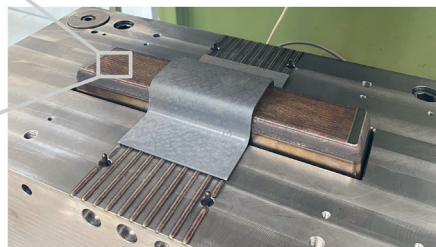
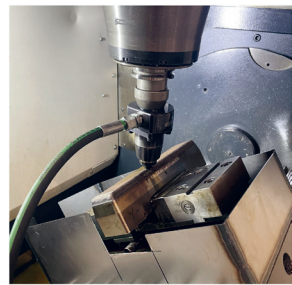
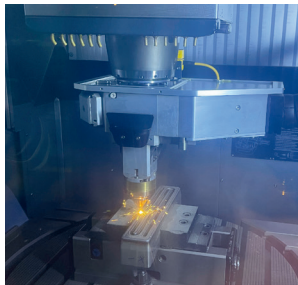


Anna Katarina Komodromos

Entwicklung und Einsatz additiv gefertigter Presshärtewerkzeuge mit glattgewalzten Oberflächen



Entwicklung und Einsatz additiv gefertigter Presshärte- werkzeuge mit glattgewalzten Oberflächen

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

Dr.-Ing.

der Fakultät Maschinenbau

der Technischen Universität Dortmund

Dissertation

vorgelegt von

Anna Katarina Komodromos M. Sc.

aus

Witten

Dortmund, 2024

Vorsitzender der Prüfungskommission: Prof. Dr. Ulrich A. Handge

Berichter: Prof. Dr.-Ing. A. Erman Tekkaya

Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. habil. Gerd Witt

Jun.-Prof. Dr.-Ing. Peer Woizeschke

Tag der mündlichen Prüfung: 25. März 2024

Dortmunder Umformtechnik

Band 124

Anna Katarina Komodromos

**Entwicklung und Einsatz additiv gefertigter
Presshärtewerkzeuge mit glattgewalzten Oberflächen**

D 290 (Diss. Technische Universität Dortmund)

Shaker Verlag
Düren 2024

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

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

Zugl.: Dortmund, Technische Univ., Diss., 2024

Copyright Shaker Verlag 2024

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

Printed in Germany.

ISBN 978-3-8440-9615-6

ISSN 1619-6317

Shaker Verlag GmbH • Am Langen Graben 15a • 52353 Düren

Telefon: 02421 / 99 0 11 - 0 • Telefax: 02421 / 99 0 11 - 9

Internet: www.shaker.de • E-Mail: info@shaker.de

Vorwort

Die vorliegende Dissertation ist im Rahmen des durch die Deutsche Forschungsgemeinschaft geförderten Projektes „Funktionalisierung additiv gefertigter Presshärtewerkzeuge mittels Glattwalzens“ während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin am Institut für Umformtechnik und Leichtbau entstanden. Dem Institutsleiter, Prof. Dr.-Ing. A. Erman Tekkaya möchte ich sehr herzlich danken, da er es mir ermöglicht hat, mit großer Freude in der Forschung tätig zu sein und den Weg der Promotion in der Umformtechnik zu gehen. Damit verbunden sind viele lehrreiche Jahre in Verbindung mit einer vertrauensvollen Zusammenarbeit und Unterstützung, die ich in sehr guter Erinnerung behalten werde. Weiterhin möchte ich Prof. Dr.-Ing. habil. Gerd Witt für die Übernahme des Korreferats meiner Dissertation danken sowie Prof. Dr. Ulrich A. Handge und Jun.-Prof. Dr.-Ing. Peer Woizeschke für ihre Mitwirkung in der Prüfungskommission.

Weiteren großen Dank möchte ich den Kolleginnen und Kollegen am Institut für Umformtechnik und Leichtbau aussprechen. Der Zusammenhalt, die gegenseitige Unterstützung und erfolgreiche Zusammenarbeit haben die oftmals herausfordernde Forschungsarbeit im besten Sinne ergänzt. Besonders danken möchte ich meinen Kollegen aus der Abteilung Profil- und Blechumformung für ihre Kollegialität, die konstruktiven Diskussionen und angenehme Arbeitsatmosphäre. Weiterer Dank gilt den Kollegen, mit denen ich dank der beruflichen Verbindung, welche durch zahlreiche fachliche und freundschaftliche Gespräche geprägt wurde, eine darüberhinausgehende Freundschaft pflegen darf – insbesondere Fabian Schmitz. Diese Forschungsarbeit wäre auf so erfolgreiche Art nicht möglich gewesen ohne die tatkräftige Unterstützung der Techniker und studentischen bzw. wissenschaftlichen Hilfskräfte des Instituts. Ich danke Werner Feuer, Dirk Hoffmann und Steffen Strotzer im besonderen Maße für die Unterstützung bei der Realisierung der experimentellen Arbeiten im Rahmen meines Dissertationsprojektes. Des Weiteren möchte ich Christoph Klippenstein und Gabriel Marin für die stets erfolgreiche Zusammenarbeit im Rahmen studentischer Arbeiten danken.

