen. Durch die Verwendung von Blechband vom Coil entfällt das manuelle Einlegen und Entnehmen der Blechstreifen, das im Einzelstreifenbetrieb nach jedem Versuch bzw. bei kurzen Ziehwegen nach jedem zweiten Versuch erfolgt.

9.5 Materialkennwerte von EN AW-7075 und Uddeholm Unimax

In diesem Abschnitt sind die Kennwerte des verwendeten Blech- und Werkzeugmaterials aufgeführt. Die chemischen Zusammensetzungen von EN AW-7075 und Uddeholm Unimax sind in Tabelle 10 gezeigt.

Tabelle 10: Legierungsbestandteile von EN AW-7075 und Uddeholm Unimax (Gewichtsanteile in %, Sonst. = Sonstige).

EN AW-7075	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	Sonst.
[AMA19]	0,08	0,12	1,60	0,04	2,70	0,19	5,90	0,05	0,11
Uddeholm Unimax	Si	C	Mo	Mn	V	Cr			
[UDD15]	0,2	0,5	2,3	0,5	0,5	5,0			

Thermische Kennwerte

Die thermischen Kennwerte aus Tabelle 11 werden in dieser Arbeit sowohl in den FE-Simulationen als auch in den IHTC-Untersuchungen verwendet.

Tabelle 11: Thermische Kennwerte Uddeholm Unimax und EN AW-7075. (* Werte extrapoliert)

Uddeholm Unimax [VOE21]	20 °C	30 °C	100 °C	200 °C	300 °C	400 °C	500 °C
c_d in J/(kg K)	460*	479	496	520	551	596	656
λ_d in W/(m K)	27*	27.5	28	28.5	29	29	29
ρ_d in kg/m ³	7810*	7807	7790	7765	7737	7708	7678
EN AW-7075	20 °C	30 °C	100 °C	200 °C	300 °C	400 °C	500 °C
c_b in J/(kg K) [GUO15]	857	-	897	941	983	1021	1060*
λ_b in W/(m K) [GUO15]	121	-	128.5	138	146.5	153.5	163*
ρ_b in kg/m ³ [MIT04]	2810	-	2795	2774	2752	2728	2705*

Fließkurven

Das plastische Verhalten des Aluminiumblechs EN AW-7075 wird mit temperaturabhängigen Fließkurven (200, 250, 300, 350 und 400 °C) modelliert, die auf den Zugversuchsdaten von Sajjadifar et al. [SAJ20] basieren. Zusätzlich wird eine Fließkurve aus derselben Materialcharge bei 20 °C verwendet, die am PtU erstellt wurde. Alle experimentellen Fließkurven basieren auf einem Hocket-Sherby-Ansatz und sind in Abbildung 91 dargestellt.

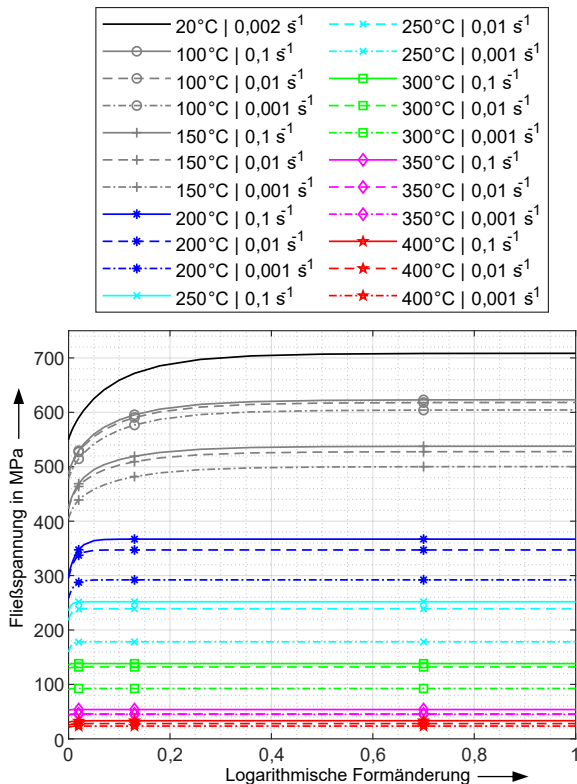


Abbildung 91: Temperaturabhängige Fließkurven von EN AW-7075. Fließkurven bei 100 °C und 150 °C synthetisch erzeugt. (Die initiale Fließspannung k_f entspricht dem Startwert der Kurven.)

Die Fließspannung zwischen den experimentellen Fließkurven bei den angegebenen Temperaturen wird mit einer Ausnahme linear interpoliert: Zugversuche aus der

Literatur zeigen einen nichtlinearen Anstieg der (technischen) Spannung zwischen 200 °C und 20 °C [EKŞ22]. Um dieses Materialverhalten zu berücksichtigen, werden synthetische Fließkurven für 150 °C und 100 °C hinzugefügt. Die 150 °C-Fließkurven liegen in der Mitte der entsprechenden 200 °C und 20 °C Fließkurven. Die 100 °C Fließkurven liegen in der Mitte zwischen den 150 °C und 20 °C-Fließkurven. Die Annahme dieser nichtlinearen Interpolation zwischen den 20 °C und 200 °C Fließkurven basiert auf Literaturwerten [WAN12, JÄC18], die für diesen Temperaturbereich den oben angegebenen Fließkurven ähneln.

9.6 Studentische Ergebnisse

Nachfolgend sind die Bachelorthesen (BT), Masterthesen (MT) und Advanced Design Projects (ADP) aufgeführt, aus denen Ergebnisse direkt oder indirekt in die vorliegende Arbeit einfließen. Indirekte Ergebnisse sind beispielsweise Konzeptions- oder Konstruktionsergebnisse von Prüfstand-Subsystemen, die in der vorliegenden Arbeit in abgewandelter bzw. optimierter Form umgesetzt und verwendet werden. Sofern aus den studentischen Arbeiten wesentliche wissenschaftliche Ergebnisse hervorgegangen sind, sind die Studierenden in den entsprechenden in der vorliegenden Arbeit zitierten Publikationen als Co-Autoren aufgeführt.

9.6.1 Entwicklung des tribologischen Modellversuchs

Felix Nitschke (BT): Entwurf eines Erwärmungskonzepts für die Warmumformung von Aluminium an einem Reib- und Verschleißprüfstand

Erste Konzeption einer Blecherwärmungseinheit.

Paul Webler (BT): Erweiterung der VDA Reibversuchsanlage für den Dauerbetrieb mit Blechcoils

Konzeption und Auswahl eines Richtapparates mit Schlaufensteuerung als Peripherie für den Haspelbetrieb.

Louis Jeckel (BT): Weiterentwicklung der Zieheinrichtung an der VDA Reibversuchsanlage für den Dauerbetrieb mit Blechcoils

Konzeption und Konstruktion einer Blechbremse als Peripherie für den Haspelbetrieb.

Ivana Ljubičić (BT): Entwicklung einer Vorrichtung zur Normalkrafteinstellung an der VDA Reibversuchsanlage für die Untersuchung von Aluminium Warmumformprozessen

Erstellung eines ersten Konzepts der Reihenschaltung von Hydraulikzylindern für die Normalkraft-Aufbringung.

Jason Gard, Benedikt Schmidt, Matthias Schmitt, Jan Staab, Fabian Weidler, Lana Wolni (ADP) Entwicklung eines Werkzeugschmier- und -spannsystems für die VDA Reibversuchsanlage

Konzeption und erste Konstruktionen des Werkzeugschmier- und -spannsystems.

Bastian Kappesser (BT): Inbetriebnahme und Erprobung eines Werkzeug-schmiersystems für die VDA Reibversuchsanlage

Inbetriebnahme des Werkzeugschmiersystems und erste Konstruktion und Erprobung von Sprühnebel-Absaugglocken.