Meinen Eltern und meiner Familie gebührt ein ganz besonderer Dank, da sie die Basis für all dies und mein stabiles Fundament bilden. Durch ihre unvergleichliche liebevolle Unterstützung haben sie immer zum Gelingen meiner Vorhaben beigetragen. Meiner Mutter Susanne Heckner danke ich für Ihren unerschütterlichen Glauben an meine Fähigkeiten und die unzähligen Male, die sie mein sicheres Netz war, um mich jederzeit aufzufangen. Meinem Vater Aristotelis Komodromos danke ich für seine stete Unterstützung bei der Verfolgung meiner Ziele in Verbindung mit der Überwindung einer (räumlichen) Distanz von ein paar tausend Kilometern. Meinem Partner Matthias Faes danke ich von Herzen für seine aufrichtige Liebe und bedingungslose Unterstützung.

Abstract

By Directed Energy Deposition (DED) a flexible design of cooling channels in hot stamping tools with a variety of sizes and a high positioning flexibility compared to machining processes is possible. The subsequent ball burnishing of the tool surfaces in combination with a variation of the DED process parameters enables a control of the tool surface properties and the friction behavior. Parameters such as the ball burnishing pressure or the path overlapping in the DED process are investigated to quantify their effects on roughness, hardness, friction, residual stresses and heat transfer coefficient of generic tool surfaces. The friction coefficient at elevated temperatures depends strongly on the surface roughness of the tool steel surfaces generated by DED and ball burnishing. The latter process improves the surface integrity: the roughness peaks are leveled by up to 75 %, the hardness and the residual stresses are enhanced by up to 20 % and 70 %, respectively. However, the roughness of the tool surfaces is determined mainly by the path overlapping of the welded beads in the DED process. Despite the higher surface roughness, the heat transfer coefficient is in the range of conventionally manufactured tool surfaces of up to $2,700 \text{ W/m}^2\text{K}$ for contact pressures up to 40 MPa.

Furthermore the additively manufactured near-surface cooling channels on the one hand decrease the punch temperature in the hot stamping process, on the other hand keep the tool temperature constant during multiple hot stamping cycles. Compared to the conventionally manufactured punch, the DED process provides the advantage that the distance of the cooling channels to the tool surface is reduced to one third and a continuous coolant cycle is generated in the punch. Since the punch temperature is reduced and kept constant, the potential to reduce cycle times and prevent overheating of the tools is provided. Moreover, the near-surface cooling channels can increase the hardening effect on the hot stamped 22MnB5-part in the cooled contact area. Employing a textured blank holder, the thermal history of the part is altered: The texture manufactured by DED retains the heat inside the blank for a longer time, allowing a higher ductility of the part during hot stamping, combined with a homogenized temperature distribution over the hat profile. This directly influences the formed part's sheet thickness, strength, and hardness: properties that show higher and more homogeneously distributed values compared to the conventional tool route. Numerical simulations of the process can also predict these effects accurately.

In conclusion, the feasibility and advantageous characteristics of manufacturing hot stamping tools by the novel process combination of DED and ball burnishing are proven. These findings can be used for further developments in this field, like the application of both-sided textures on the tools or the design of cooling channels for more complex geometries.

Kurzzusammenfassung

Durch Laserpulverauftragschweißen (LPA) ist eine flexible Gestaltung von Kühlkanälen beim Presshärten mit einer Vielzahl von Größen und einer hohen Positionierungsflexibilität im Vergleich zu spanenden Verfahren möglich. Das anschließende Glattwalzen der Werkzeuoberflächen in Kombination mit einer Variation der LPA-Prozessparameter ermöglicht eine Steuerung der Werkzeuoberflächeneigenschaften und des Reibverhaltens. Parameter wie der Walzdruck oder die Bahnüberlappung im LPA-Prozess wurden untersucht, um ihre Auswirkungen auf Rauheit, Härte, Reibung, Eigenspannungen und Wärmeübergangskoeffizient der Werkzeuoberflächen zu quantifizieren. Der Reibkoeffizient bei erhöhten Temperaturen hängt stark von der Oberflächenrauheit der Werkzeugstahloberflächen ab, die durch LPA und Glattwalzen erzeugt wird. Das letztgenannte Verfahren verbessert die Oberflächenintegrität: Die Rauheitsspitzen werden um bis zu 75 % abgeflacht, die Härte und die Eigenspannungen werden um bis zu 20 % bzw. 70 % erhöht. Die Rauheit der Werkzeuoberflächen wird jedoch hauptsächlich durch die Bahnüberlappung beim LPA-Verfahren bestimmt. Trotz der höheren Oberflächenrauheit liegt der Wärmeübergangskoeffizient im Bereich konventionell gefertigter Werkzeuoberflächen von bis zu $2.700 \text{ W/m}^2\text{K}$ bei Kontaktdrücken bis zu 40 MPa.