Jacqueline Bergmann, Benedikt Depta, Mark Hammes, Ivana Ljubičić, Philipp Mohn (ADP): Neuentwicklung des Grundaufbaus der VDA Reibversuchsanlage für die Untersuchung temperaturunterstützter Umformprozesse

Konzeption und erste Konstruktion der Normalkraftaufbringung und der Werkzeug-Linearführung.

Michael Emele (MT): Experimentelle Untersuchung der Werkzeugschmierung für die Umformung hochfester Aluminiumbleche [SCH22* c]

Streifenziehversuche für die Ermittlung Schmierstoff-spezifischer Phänomene.

Andreas Holzbeck (MT): Benetzungsverhalten funktionaler Werkzeugoberflächen für die temperaturunterstützte Blechumformung [SCH22* c]

Streifenziehversuche für die Ermittlung Schmierstoff-spezifischer Phänomene.

Michael Massold (BT): Sensitivitätsanalyse von Reibung und Wärmeübergangs-koeffizienten in der Blechumformung [SCH23*]

Umformversuche für die Validierung des Streifenziehversuchs.

Muhammed Abdullah Demirbag (BT): Untersuchung des Schmierstoffverhaltens für die Aluminium Warmblechumformung auf Basis des Streifenziehversuchs

Streifenziehversuche im Haspelbetrieb.

9.6.2 Entwicklung des IHTC-Modellversuchs

Jonas Barth, Sebastian Daniel, Jonas Endres, Tobias Peichl (ADP): Entwicklung einer multifunktionalen Temperiervorrichtung zur Charakterisierung aushärtbarer Aluminiumlegierungen für die Blechumformung unter Abschreckbedingungen

Erste Konstruktion des IHTC-Prüfstands.

Tobias Peichl (MT): Inbetriebnahme und numerische Modellierung eines Prüfstands für die Ermittlung von Wärmeübergangskoeffizienten

Inbetriebnahme des IHTC-Modellversuchs mit der statischen IHTC-Methode.

Benjamin Heller (MT): Benchmark unterschiedlicher Methoden zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten für die temperaturunterstützte Blechumformung

Inbetriebnahme des IHTC-Modellversuchs mit der Newton-, der HBM-, der ZD- und der Beck-Methode sowie Aufbau des Temperaturmodells.

Tim Berg (MT): Transiente Analyse von Wärmeübergangskoeffizienten für die temperaturunterstützte Blechumformung

Fehlersuche und Optimierungen am IHTC-Modellversuch sowie Parametervariation mit der HBM-Methode.

Timo Wenzel (MT): Analyse des Einflusses von metallischem Kontakt und Schmierstoff auf den IHTC

Entwicklung des Thermoelement-Modellversuchs und Fehlersuche am IHTC-Modellversuch.

10 Literaturverzeichnis

Eigene Veröffentlichungen des Autors dieser Arbeit sind im Literaturverzeichnis mit einem Stern * am Ende des jeweiligen Kurzbelegs gekennzeichnet.

11 Literaturverzeichnis

- [ALB16] Albers, A. et al.: Verifikation und Validierung im Produktentstehungsprozess. In (Lindemann, U. Hrsg.): Handbuch Produktentwicklung. Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, München, S. 541–569, 2016.
- [AMA19] AMAG Rolling: Abnahmeprüfzeugnis 3.1 (EN 10204). EN AW-7075 Nr. 89123294 Rev. 0, 2019.
- [ANY18] Anyasodor, G.; Koroschetz, C.: Mass production-line and process route to enable the use of high strength aluminium alloy materials in car body engineering. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering 418, S. 12023, 2018.
- [ASI16] Asif, M.; Tariq, A.: Correlations of Thermal Contact Conductance for Nominally Flat Metallic Contact in Vacuum. Experimental Heat Transfer 4/29, S. 456–484, 2016.
- [ASM07] ASM International: Aluminum and aluminum alloys. ASM International, Materials Park, Ohio, 2007.
- [ASTMD5707]:2019, D 5707, Test Method for Measuring Friction and Wear Properties of Lubricating Grease Using a High-Frequency, Linear-Oscillation (SRV) Test Machine.
- [ASTMG99]: 2017, G 99, Standard Test Method for Wear Testing with a Pin-on-Disk Apparatus.
-

- [ATT02] Attia, M. H.; Cameron, A.; Kops, L.: Distortion in Thermal Field Around Inserted Thermocouples in Experimental Interfacial Studies, Part 4: End Effect. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 1/124, S. 135–145, 2002.
- [ATT86] Attia, M. H.; Kops, L.: Distortion in Thermal Field Around Inserted Thermocouples in Experimental Interfacial Studies. *Journal of Engineering for Industry* 4/108, S. 241–246, 1986.
- [ATT88] Attia, M. H.; Kops, L.: Distortion in Thermal Field Around Inserted Thermocouples in Experimental Interfacial Studies—Part II: Effect of the Heat Flow Through the Thermocouple. *Journal of Engineering for Industry* 1/110, S. 7–14, 1988.
- [ATT93] Attia, M. H.; Kops, L.: Distortion in the Thermal Field Around Inserted Thermocouples in Experimental Interfacial Studies—Part 3: Experimental and Numerical Verification. *Journal of Engineering for Industry* 4/115, S. 444–449, 1993.
- [AUT16] Autoform GmbH: *TriboForm Joins AutoForm*, 2016.
- [BAE19] Baehr, H. D.; Stephan, K.: *Wärme- und Stoffübertragung*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2019.
- [BAH04] Bahrami, M.; Yovanovich, M. M.; Culham, J. R.: Thermal Joint Resistances of Conforming Rough Surfaces with Gas Filled Caps. *Journal of Thermophysics and Heat Transfer* 3/18, S. 318–325, 2004.
- [BAI12] Bai, Q. et al.: An efficient closed-form method for determining interfacial heat transfer coefficient in metal forming. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 56, S. 102–110, 2012.
- [BAR07] Barros Bouchet, M. I. de; Kano, M.: *Superlubricity of Diamond/Glycerol Technology Applied to Automotive Gasoline Engines: Superlubricity*. Elsevier, S. 471–492, 2007.
- [BAT02] Bathe, K.-J.: *Finite-Elemente-Methoden*. Springer, Berlin, Heidelberg, 2002.
-

- [BAY08] Bay, N.; Olsson, D. D.; Andreasen, J. L.: Lubricant test methods for sheet metal forming. *Tribology International* 9-10/41, S. 844–853, 2008.
- [BAY10] Bay, N. et al.: Environmentally benign tribo-systems for metal forming. *CIRP Annals* 2/59, S. 760–780, 2010.
- [BAY13] Bay, N.: New Tribo-systems for Cold Forming of Steel, Stainless Steel and Aluminium Alloys. In (ICFG Hrsg.): *Proceedings of 46th International Cold Forging Group (ICFG) Plenary Meeting*, 2013.
- [BEC67] Beck, J. V.: Transient sensitivity coefficients for the thermal contact conductance. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 11/10, S. 1615–1617, 1967.
- [BEC70] Beck, J. V.: Nonlinear estimation applied to the nonlinear inverse heat conduction problem. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 4/13, S. 703–716, 1970.
- [BEC79] Beck, J. V.: Criteria for comparison of methods of solution of the inverse heat conduction problem. *Nuclear Engineering and Design* 1/53, S. 11–22, 1979.
- [BEH17] Behrens, B.-A.; Hübner, S.; Vogt, H.: Umformung von höchstfesten Aluminiumlegierungen*/Forming of high-strength aluminum alloys - Influence of the forming temperature on the formability of 7xxx-aluminum alloys. *wt Werkstattstechnik online* 10/107, S. 695–699, 2017.
- [BEH20] Behrens, B.-A. et al.: Mechanical properties and formability of EN AW-7075 in cold forming processes. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 1/967, S. 12017, 2020.
- [BEN21] Bender, B.; Gericke, K. Hrsg.: *Pahl/Beitz Konstruktionslehre*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2021.
- [BER14a] Bernhard, F.: Dynamisches Verhalten von Berührungsthermometern in Flüssigkeiten und Gasen. In (Bernhard, F. Hrsg.): *Handbuch der Technischen Temperaturmessung*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, S. 323–483, 2014.
-

- [BER14b] Bernhard, F.: Handbuch der Technischen Temperaturmessung. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2014.
- [BER14c] Bernhard, F.: Thermoelemente. In (Bernhard, F. Hrsg.): Handbuch der Technischen Temperaturmessung. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, S. 831–1047, 2014.
- [BIR13] Birkert, A.; Haage, S.; Straub, M.: Umformtechnische Herstellung komplexer Karosserieteile. Auslegung von Ziehanlagen. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2013.
- [BLA00] Blanchat, T. K.; Humphries, L. L.; Gill, W.: Sandia Heat Flux Gauge Thermal Response and Uncertainty Models, Albuquerque, New Mexico, 2000.
- [BLU94] Blumenauer, H. Hrsg.: Werkstoffprüfung. Dt. Verl. für Grundstoffindustrie, Leipzig, Stuttgart, 1994.
- [BMW19] Bundesministerium für Wirtschaft und Energie: Schlüsseltechnologie Leichtbau. Innovationstreiber und Garant für Ressourcen- und Energieeffizienz, Berlin, 2019.
- [BOE79] Boehm, B.: Guidelines for verifying and Validating Software Requirements and Design Specifications. Euro IFIP 79, S. 711–719, 1979.
- [BRÖ95] Bröhl, A.-P.; Dröschel, W. Hrsg.: Das V-Modell. Der Standard für die Softwareentwicklung mit Praxisleitfaden. Oldenbourg, München, Wien, 1995.
- [BRU14] Bruschi, S. et al.: Testing and modelling of material behaviour and formability in sheet metal forming. CIRP Annals 2/63, S. 727–749, 2014.
- [BUN92] Bundesminister des Innern: Planung und Durchführung von IT-Vorhaben. Vorgehensmodell, Bonn, 1992.
- [CAI19] Cai, Z. H. et al.: Study of Springback for High Strength Aluminium Alloys Under Hot Stamping. In (Zhang, Y.; Ma, M. Hrsg.): Advanced High Strength Steel and Press Hardening. WORLD SCIENTIFIC, S. 117–121, 2019.

- [CAR13] Caron, E.; Daun, K. J.; Wells, M. A.: Experimental Characterization of Heat Transfer Coefficients During Hot Forming Die Quenching of Boron Steel. *Metallurgical and Materials Transactions B* 2/44, S. 332–343, 2013.
- [CAR14] Caron, E. J.; Daun, K. J.; Wells, M. A.: Experimental heat transfer coefficient measurements during hot forming die quenching of boron steel at high temperatures. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 71, S. 396–404, 2014.
- [CAR22] Carvalho, L. A.; Lukács, Z.: The role of friction in the sheet metal forming numerical simulation. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 1/1246, S. 12021, 2022.
- [ÇEN07] Çengel, Y. A.: Heat and mass transfer. A practical approach. McGraw-Hill, Singapore, 2007.
- [CHA16] Chang, Y. et al.: Investigation of the factors influencing the interfacial heat transfer coefficient in hot stamping. *Journal of Materials Processing Technology* 228, S. 25–33, 2016.
- [CHA19] Chatti, S. et al.: *CIRP Encyclopedia of Production Engineering*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2019.
- [CHO20] Choi, Y. et al.: Mechanical properties, springback, and formability of W-temper and peak aged 7075 aluminum alloy sheets: Experiments and modeling. *International Journal of Mechanical Sciences* 170, S. 105344, 2020.
- [COO69] Cooper, M. G.; Mikic, B. B.; Yovanovich, M. M.: Thermal contact conductance. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 3/12, S. 279–300, 1969.
- [CZI20a] Czichos, H.: Tribologische Systeme. In (Czichos, H.; Habig, K.-H. Hrsg.): *Tribologie-Handbuch*. Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, S. 41–53, 2020.
- [CZI20b] Czichos, H.: Technik und Tribologie. In (Czichos, H.; Habig, K.-H. Hrsg.): *Tribologie-Handbuch*. Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, S. 31–39, 2020.
-

- [CZI20c] Czichos, H.; Sturm, H.: Tribologische Mess- und Prüftechnik. In (Czichos, H.; Habig, K.-H. Hrsg.): Tribologie-Handbuch. Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, S. 245–310, 2020.
- [DAS20] Dassault Systemes: Abaqus 2020 Documentation. Interactions/Contact Property Models / Mechanical contact properties / Frictional behavior, 2020.
- [DEC19] Decrozant-Triquenau, J. et al.: Tribological Behaviour of PVD Coated Tool Steels in Hot Forming of Aluminium Alloys: CHS - 7th International Conference on Hot Sheet Metal Forming of High Performance Steel, 2019.
- [DEC20] Decrozant-Triquenau, J. et al.: Influence of lubrication, tool steel composition, and topography on the high temperature tribological behaviour of aluminium. Friction 1/9, S. 155–168, 2020.
- [DEC21] Decrozant-Triquenau, J. et al.: Effect of Surface Engineered Tool Steel and Lubrication on Aluminium Transfer at High Temperature. Wear, S. 203879, 2021.
- [DEG17] Degner, J.; Horn, A.; Merklein, M.: Experimental study on the warm forming and quenching behavior for hot stamping of high-strength aluminum alloys. Journal of Physics: Conference Series 896, S. 12055, 2017.
- [DEG18] Degner, J.; Merklein, M.: Fertigung hochfester Aluminiumbauteile durch Umformen unter Abschreckbedingungen. zu IGF-Vorhaben Nr. 18945N, Erlangen, 2018.
- [DEG20] Degner, J.: Grundlegende Untersuchungen zur Herstellung hochfester Aluminiumblechbauteile in einem kombinierten Umform- und Abschreckprozess, 2020.
- [DEM10] Demmler, M.; Weber, M.; Schauer, T.: Angepasste Werkzeugbeschichtungen und Schmiermittel für das warme Umformen fester und hochfester Aluminiumlegierungen. Schlussbericht für den Zeitraum: 01.04.2007 - 30.09.2009. Europäische Forschungsgesellschaft Dünne Schichten e.V., Dresden, 2010.
-

- [DEN06] Deng, S.; Hwang, Y.: Applying neural networks to the solution of forward and inverse heat conduction problems. International Journal of Heat and Mass Transfer 25-26/49, S. 4732–4750, 2006.
- [DIL16] Dilmeç, M.; Arap, M.: Effect of geometrical and process parameters on coefficient of friction in deep drawing process at the flange and the radius regions. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 1-4/86, S. 747–759, 2016.
- [DIN29850]: Oktober 1989, DIN 29850, Wärmebehandlung von Aluminium-Knetlegierungen.
- [DIN51350-1]: März 2015, DIN 51350-1:2015-03, Prüfung von Schmierstoffen - Prüfung im Vierkugel-Apparat - Teil 1: Allgemeine Arbeitsgrundlagen.
- [DIN51834-1]: November 2010, DIN 51834-1, Prüfung von Schmierstoffen - Tribologische Prüfung im translatorischen Oszillations-Prüfgerät - Teil_1: Allgemeine Arbeitsgrundlagen.
- [DINEN60584-1]: Juli 2014, DIN EN 60584-1:2014-07, Thermoelemente - Teil 1: Thermospannungen und Grenzabweichungen.
- [DOH15] Dohda, K. et al.: Tribology in metal forming at elevated temperatures. Friction 1/3, S. 1–27, 2015.
- [DON17] Dong, Y. et al.: Experimental investigations on hot forming of AA6082 using advanced plasma nitrocarburised and CAPVD WC: C coated tools. Journal of Materials Processing Technology 240, S. 190–199, 2017.
- [DON18] Dong, Y. et al.: Tribology and hot forming performance of self-lubricious NC/NiBN and NC/WC:C hybrid composite coatings for hot forming die. Journal of Materials Processing Technology 252, S. 183–190, 2018.
- [D'S75] D'Souza, N.: Numerical Solution of One-Dimensional Inverse Transient Heat conduction by Finite Difference Method. American Society of Mechanical Engineers 75-WA / HT-81, S. 1–9, 1975.