Darüber hinaus senken die additiv gefertigten oberflächennahen Kühlkanäle einerseits die Stempeltemperatur im Presshärteprozess, andererseits halten sie die Werkzeugtemperatur über mehrere Presshärtezyklen konstant. Im Vergleich zum konventionell gefertigten Stempel bietet das LPA-Verfahren den Vorteil, dass der Abstand der Kühlkanäle zur Werkzeuoberfläche auf ein Drittel verringert ist und ein kontinuierlicher Kühlmitteleislauf im Stempel erzeugt wird. Da die Temperatur des Stempels reduziert und konstant gehalten wird, besteht das Potenzial, die Zykluszeiten zu reduzieren und eine Überhitzung der Werkzeuge zu vermeiden. Darüber hinaus kann durch die oberflächennahen Kühlkanäle die Härte des Hutprofils aus dem Werkstoff 22MnB5 im gekühlten Kontaktbereich erhöht werden. Durch den Einsatz eines texturierten Niederhalters wird der thermische Verlauf des Bauteils verändert: Die mittels LPA hergestellte Textur hält die Wärme länger im Blech, was eine höhere Duktilität des Teils während des Presshärtens in Verbindung mit einer homogenen Temperaturverteilung über das Hutprofil ermöglicht. Dies wirkt sich direkt auf die Blechdicke, die Festigkeit und die Härte des umgeformten Bauteils aus: Eigenschaften, die im Vergleich zum konventionellen Werkzeug höhere und homogene verteilte Werte aufweisen. Numerische Simulationen des Prozesses können diese Effekte ebenfalls genau vorhersagen.

Zusammenfassend konnten die Möglichkeiten und vorteilhaften Eigenschaften der Herstellung von Presshärte Werkzeugen durch die neue Prozesskombination aus LPA und Glattwalzen nachgewiesen werden. Diese Erkenntnisse können für weitere Entwicklungen in diesem Bereich genutzt werden, wie die Anwendung von beidseitigen Texturen auf den Werkzeugen oder die Gestaltung von Kühlkanälen für komplexere Geometrien.

Inhaltsverzeichnis

Vorabveröffentlichung von Inhalten	viii
Formelzeichen und Abkürzungen	x
1 Einleitung	1
2 Stand der Technik	3
2.1 Presshärten	3
2.1.1 Das direkte Presshärten und seine Anforderungen	3
2.1.2 Blech-Werkstoff für das Presshärten.....	4
2.1.3 Werkzeugfertigung.....	5
2.1.4 Kontaktbedingungen und Wärmehaushalt	6
2.1.5 Tribologie und Werkstofffluss beim Presshärten.....	7
2.1.6 Modellierung.....	11
2.2 Rapid Tooling durch additive Fertigungsverfahren	11
2.2.1 Verfahrensvarianten	12
2.2.2 Additiv gefertigte Umformwerkzeuge	16
2.2.3 Kühlkanalfertigung mittels Laserpulverauftragschweißens.....	18
2.3 Nachbearbeitung von Oberflächen durch Glattwalzen	20
2.3.1 Anwendungsgebiete des Glattwalzens	20
2.3.2 Analytische Modellierung des Glattwalzens.....	23
2.4 Fazit.....	28
3 Zielsetzung	30
4 Analyse der Herstellung von Werkzeugoberflächen mittels Laserpulverauftragschweißens und Glattwalzens	32
4.1 Experimentelle Analyse	32
4.1.1 Werkstoffe und Methoden.....	32
4.1.2 Ergebnisse und Diskussion zur Analyse der Oberflächeneigenschaften	40
4.2 Analytische Vorhersage der Oberflächenrauheit nach dem Glattwalzen	65
4.2.1 Beschreibung des analytischen Modells	65
4.2.2 Vorhersage der Rauheit.....	70
4.3 Fazit.....	73
5 Entwicklung der Kühlkanalfertigung mittels Laserpulverauftragschweißens	75
5.1 Experimentelle Erprobung von Baustrategien	75
5.2 Numerische Analyse von Kühlkanalgeometrien.....	80
5.3 Fazit.....	88