-
- [DUD23a] Dudenredaktion: Phänomen. Duden Online.
<https://www.duden.de/rechtschreibung/Phaenomen>, Stand:
12.08.2023.
- [DUD23b] Dudenredaktion: Modell. Duden Online.
<https://www.duden.de/rechtschreibung/Modell>, Stand: 13.07.2023.
- [DUD23c] Dudenredaktion: verifizieren. Duden Online.
<https://www.duden.de/rechtschreibung/verifizieren>, Stand: 19.08.2023.
- [EHR09] Ehrlenspiel, K.: Integrierte Produktentwicklung. Denkabläufe, Methodeneinsatz, Zusammenarbeit. Hanser, München, Wien, 2009.
- [EKŞ22] Ekşi, S.; Pehlivan, H.: Mechanical properties of a 7075-T6 aluminum alloy at elevated temperatures. *Materials Testing* 10/64, S. 1410–1419, 2022.
- [ELL17] Ellenrieder, G.; Friedrich, H. E.; Kienzle, S.: Leichtbaukonzepte für heute und morgen. In (Friedrich, H. E. Hrsg.): *Leichtbau in der Fahrzeugtechnik*. Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, S. 773–826, 2017.
- [EMM97] Emmens, W.: Tribology of flat contacts and its application in deep drawing. Dissertation. s.n.], Twente, 1997.
- [FEN59] Fenech, H.: Thermal Conductance of Metallic Surfaces in Contact. Submitted in partial fulfillment of the requirements for the degree of doctor of science, 1959.
- [FEN63] Fenech, H.; Rohsenow, W. M.: Prediction of Thermal Conductance of Metallic Surfaces in Contact. *Journal of Heat Transfer* 1/85, S. 15–24, 1963.
- [FIL01] Filzek, J.; Groche, P.: Assessment of the Tribological Function of Lubricants for Sheet Metal Forming. In (Totten, G. E. Hrsg.): *Bench testing of industrial fluid lubrication and wear properties used in machinery applications. Papers presented at the Symposium on Bench Testing of the Lubrication and Wear Properties of Industrial Fluids Used in Machinery Application held in Seattle, Washington in 26 - 27 June 2000*. ASTM, West Conshohocken, Pa., 97-97-12, 2001.
-

- [FIL04] Filzek, J. *: Kombinierte Prüfmethode für das Reib-, Verschleiß- und Abriebverhalten beim Tief- und Streckziehen Jan Filzek. Zugl.: Darmstadt, Techn. Univ., Diss., 2004. Shaker, Aachen, 2004.
- [FIL11] Filzek, J.; Ludwig, M.; Groche, P.: Improved FEM simulation of sheet metal forming with friction modelling using laboratory tests. Proceedings of the IDDRG, Bilbao, Spain, S. 5–8, 2011.
- [FOS09] Foster, A.; Dean, T.; Lin Jianguo: Process for Forming Aluminium Alloy Sheet Components, 2009.
- [FRO90] Frontzek, H.: Beitrag zur Bestimmung der Reibungsverhältnisse in der Blechumformung. Berichte über Fertigungsforschung. Dissertation, Darmstadt, 1990.
- [GAR05] Garrett, R. P.; Lin, J.; Dean, T. A.: Solution Heat Treatment and Cold Die Quenching in Forming AA 6xxx Sheet Components: Feasibility Study. Advanced Materials Research 6-8, S. 673–680, 2005.
- [GDA07] Wärmebehandlung von Aluminium-Legierungen. Merkblatt W7. GDA, Düsseldorf, 2007.
- [GER21a] Gericke, K. et al.: Der Produktentwicklungsprozess. In (Bender, B.; Gericke, K. Hrsg.): Pahl/Beitz Konstruktionslehre. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, S. 57–93, 2021.
- [GER21b] Gericke, K. et al.: Grundlagen methodischen Vorgehens in der Produktentwicklung. In (Bender, B.; Gericke, K. Hrsg.): Pahl/Beitz Konstruktionslehre. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, S. 27–55, 2021.
- [GFT02] Gesellschaft für Tribologie e.V.: Arbeitsblatt 7: Verschleiß, Reibung. Definitionen, Begriffe, Prüfung, 2002.
- [GHI17] Ghiotti, A.; Bruschi, S.; Medea, F.: Wear onset in hot stamping of aluminium alloys sheets. Wear 376-377, S. 484–495, 2017.
- [GHI19] Ghiotti, A.; Simonetto, E.; Bruschi, S.: Influence of process parameters on tribological behaviour of AA7075 in hot stamping. Wear 426-427, S. 348–356, 2019.
-

- [GIL16] Gil, I. et al.: Influence of the pressure dependent coefficient of friction on deep drawing springback predictions. *Tribology International* 103, S. 266–273, 2016.
- [GRA12] Graessler, I.; Haas, V.; Suchowerskyj, W.: Innovation Based on Applying Design Methodology: Tools and methods of competitive engineering. Proceedings of the Ninth International Symposium on Tools and Methods of Competitive Engineering, TMCE 2012, May 7 - 11, 2012, Karlsruhe, Germany. Faculty of Industrial Design Engineering Delft University of Technology, Delft, S. 37–43, 2012.
- [GRA17] Graessler, I.: A New V-Model for Interdisciplinary Product Engineering. 59th Ilmenau Scientific Colloquium, Ilmenau, 2017.
- [GRA18] Graessler, I.; Hentze, J.; Bruckmann, T.: V-MODELS FOR INTERDISCIPLINARY SYSTEMS ENGINEERING: Proceedings of the DESIGN 2018 15th International Design Conference. Faculty of Mechanical Engineering and Naval Architecture, University of Zagreb, Croatia; The Design Society, Glasgow, UK, S. 747–756, 2018.
- [GRA20] Graessler, I.; Hentze, J.: The new V-Model of VDI 2206 and its validation. at - Automatisierungstechnik 5/68, S. 312–324, 2020.
- [GRE21] Grebe, M.: Tribometrie. Anwendungsnahe tribologische Prüftechnik als Mittel zur erfolgreichen Produktentwicklung. expert verlag, Tübingen, 2021.
- [GRE66] Greenwood, J. A.; Williamson, J. B. P.: Contact of nominally flat surfaces. Burndy Corporation Research Division. Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences 1442/295, S. 300–319, 1966.
- [GRO04] Groche, P.; Filzek, J.; Nitzsche, G.: Local Contact Conditions in Sheet Metal Forming and their Simulation in Laboratory Test Methods. *Production Engineering* 11, 2004.
- [GRO13] Groche, P. et al.: Mechanical conditions in bulk metal forming tribometers—Part one. *Tribology International* 62, S. 223–231, 2013.
-