6	Analyse des Presshärtens mit oberflächennah gekühlten Werkzeugen und texturierten Oberflächen	90
6.1	Grundlagenversuche zur Beeinflussung des Wärmeübergangs über die Texturierung der Werkzeugoberfläche	90
6.2	Numerische Analyse des Wärmehaushalts anhand von Texturvariationen...	92
6.2.1	Aufbau des Simulationsmodells	92
6.2.2	Analyse des Presshärtens mit texturiertem Niederhalter.....	94
6.3	Numerische Analyse des Wärmehaushaltes anhand von Kühlkanalvariationen	97
6.3.1	Aufbau des Simulationsmodells	98
6.3.2	Analyse der Werkzeugtemperatur am Beispiel des Stempels.....	100
6.4	Fazit.....	102
7	Übertragung der Erkenntnisse auf ein Demonstrator-Bauteil	104
7.1	Experimentelle Erprobung eines Werkzeugs mit additiv gefertigten Kühlkanälen	105
7.1.1	Geometrische Analyse des Stempels.....	106
7.1.2	Presshärteversuche und Analyse der Werkzeugtemperaturen	107
7.2	Charakterisierung der Werkstückeigenschaften.....	110
7.3	Fazit.....	116
8	Zusammenfassung und Ausblick	117
	Literaturverzeichnis	123
	Anhang A: Einfluss der Seitenzustellung beim Glattwalzen des Ferro 55	131
	Anhang B: Herleitungen zum analytischen Modell	132
	Anhang C: Welligkeit weiterer Kühlkanalproben	134
	Lebenslauf	CXXXV

Vorabveröffentlichung von Inhalten

Die nachfolgend aufgeführten Veröffentlichungen sind im Rahmen dieser Dissertation entstanden und wurden mit Zustimmung des Promotionsausschusses vorab publiziert.

Komodromos, A., Grodotzki, J., Kolpak, F., Tekkaya, A. E., 2023a. Characterization of Tool Surface Properties Generated by Directed Energy Deposition and Subsequent Ball Burnishing. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, April 2024, Volume 146 / 040904-1, DOI: 10.1115/1.4063736).

Komodromos, A., Marín, G., Grodotzki, J., Tekkaya, A. E., 2023b. Investigation of hot stamping with cooled and textured tools manufactured by Directed Energy Deposition, International Conference on the Technology of Plasticity, Mandelieu-La Napoule, Frankreich / Proceedings of the 14th International conference on the Technology of Plasticity – Current Trends in the Technology of Plasticity, Volume 2, Springer Verlag, pp. 174–183.

Dardaei Joghhan, H., Hölker-Jäger, R., Komodromos, A., Tekkaya, A. E., 2023. Hybrid additive manufacturing of forming tools. *Automotive Innovation*, Volume 6, pp. 311–323, <https://doi.org/10.1007/s42154-023-00239-y>.

Komodromos, A., Kolpak, F., Tekkaya, A. E., 2022. Manufacturing of Integrated Cooling Channels by Directed Energy Deposition for Hot Stamping Tools with Ball Burnished Surfaces, Tooling Conference, Örebro, Schweden / Berg- und Hüttenmännische Monatshefte, Heft 9, Springer Verlag, pp. 428–434.

In Zusammenhang mit dieser Dissertation sind die folgenden studentischen Abschlussarbeiten entstanden:

Marín, G., 2022. Investigation of a hot stamping tool with near-surface cooling channels manufactured by Directed Energy Deposition. Masterarbeit, TU Dortmund.

Marín, G., 2021. Analysis of residual stresses of tool steel surfaces manufactured by Directed Energy Deposition and ball burnishing. Projektarbeit Master, TU Dortmund.

Miederhoff, P., 2021. Analytische und numerische Untersuchungen additiv gefertigter und glattgewalzter Werkzeugoberflächen für das Presshärten. Masterarbeit, TU Dortmund.

Stücka, R. Y., 2021. Untersuchung additiv gefertigter Kühlkanäle in Presshärtewerkzeugen. Masterarbeit, TU Dortmund.

Weinert, F., 2023. Numerische Untersuchungen zur Temperaturverteilung bei der Kühlkanalfertigung mittels Laserpulverauftragschweißens. Bachelorarbeit, TU Dortmund.