- [GRO16] Grohmann, T.: Forming of AMAG 7xxx Series Aluminium Sheet Alloys, AMAG rolling GmbH, 2016.
- [GRÜ14] Grüner, M.; Merklein, M.: Determination of friction coefficients in deep drawing by modification of Siebel's formula for calculation of ideal drawing force. *Production Engineering* 5/8, S. 577–584, 2014.
- [GÜN21] Günzel, J. et al.: Verfestigung vorkonditionierter Aluminiumbleche. Einfluss des Wärmebehandlungszustands innerhalb eines mehrstufigen Umformprozesses. *wt Werkstattstechnik online* 10, S. 677–683, 2021.
- [GUO09] GUO, B. et al.: Flow stress and tribology size effects in scaled down cylinder compression. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China* 19, s516-s520, 2009.
- [GUO10] GUO, B. et al.: Size effect on friction in scaled down strip drawing. *Journal of Materials Science* 15/45, S. 4067–4072, 2010.
- [GUO15] Guo, Z. et al.: Finite element simulation of friction stir welding temperature field and residual stress field of 7075 aluminum alloy. *TRANSACTIONS OF THE CHINA WELDING INSTITUTION* 2/36, 92-96, 2015.
- [HAI09] Haider, H.: Tribological Assessment of UHMWPE in the Knee: UHMWPE Biomaterials Handbook. Elsevier, S. 381–408, 2009.
- [HAL97] Haldenwanger, H.-G.: Zum Einsatz alternativer Werkstoffe und Verfahren im konzeptionellen Leichtbau von PKW-Rohkarosserien. Dissertation, Dresden, 1997.
- [HAN06] Hanna, M. D.: Tribological Evaluation of Aluminum Sheet Forming at High Temperatures: Part B: Magnetic Storage Tribology; Manufacturing/Metalworking Tribology; Nanotribology; Engineered Surfaces; Biotribology; Emerging Technologies; Special Symposia on Contact Mechanics; Special Symposium on Nanotribology. ASME, S. 917–922, 2006.
- [HAN07] Hanna, M. D.; Krajewsk, P. E.; Schroth, J. G.: Tribological Testing of Graphite and Boron Nitride Lubricant Formulations for High Temperature Aluminum Sheet Forming Processes: ASME/STLE 2007
-

- International Joint Tribology Conference, Parts A and B. ASME, S. 705–707, 2007.
- [HAN08] Hannon, A.; Tiernan, P.: A review of planar biaxial tensile test systems for sheet metal. *Journal of Materials Processing Technology* 1-3/198, S. 1–13, 2008.
- [HAN12] Han, J.-C.: *Analytical heat transfer*. CRC Press; Taylor & Francis, Boca Raton, Fla., London, 2012.
- [HEN67] Henning, C. D.; Parker, R.: Transient Response of an Intrinsic Thermocouple. *Journal of Heat Transfer* 2/89, S. 146–152, 1967.
- [HER18] Herrmann, C. et al.: Life cycle engineering of lightweight structures. *CIRP Annals* 2/67, S. 651–672, 2018.
- [HOL13] Hol, J.: Multi-scale friction modeling for sheet metal forming. Dissertation. University of Twente, Enschede, 2013.
- [HOL16] Hol, J. et al.: Advanced friction simulation of standardized friction tests: a numerical and experimental demonstrator. *Journal of Physics: Conference Series* 734, S. 32092, 2016.
- [HOL70] Holliger, H.: *Morphologie - Idee und Grundlage einer interdisziplinären Methodenlehre*. Schnelle, Quickborn, 1970.
- [HOL72] Holliger, H.: *Handbuch der Morphologie - Elementare Prinzipien und Methoden zur Lösung kreativer Probleme*. MIZ, Zürich, 1972.
- [HU13] Hu, S. J.: Evolving Paradigms of Manufacturing: From Mass Production to Mass Customization and Personalization. *Procedia CIRP* 7, S. 3–8, 2013.
- [INC15] INCOSE: *INCOSE Systems Engineering Handbook*. John Wiley & Sons Incorporated, Hoboken, NJ, 2015.
- [IRR20] Irrgang, K.: *Altes und Neues zu thermoelektrischen Effekten und Thermoelementen*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2020.
- [ISO/IEC99]: Dezember 2007, Internationales Wörterbuch der Metrologie - Grundlegende und allgemeine Konzepte und zugehörige Begriffe.
-

- [JÄC18] Jäckel, M. et al.: Numerical simulation of thermal supported self-pierce riveting of an ultra high-strength aluminium alloy. *Journal of Physics: Conference Series* 1063, S. 12074, 2018.
- [JAŚ22] Jaśkiewicz, K. et al.: Warm sheet metal forming of energy-absorbing elements made 7075 aluminum alloy in the hardened state T6. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 5-6/119, S. 3157–3179, 2022.
- [JER14] Jerina, J.; Kalin, M.: Initiation and evolution of the aluminium-alloy transfer on hot-work tool steel at temperatures from 20 °C to 500 °C. *Wear* 1-2/319, S. 234–244, 2014.
- [JER15] Jerina, J.; Kalin, M.: Aluminium-alloy transfer to a CrN coating and a hot-work tool steel at room and elevated temperatures. *Wear* 340-341, S. 82–89, 2015.
- [JIA21] Jiang, Y. F.; Ding, H.: Investigations of interfacial heat transfer efficiency in HFQ ® process of high strength aluminum alloy. *Materials Research Express* 1/8, S. 16507, 2021.
- [JÜN95] Jünemann, H.: Systematische Betrachtungen tribologischer Prüfverfahren: Reibungs- und Verschleissmessungen. *Tribologie und Schmierungstechnik* 4/42, S. 199–205, 1995.
- [KAL15] Kalin, M.; Jerina, J.: The effect of temperature and sliding distance on coated (CrN, TiAlN) and uncoated nitrided hot-work tool steels against an aluminium alloy. *Wear* 330-331, S. 371–379, 2015.
- [KAL85] Kalpakjian, S.: Recent Progress in Metal Forming Tribology. *CIRP Annals* 2/34, S. 585–592, 1985.
- [KEß04] Keßler, H.; Winkelhofer, G.: Projektmanagement. Leitfaden zur Steuerung und Führung von Projekten. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2004.
- [KIM07] Kim, H. et al.: Evaluation of stamping lubricants using the deep drawing test. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 14/47, S. 2120–2132, 2007.
-

- [KIR12] Kirkhorn, L. et al.: Improved Tribotesting for Sheet Metal Forming. *Procedia CIRP* 3, S. 507–512, 2012.
- [KLE15] Klein, B.: FEM. Grundlagen und Anwendungen der Finite-Element-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau. Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, 2015.
- [KLE19] Klein, B.; Gänsicke, T.: Leichtbau-Konstruktion. Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, 2019.
- [KLE22] Kletti, J.; Rieger, J.: Die perfekte Produktion. Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden, 2022.
- [KLI07] Klimmek, C. et al.: Prozessnahe Umformsimulation des Presshärtens mit LS-DYNA, Frankenthal, 2007.
- [KLO17] Klocke, F.: Fertigungsverfahren 4. Umformen. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2017.
- [KOT22] Kott, M.: Methodik zur Entwicklung eines Bedienerassistenzsystems für das Presswerk. Dissertation, 2022.
- [KRI69] Krick, E. V.: An introduction to engineering and engineering design. John Wiley & Sons, New York, 1969.
- [KUM14] Kumar, M.; Sotirov, N.; Chimani, C. M.: Investigations on warm forming of AW-7020-T6 alloy sheet. *Journal of Materials Processing Technology* 8/214, S. 1769–1776, 2014.
- [LAM97] Lambert, M. A.; Fletcher, L. S.: Review of Models for Thermal Contact Conductance of Metals. *Journal of Thermophysics and Heat Transfer* 2/11, S. 129–140, 1997.
- [LAN90] Lange, K. Hrsg.: Blechbearbeitung. Springer, Berlin, 1990.
- [LAS93] Lassen, S.; Bay, N.: Evaluation of tribology tests for sheet metal forming. EFB-kolloquim: Reibung, Schmierung, Tribologie in der Blechbearbeitung T12, S. 98–104, 1993.
- [LI21] Li, X. et al.: Determination of Hot Stamping Friction Coefficient of 7075 Aluminum. *Metals* 7/11, S. 1111, 2021.
-