Formelzeichen und Abkürzungen

Formelzeichen

Zeichen	Einheit	Beschreibung
A	mm ²	Fläche
a	mm	Seitenzustellung bzw. Bahnabstand beim Glattwalzen
a_e	mm	Kleine Halbachse ellipsenförmiger Kontaktflächen
b_e	mm	Große Halbachse ellipsenförmiger Kontaktflächen
b	mm	Breite eines Kühlkanals
c	mm	Abstand zwischen zwei Kühlkanälen
c_p	J/kgK	Spezifische Wärmekapazität
C		Beiwert
E	MPa	E-Modul
d	mm	Durchmesser
d_{Walzspur}	mm	Walzspurbreite
dT/dt	K/s	Abkühlrate
D	mm	Kugeldurchmesser bei Härteprüfung nach Brinell
f	mm	Vorschub
F	N	Kraft
h	mm	Abstand eines Kühlkanals zur Oberfläche
h_{Sch}	mm	Schichthöhe beim Laserpulverauftragschweißen
H	HBW	Härte (nach Brinell)
k		Faktor
k_f	MPa	Fließspannung
l	mm	Länge der Bahnüberlappung
L	mm	Abstand zwischen den Gipfeln zweier Schweißraupen

Zeichen	Einheit	Beschreibung
M_f	°C	Martensitfinishtemperatur
M_s	°C	Martensitstarttemperatur
n		Anzahl der Einzelversuche bzw. -messungen
p	N/mm ²	Flächenpressung
p_{Kugel}	MPa	Walzdruck
r	mm	Radius
R	mm	Stempelradius
R_a	µm	Arithmetischer Mittenrauwert
R_{Sm}	mm	Mittlere Rillenbreite
R_z	µm	Gemittelte Rautiefe
s	mm	Blechdicke
t	s	Zeit
t_γ	min	Austenitisierungszeit
T	°C	Temperatur
T_γ	°C	Austenitisierungstemperatur
v_{Zieh}	mm/s	Ziehgeschwindigkeit
V	mm ³	Volumen
w	mm	Breite einer Schweißraupe
α	W/m ² K	Wärmeübergangskoeffizient
δ_{pl}	mm	Eindringtiefe nach dem Glattwalzen
ε		Dehnung
θ	°	Winkel
φ		Umformgrad
μ		Reibkoeffizient

Zeichen	Einheit	Beschreibung
ν		Querkontraktionszahl
ρ	$\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	Dichte
σ	MPa	Spannung

Indizes

Index	Beschreibung
0	Initialwert
bl	Blech
e	Ellipse
el	elastisch
gem	gemittelt
max	Maximal
min	Minimal
Nk	sich auf die Nennkontaktfläche beziehender Wert
pl	plastisch
tl	Werkzeug (Tool)
V	Vergleichswert
WZ	Werkzeug

Abkürzungen

Abkürzung	Beschreibung
AlSi	Aluminium-Silizium
HBW	Härte nach Brinell, Wolframkarbid(kugel)
HRC	Härte nach Rockwell, Skala C
CAD	Computer Aided Design
FEM	Finite-Elemente-Methode

LPA

Laserpulverauftragschweißen

SLM

Selective Laser Melting (Selektives Laserschmelzen)

WAAM

Wire Arc Additive Manufacturing

1 Einleitung

Das Presshärten von Blechbauteilen wird hauptsächlich im Bereich des Automobilbaus verwendet, um zum einen das gesteigerte Formgebungsvermögen durch hohe Temperaturen zu nutzen. Zum anderen wird durch das Abschrecken des Bauteils im Werkzeug eine Festigkeitserhöhung erzielt. Das Abschrecken wird insbesondere bei Serienfertigungen im industriellen Einsatz durch die Innenkühlung der Werkzeuge realisiert. Hierbei erfolgt die Herstellung der notwendigen Kühlkanäle meist mittels spanender Verfahren, was zu Einschränkungen in Bezug auf die Zugänglichkeit der Werkzeuge und geometrische Flexibilität bei der Kühlkanalfertigung führt.