- [LIN09] Lindemann, U.: *Methodische Entwicklung technischer Produkte*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2009.
- [LIU17a] Liu, Y. et al.: Formability and lubrication of a B-pillar in hot stamping with 6061 and 7075 aluminum alloy sheets. *Procedia Engineering* 207, S. 723–728, 2017.
- [LIU17b] Liu, X. et al.: Determination of the interfacial heat transfer coefficient for a hot aluminium stamping process. *Journal of Materials Processing Technology* 247, S. 158–170, 2017.
- [LIU18a] Liu, X. et al.: Effect of tool coating on interfacial heat transfer coefficient in hot stamping of AA7075 aluminium alloys. *Procedia Manufacturing* 15, S. 1127–1133, 2018.
- [LIU18b] Liu, X. et al.: Effects of lubricant on the IHTC during the hot stamping of AA6082 aluminium alloy: Experimental and modelling studies. *Journal of Materials Processing Technology* 255, S. 175–183, 2018.
- [LIU19] Liu, X. et al.: Effect of tool coatings on the interfacial heat transfer coefficient in hot stamping of aluminium alloys under variable contact pressure conditions. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 137, S. 74–83, 2019.
- [LIU20] Liu, Y. et al.: Friction behaviors of 6061 aluminum alloy sheets in hot stamping under dry and lubricated conditions based on hot strip drawing test. *Tribology International* 151, S. 106504, 2020.
- [MA15] Ma, W. et al.: Effect of friction coefficient in deep drawing of AA6111 sheet at elevated temperatures. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China* 7/25, S. 2342–2351, 2015.
- [MAN17] Mang, T.; Dresel, W.: *Lubricants and lubrication* edited by Theo Mang and Wilfried Dresel. Wiley-VCH, Weinheim, Germany, Germany Wiley-VCH, 2017.
- [MAR21] Marian, M.; Tremmel, S.: Current Trends and Applications of Machine Learning in Tribology—A Review. *Lubricants* 9/9, S. 86, 2021.

- [MED15] Medea, F.; Ghiotti, A.; Bruschi, S.: Tribological Behaviour of Lubricants in Hot Stamping of AA6016. *Key Engineering Materials* 639, S. 221–226, 2015.
- [MEH15] Mehic, B.; Engler, S.; Huskic, A.: Entwicklung einer Streifenziehversuchsanlage zur Untersuchung des Reib- und Verschleißverhaltens von tribologisch beanspruchten Oberflächen. 9. Forschungsforum der Österreichischen Fachhochschulen, 2015.
- [MEI05] Meiler, M.; Jaschke, H.: Lubrication of Aluminium Sheet Metal within the Automotive Industry. *Advanced Materials Research* 6-8, S. 551–558, 2005.
- [MEN16] Mendiguren, J.; Argandona, E. S. de; Galdos, L.: Hot stamping of AA7075 aluminum sheets. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 159, S. 12026, 2016.
- [MER09] Merklein, M.; Lechler, J.; Stoehr, T.: Investigations on the thermal behavior of ultra high strength boron manganese steels within hot stamping. *International Journal of Material Forming* S1/2, S. 259–262, 2009.
- [MER18] Merklein, M.; Degner, J.: Fertigung hochfester Aluminiumbauteile durch Umformen unter Abschreckbedingungen. Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V, Hannover, 2018.
- [MER20] Merkel, M.; Öchsner, A.: Eindimensionale Finite Elemente. Ein Einstieg in die Methode. Springer Vieweg, Berlin, Heidelberg, 2020.
- [MIK74] Mikić, B. B.: Thermal contact conductance; theoretical considerations. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 2/17, S. 205–214, 1974.
- [MIT04] Mitchell, I.: Residual Stress Reduction During Quenching of Wrought 7075 Aluminum Alloy. Master's Thesis, 2004.
- [MOR17] Mori, K. et al.: Hot stamping of ultra-high strength steel parts. *CIRP Annals* 2/66, S. 755–777, 2017.

- [MÜL07] Müller, G.: FEM für Praktiker. expert-Verlag, Renningen-Malmsheim, 2007.
- [MÜL70] Müller, J.: Grundlagen der systematischen Heuristik. Schriften zu soz. Wirtschaftsführung. Dietz, Berlin, 1970.
- [MÜL90] Müller, J.: Arbeitsmethoden der Technikwissenschaften. Systematik, Heuristik, Kreativität. Springer, Berlin, Heidelberg, 1990.
- [MÜL98] Müller, W.: Temperaturverhältnisse und Reaktionskinetik beim Ziehen und Wärmebehandeln von Draht. Zugl.: Freiberg (Sachsen), Techn. Univ. Bergakad., Diss., 1997. TU Bergakad, Freiberg, 1998.
- [MYR20] Myrold, B.; Jensrud, O.; Snilsberg, K. E.: The Influence of Quench Interruption and Direct Artificial Aging on the Hardening Response in AA6082 during Hot Deformation and In-Die Quenching. Metals 7/10, S. 935, 2020.
- [NAD63] Nadler, G.: Work design, Homewood, Ill., 1963.
- [NAD69] Nadler, G.: Arbeitsgestaltung - zukunftsbewußt schöpferisches Entwerfen und systematisches Entwickeln von Wirksystemen. Hanser, München, 1969.
- [NAG12] Nagendramma, P.; Kaul, S.: Development of ecofriendly/biodegradable lubricants: An overview. Renewable and Sustainable Energy Reviews 1/16, S. 764–774, 2012.
- [NET95] Netsch, T.: Methode zur Ermittlung von Reibmodellen für die Blechumformung. Zugl.: Darmstadt, Techn. Hochsch., Diss., 1995. Shaker, Aachen, 1995.
- [NGA07] Ngaile, G.; Cochran, J.; Stark, D.: Formulation of polymer-based lubricant for metal forming. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture 4/221, S. 559–568, 2007.
- [NIE16] Nielsen, C. V.; Martins, P. A.; Bay, N.: Modelling of real area of contact between tool and workpiece in metal forming processes including the

- influence of subsurface deformation. CIRP Annals 1/65, S. 261–264, 2016.
- [NOD17] Noder, J. et al.: Finite element simulation of non-isothermal warm forming of high-strength aluminum alloy sheet. Author(s), S. 80017, 2017.
- [OBE13] Oberhauser, P. et al.: Performance of High Strength AlZnMg(Cu) Aluminium Alloys after W-Temper and Warmforming. TTP 2013 - Tools and Technologies for Processing Ultra High Strength Materials, Graz, 2013.
- [OBE17] Oberhauser, P.: 7xxx Bleche für Strukturbauteile - Einfluss der Legierungszusammensetzung auf die Umformbarkeit, Festigkeitsentwicklung und Korrosionseigenschaften. Fachvortrag: 3-Länder-Korrosionstagung, Linz, 2017.
- [O'D17] O'Donnell, R. N. et al.: Estimation of Thermal Barrier Coating Surface Temperature and Heat Flux Profiles in a Low Temperature Combustion Engine Using a Modified Sequential Function Specification Approach. Journal of Heat Transfer 4/139, 2017.
- [OECD19] OECD: Global Material Resources Outlook to 2060. Economic Drivers and Environmental Consequences. OECD Publishing, Paris, 2019.
- [OLG16] Olguner, S.; Bozdana, A. T.: The effect of friction coefficient on punch load and thickness reduction in deep drawing process. INTERNATIONAL JOURNAL OF MATERIALS 3, S. 64–68, 2016.
- [OST14] Ostermann, F.: Anwendungstechnologie Aluminium. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2014.
- [PAW64] Pawelski, O.: Beitrag zur Ähnlichkeitstheorie der Umformtechnik. Journal of Applied Physics 1/35, S. 27–36, 1964.
- [PEN70] Penny, R. K.: Principles of engineering design. Postgraduate medical journal 536/46, S. 344–349, 1970.
-

- [POD15] Podgornik, B. et al.: Tribological behaviour and lubrication performance of hexagonal boron nitride (h-BN) as a replacement for graphite in aluminium forming. *Tribology International* 81, S. 267–275, 2015.
- [POD17] Podgornik, B. et al.: Friction and anti-galling properties of hexagonal boron nitride (h-BN) in aluminium forming. *Wear* 388-389, S. 2–8, 2017.
- [PÖH86] Pöhlandt, K.: *Werkstoffprüfung für die Umformtechnik. Grundlagen, Prüfmethode, Anwendungen.* Springer, Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo, 1986.
- [PON11] Ponn, J.; Lindemann, U.: *Konzeptentwicklung und Gestaltung technischer Produkte. Systematisch von Anforderungen zu Konzepten und Gestaltungsformen.* Springer-Verlag Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg, 2011.
- [RAU14] Raugi, M. et al.: Life cycle assessment of the potential environmental benefits of a novel hot forming process in automotive manufacturing. *Journal of Cleaner Production* 83, S. 80–86, 2014.
- [RAY88] Raynaud, M.; Beck, J. V.: Methodology for Comparison of Inverse Heat Conduction Methods. *Journal of Heat Transfer* 1/110, S. 30–37, 1988.
- [RAZ23] Raziol GmbH: *Tribometer 5100*, Iserlohn, 2023.
- [REC18] Recklin, V.; Dietrich, F.; Groche, P.: Influence of Test Stand and Contact Size Sensitivity on the Friction Coefficient in Sheet Metal Forming. *Lubricants* 2/6, S. 41, 2018.
- [REI59] Reihle, M.: *Verhalten des Gleitreibungskoeffizienten von Tiefziehblechen bei hohen Flächenpressungen.* Dissertation, Stuttgart, 1959.
- [RIG19] Rigas, N. et al.: Characterisation of new lubrication systems for hot forming of high strength aluminum alloys. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering* 651, S. 12013, 2019.
- [RIG22] Rigas, N. et al.: Tribological Behavior of High-Strength Aluminum Alloys in Combination with Dry Lubricants at High Forming Temperatures. *Defect and Diffusion Forum* 414, S. 125–130, 2022.
-

- [RIG23] Rigas, N.; Merklein, M.: Characterization of the Tribological Behavior of Different Tool Coatings and Dry Lubricant for High-Strength Aluminum Alloys at Elevated Temperatures. *Advanced Engineering Materials*, S. 2201650, 2023.
- [ROL12] Roland Berger Strategy Consultants: Mastering product complexity, Düsseldorf, 2012.
- [ROS03] Rosochowska, M.; Balendra, R.; Chodnikiewicz, K.: Measurements of thermal contact conductance. *Journal of Materials Processing Technology* 2-3/135, S. 204–210, 2003.
- [SAB14] Sabadka, I. D.: Impacts of shortening product life cycle in the automotive industry. *Transfer inovácií* 29/2013, S. 251–253, 2014.
- [SÁE15] Sáenz de Argandoña, E. et al.: Room Temperature Forming of AA7075 Aluminum Alloys: W-Temper Process. *Key Engineering Materials* 651-653, S. 199–204, 2015.
- [SAJ20] Sajadifar, S. V. et al.: Performance of Thermo-Mechanically Processed AA7075 Alloy at Elevated Temperatures—From Microstructure to Mechanical Properties. *Metals* 7/10, S. 884, 2020.
- [SCA95] Scarpa, F.; Milano, G.: KALMAN SMOOTHING TECHNIQUE APPLIED TO THE INVERSE HEAT CONDUCTION PROBLEM. *Numerical Heat Transfer, Part B: Fundamentals* 1/28, S. 79–96, 1995.
- [SCH02] Schmidt-Jürgensen, R.: Untersuchungen zur Simulation rückfederungsbedingter Formabweichungen beim Tiefziehen. Dissertation. Hannover Universität, 2002.
- [SCH07] Schürmann, H.: Konstruieren mit Faser-Kunststoff-Verbunden. Mit 39 Tabellen. Springer, Berlin, Heidelberg, 2007.
- [SCH21a] Scharifi, E. et al.: Effect of thermo-mechanical processing on quench-induced precipitates morphology and mechanical properties in high strength AA7075 aluminum alloy. *Materials Characterization* 174, S. 111026, 2021.
-

- [SCH21* b] Schell, L.; Groche, P.: In Search of the Perfect Sheet Metal Forming Tribometer. In (Daehn, G. et al. Hrsg.): Forming the Future. Springer International Publishing, Cham, S. 81–96, 2021.
- [SCH22* a] Schell, L.; Filzek, J.; Groche, P.: Reibwertermittlung für die Alu-Warmblechumformung. Eine Frage der Temperatur, des Gleitwegs und der Effizienz. wt Werkstattstechnik online 10, S. 649–654, 2022.
- [SCH22* b] Schell, L.; Groche, P.: Challenges in Tribometry for Warm and Hot Sheet Metal Forming of High Strength Aluminum with Tool Lubrication. Defect and Diffusion Forum 414, S. 95–102, 2022.
- [SCH22* c] Schell, L. et al.: Investigation of different lubricant classes for aluminium warm and hot forming based on a strip drawing test. Tribology International 168, S. 107449, 2022.
- [SCH23*] Schell, L. et al.: Tribology in Warm and Hot Aluminum Sheet Forming: Transferability of Strip Drawing Tests to Forming Trials. Advanced Engineering Materials, 2023.
- [SCH80] Schmidt, H. G.: Heuristische Methoden als Hilfen zur Entscheidungsfindung beim Konzipieren technischer Produkte. Zugl.: Berlin, Techn. Univ., Fachbereich 11 - Konstruktion u. Fertigung, Diss., 1979. Universitätsbibliothek d. Techn. Univ. Abt. Publ. Vertrieb; Inst. für Maschinenkonstruktion Konstruktionstechnik, Berlin, 1980.
- [SCH97] Schey, J. A.: A Critical Review of the Applicability of Tribotesters to Sheet Metal working. SAE Technical Paper Series 1997, 1997.
- [SEL17] Sellors, J.; Friedman, M.: Hot Form Quench (HFQ) - A Disruptive Technology For Forming Ultra-High Strngth, Leightweight & Complex Aluminum Pressings. 4th Lightweight Vehicle Manufacturing Summit, Detroit, 2017.
- [SEL23] Sellner, E.; Xu, Y.; Groche, P.: Extension of Process Limits in High-Strength Aluminum Forming by Local Contact Heating. Advanced Engineering Materials, 2023.
-