Abhilfe kann hier der Einsatz additiver Fertigungsverfahren zur Herstellung der Presshärte Werkzeuge schaffen, da auf diese Weise die Flexibilität hinsichtlich Geometrie und Lage der Kühlkanäle gesteigert werden kann. Insbesondere das Laserpulverauftragschweißen (LPA) stellt hier ein geeignetes Verfahren dar, um Presshärte Werkzeuge mit Kühlkanälen zu versehen, da so bspw. sehr oberflächennahe Kanäle generiert werden können. Zusätzlich liegt beim LPA-Verfahren ein vergleichsweise großer Bauraum sowie eine kürzere Fertigungszeit vor, wenn dieses z. B. mit dem Selektiven Laserschmelzen, welches ebenfalls in der Lage wäre, Kanalstrukturen zu erzeugen, verglichen wird. Die oberflächennahen Kühlkanäle besitzen das Potential einer Überhitzung des Werkzeugs vorzubeugen, sodass der Abschreckvorgang auch bei hohen Taktzeiten gewährleistet werden kann. Weitere Potentiale der additiven Fertigung von innengekühlten Presshärte Werkzeugen liegen in der Realisierung lokal angepasster Geometrien der Kühlkanäle, einer Reduzierung des Verschleißes der Werkzeuge durch Vermeidung einer Herabsetzung der Festigkeit sowie in der Erhöhung der Abkühlraten bzw. Verringerung der Haltezeit. Neben der Steigerung der Härte pressgehärteter Bauteile ist es hingegen ebenso erforderlich, in der Lage zu sein, lokal duktile Bereiche zu erzeugen, z. B. um den Flanschbereich eines Bauteils spanend oder fugend nachbearbeiten zu können. In diesem Zusammenhang kann eine Beeinflussung der Oberflächeneigenschaften, bspw. durch eine Textur, die gezielte Verlangsamung des Wärmeübergangs zwischen Blech und Werkzeug ermöglichen. Eine solche Einflussnahme auf die Oberflächeneigenschaften kann auf der einen Seite mittels Laserpulverauftragschweißens, auf der anderen Seite mittels Glattwalzens erreicht werden. Letzteres besitzt gleichermaßen die Möglichkeit, die Oberflächenrauheit der mittels Laserpulverauftragschweißens hergestellten Oberflächen zu reduzieren. Auf diese Weisen kann sowohl eine lokale, als auch eine globale Beeinflussung der Werkzeugoberflächen erzielt werden, sodass Wärmeübergang und Werkstofffluss kontrolliert werden können. Letztlich sollen diese Effekte genutzt werden, um lokal angepasste Werkstückeigenschaften der pressgehärteten Bauteile zu realisieren. Somit werden Potentiale, welche die werkzeugseitige Einflussnahme auf globale und lokale Blechbauteileigenschaften ermöglichen, entwickelt.

In dieser Arbeit wird daher eine neuartige Prozesskombination des Laserpulverauftragschweißens und des Glattwalzens für die Herstellung von Presshärtewerkzeugen mit oberflächennahen Kühlkanälen vorgestellt (**Bild 1.1**). Dabei steht die generelle Herstellbarkeit sowie die Eruiierung der jeweils vorteilhaften Parameterkombinationen für einen effizienten Einsatz der Verfahren im Fokus. Abschließend erfolgen Presshärteversuche mit den hier entwickelten Werkzeugen in Kombination mit 22MnB5-Blechen.

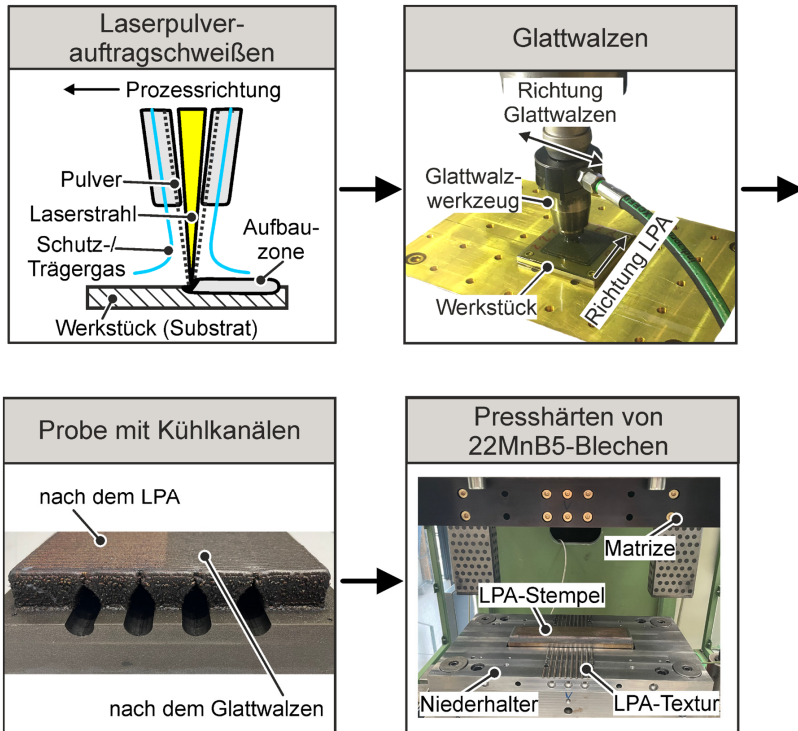


Bild 1.1 Neuartige Prozesskombination aus dem Laserpulverauftragschweißen und dem Glattwalzen zur Herstellung von gekühlten Presshärtewerkzeugen

2 Stand der Technik

In diesem Kapitel wird der aktuelle Stand der Forschung zu den im Rahmen dieser Arbeit eingesetzten Verfahren und Methoden vorgestellt. Es wird zunächst das Presshärten als zentrales Verfahren für die Anwendung der neuen Prozesskombination betrachtet. Die wesentlichen Aspekte zu den beiden Verfahren des Laserpulverauftragschweißens und des Glattwalzens werden anschließend dargelegt.

2.1 Presshärten

2.1.1 Das direkte Presshärten und seine Anforderungen

Das Presshärten von Automobilbauteilen wird häufig eingesetzt, wenn hochfestes Stahlblech mit einem geringen spezifischen Gewicht erforderlich ist. Aus der Prozesskombination von Umformen und Abschrecken folgen die Vorteile einer hohen Umformbarkeit aufgrund erhöhter Prozesstemperatur und einer hohen Festigkeit der Bauteile (**Bild 2.1**).

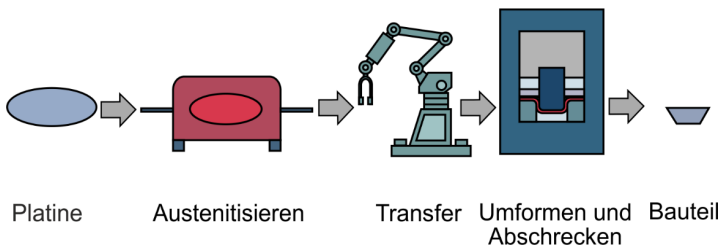


Bild 2.1 Prozesskette des direkten Presshärtens (Karbasiyan, 2010)

Die am häufigsten eingesetzten Werkstoffe beim Presshärten sind Mangan-Bor-Stähle, wie der 22MnB5. Dies liegt an ihrer Umwandlung von einer ferritisch-perlitischen zu einer martensitischen Mikrostruktur während des Prozesses des kombinierten Umformens und Abschreckens, sodass hohe Festigkeiten von bis zu 1500 MPa des umgeformten Bauteils erreicht werden (Karbasiyan und Tekkaya, 2010 sowie Mori et al., 2017). Um diese Umwandlung zu erzielen, muss das Mangan-Bor-Stahlblech zunächst austenitisiert werden, z. B. bei einer Ofentemperatur von 950 °C für mindestens fünf Minuten. Um das simultane Umformen und Abschrecken, insbesondere bei mehreren aufeinanderfolgenden Presshärtezyklen zu realisieren, werden Kühlkanäle in die Presshärtewerkzeuge integriert. Hierbei muss das gekühlte Werkzeug die Anforderung einer Mindestabkühlrate von 27 K/s für die Martensitumwandlung des Blechwerkstoffs (22MnB5) erfüllen. Aktuelle Weiterentwicklungen zum Werkstoff 22MnB5 erlauben durch die Zulegierung von bspw. Niob eine Erzielung höherer Festigkeiten von bis zu 2000 MPa (Liang et al., 2021).

Darüber hinaus müssen Presshärte Werkzeuge weitere Anforderungen erfüllen, um eine ausreichende Umformung und Abschreckung des Werkstücks sicherzustellen. Die Anforderungen beinhalten u. a. eine hohe Druckfestigkeit zur Verhinderung plastischer Deformationen des Werkzeugs, eine hohe Härte (> 50 HRC) bei erhöhten Temperaturen zur Reduktion des Werkzeugverschleißes und eine hohe Wärmeleitfähigkeit (> 20 W/mK) für ein schnelles Abschrecken des umgeformten Bauteils (Billur and Senuma, 2019).

Zu den Werkstoffen, die diese Kriterien erfüllen, zählen z. B. die Warmarbeitsstähle 1.2343 (H11) und 1.2344 (H13). Presshärte Werkzeuge werden spanend grob bearbeitet und häufig gehärtet und/oder vergütet. Zusätzlich werden die meisten Werkzeuge z. B. mit einer AlCrN- oder TiAl-Beschichtung mittels PVD-Verfahren (Physical Vapour Deposition) beschichtet, um die Verschleißfestigkeit zu erhöhen.

2.1.2 Blech-Werkstoff für das Presshärten

Die Hauptkriterien für die Auswahl eines geeigneten Stahlwerkstoffs für das Presshärten sind dessen Härbarkeit und die entsprechenden thermischen Anforderungen. Dies wird z. B. bei der Betrachtung unterschiedlicher Werkzeugtemperaturen, welche die Zusammensetzung der Phasen und somit die resultierende Festigkeit des Blechwerkstoffs über die Abkühlrate beeinflussen, deutlich (**Bild 2.2**).