- [SHI04] Shi, X. et al.: A new approach of die shape optimization for sheet metal forming processes. *Journal of Materials Processing Technology* 1/152, S. 35–42, 2004.
- [SHI17] Shi, Z. et al.: A new design of friction test rig and determination of friction coefficient when warm forming an aluminium alloy. *Procedia Engineering* 207, S. 2274–2279, 2017.
- [SNI96] Sniekers, R. R.: Friction in deep drawing. Dissertation. Technische Universiteit Eindhoven, 1996.
- [SOT11] Sotirov, N. et al.: Verbessertes Umformverhalten von höchstfesten 7xxx-Aluminiumblechen durch Halbwarmumformen*. *HTM Journal of Heat Treatment and Materials* 1/66, S. 37–43, 2011.
- [SRI94] Sridhar, M. R.; Yovanovich, M. M.: Review of elastic and plastic contact conductance models - Comparison with experiment. *Journal of Thermophysics and Heat Transfer* 4/8, S. 633–640, 1994.
- [STA98] Staeves, J.: Beurteilung der Topografie von Blechen im Hinblick auf die Reibung bei der Umformung. Zugl.: Darmstadt, Techn. Univ., Diss., 1998. Shaker, Aachen, 1998.
- [STE15] Steinke, P.: Finite-Elemente-Methode. Rechnergestützte Einführung. Springer Vieweg, Berlin, Heidelberg, 2015.
- [SUC19] Suckow, T. et al.: Temperatureinfluss in der Aluminium-Blechumformung - Rückfederungsverhalten und Prozessgrenzen beim Gesenkbiegen von EN AW-6082 und EN AW-7075. *wt Werkstattstechnik online* 10, S. 733–739, 2019.
- [TRZ20] Trzepiecinski, T.; Lemu, H. G.: Recent Developments and Trends in the Friction Testing for Conventional Sheet Metal Forming and Incremental Sheet Forming. *Metals* 1/10, S. 47, 2020.
- [TUN05] Tung, S. C. et al.: An In-Situ Tribotest Method Designed for Predicting Wear Life and Frictional Performance During the Aluminum Forming Process: Life Cycle Tribology. Elsevier, S. 187–205, 2005.

- [UDD15] UDDEHOLMS AB: UDDEHOLM UNIMAX. Data Sheet. Classified according to EU Directive 1999/45/EC, Edition 6, 2015.
- [VDA08] VDA - Verband der Automobilindustrie e.V.: VDA 230-213. Prüfverfahren für die Produktklassen Prelube, Prelube 2, Hotmelt, Spot lubricant, Frankfurt, 2008.
- [VDI2206] VDI 2206:November 2021, Entwicklung mechatronischer und cyber-physischer Systeme.
- [VDI2221-1] VDI 2221 Blatt 1:November 2019, Entwicklung technischer Produkte und Systeme - Blatt 1: Modell der Produktentwicklung.
- [VDI2221-2] VDI 2221 Blatt 2:November 2019, Entwicklung technischer Produkte und Systeme - Blatt 2: Gestaltung individueller Produktentwicklungsprozesse.
- [VDI3522-1] VDI 3522 Blatt 1:September 2014, Dynamic behaviour of contact thermometers: Principles and characteristic values.
- [VDI3522-2] VDI 3522 Blatt 2:Dezember 2014, Dynamic behaviour of contact thermometers - Experimental determination of time percentage values.
- [VEL17] Velkavrh, I. et al.: Using a standard pin-on-disc tribometer to analyse friction in a metal forming process. Tribology International 114, S. 418–428, 2017.
- [VEN19] Venzlaff, H.: Environmentally Friendly Tribosystems for Cold Forging of High-Alloyed Aluminium Materials. In (Liewald, M. Hrsg.): New Developments in Forging Technology 2019. = Neuere Entwicklungen in der Massivumformung (NEMU) 2019. IFU - Institute for Metal Forming Technology of the University of Stuttgart, Stuttgart, Deutschland, S. 249–258, 2019.
- [VIL11] Vilaseca, M.; Molas, S.; Casellas, D.: High temperature tribological behaviour of tool steels during sliding against aluminium. Wear 4/Vol. 15, S. 420, 2011.
- [VOE21] voestalpine High Performance Metals Deutschland GmbH: Materialdaten_Unimax. E-Mail: 22.01.2021 12:19, 2021.
-

- [VOG03] Vogl, C.: Erweiterte Beschreibung des Umformverhaltens von Blechwerkstoffen. Zugl.: München, Techn. Univ., Diss., 2002. Hieronymus, München, 2003.
- [VOL08] Vollertsen, F.; Hu, Z.: Determination of size-dependent friction functions in sheet metal forming with respect to the distribution of the contact pressure. *Production Engineering* 4/2, S. 345–350, 2008.
- [VOL09] Vollmer, M.: Newton's law of cooling revisited. *European Journal of Physics* 5/30, S. 1063–1084, 2009.
- [VOL19] Volk, W. et al.: Models and modelling for process limits in metal forming. *CIRP Annals* 2/68, S. 775–798, 2019.
- [VOL23] Volke, P. R.: Einsatz konversionsschichtfreier Schmierstoffe bei der Kaltmassivumformung rostfreier Stähle. Dissertation, 2023.
- [WAA20] Waanders, D. et al.: Temperature Dependent Friction Modelling: The Influence of Temperature on Product Quality. *Procedia Manufacturing* 47, S. 535–540, 2020.
- [WAN12] WANG, H. et al.: Warm forming behavior of high strength aluminum alloy AA7075. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China* 1/22, S. 1–7, 2012.
- [WIT80] Witthüser, K.-P.: Untersuchung von Prüfverfahren zur Beurteilung der Reibungsverhältnisse beim Tiefziehen. Dissertation, Hannover, 1980.
- [WOJ14] Wojtkowiak, J.: Lumped Thermal Capacity Model. In (Hetnarski, R. B. Hrsg.): *Encyclopedia of Thermal Stresses*. Springer Netherlands, Dordrecht, S. 2808–2817, 2014.
- [WOO23] Woodbury, K. A. et al.: *Inverse heat conduction. Ill-posed problems*. John Wiley & Sons Inc, Hoboken, NJ, 2023.
- [WOO90] Woodbury, K. A.: Effect of thermocouple sensor dynamics on surface heat flux predictions obtained via inverse heat transfer analysis. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 12/33, S. 2641–2649, 1990.

- [XIA18] Xiao, W. et al.: A study of interfacial heat transfer and its effect on quenching when hot stamping AA7075. *Archives of Civil and Mechanical Engineering* 3/18, S. 723–730, 2018.
- [YAN21] Yang, X. et al.: Experimental and modelling study of friction evolution and lubricant breakdown behaviour under varying contact conditions in warm aluminium forming processes. *Tribology International* 158, S. 106934, 2021.
- [YIN17] Ying, L. et al.: Investigation of interfacial heat transfer mechanism for 7075-T6 aluminum alloy in HFQ hot forming process. *Applied Thermal Engineering* 118, S. 266–282, 2017.
- [YOV98] Yovanovich, M. M.: Conduction and thermal contact resistances (conductances): Handbook of heat transfer. McGraw-Hill Education LLC, Chicago, Ill., 3.1 - 3.73, 1998.
- [ZHA15] Zhao, K. et al.: Comparison of the methods for calculating the interfacial heat transfer coefficient in hot stamping. *Applied Thermal Engineering* 79, S. 17–26, 2015.
- [ZHA19] Zhao, K. et al.: Investigation of the interfacial heat transfer coefficient of sheet aluminum alloy 5083 in warm stamping process. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 132, S. 293–300, 2019.
- [ZHE17] Zheng, K. et al.: Investigation of the lubrication performance using WC: C coated tool surfaces for hot stamping AA6082. *Procedia Engineering* 207, S. 711–716, 2017.
- [ZHE18] Zheng, K. et al.: A review on forming techniques for manufacturing lightweight complex—shaped aluminium panel components. *International Journal of Lightweight Materials and Manufacture* 2/1, S. 55–80, 2018.