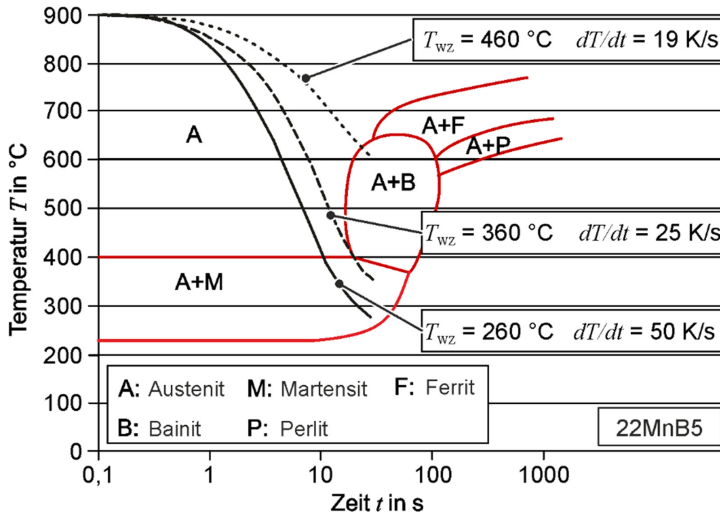


Bild 2.2 Zeit-Temperatur-Umwandlungsdiagramm mit Abkühlkurven bei unterschiedlichen Abkühlgeschwindigkeiten (dT/dt) und Werkzeugtemperaturen (T_{wz}) für den Werkstoff 22MnB5 (George et al., 2009)

In diesem Zusammenhang wird insbesondere der Bor-Manganstahl der Güte 22MnB5 für das Presshärtverfahren verwendet, da der speziell eingestellte Borgehalt für eine robuste Härtebarkeit im Werkzeug sorgt. Wesentliche Legierungsbestandteile dieser Stahllegierung sind 0,22 bis 0,25% Kohlenstoff, 0,25 bis 0,35% Silizium, 1,2 bis 1,4% Mangan und 0,002% Bor. Mangan reduziert im Stahl die kritische Abkühlgeschwindigkeit, die für die Martensitbildung erforderlich ist. Bor verzögert die Austenitumwandlung in der Ferritstufe und seine Atome lagern sich bevorzugt an den Korngrenzen an, sodass die Grenzflächenenergie der Korngrenzen herabgesetzt wird. Dadurch wird ebenfalls die kritische Abkühlgeschwindigkeit, die für eine martensitische Gefügeumwandlung notwendig ist, verringert (Salzgitter, 2014). Bei der Verarbeitung von unbeschichtetem Material würde es bei Temperaturen von ca. 570 °C durch die Reaktion mit dem Luftsauerstoff zur Zunderbildung kommen, was sich negativ auf den Umformvorgang und die Folgeprozesse (z. B. Schweißen, Beschichten) auswirken würde (Behrens et al., 2011). Die Halbzeuge werden daher mit Aluminium-Silizium- oder Zink-basierten Überzugssystemen beschichtet, die als Verzunderungsschutz während des Prozesses und z. T. als Korrosionsschutz für das Bauteil dienen.

2.1.3 Werkzeugfertigung

Die Integration der Kühlkanäle in die Presshärtewerkzeuge, um die Kombination aus Umformung und thermischer Behandlung zu realisieren, kann auf unterschiedliche Arten erfolgen (**Bild 2.3**). Dabei kommt die segmentierte Bauweise vergleichsweise häufig zum Einsatz.

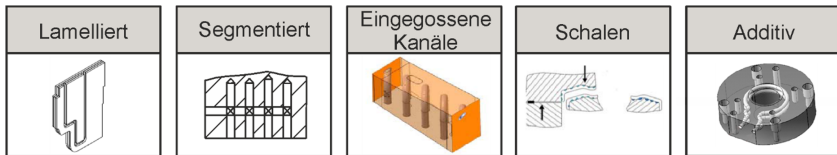


Bild 2.3 Verfahren zur Fertigung von Presshärtewerkzeugen mit Kühlkanälen (nach Kolvek und Veit, 2008 und Huskic, 2012)

Lamellierte Werkzeuge werden aus Blechlamellen, die bspw. mit Zugankern gefügt werden, zusammengesetzt. Hierzu werden in die einzelnen Bleche im Vorhinein die formgebende Werkzeugkontur und die Kühlkanalgeometrie eingebracht. Auf diese Weise kann eine Anpassung der Kühlkanäle an die Werkzeugoberfläche erfolgen. Allerdings liegt durch das Zusammensetzen einzelner Blechlamellen der Nachteil einer geringen Festigkeit der Werkzeuge vor, sodass diese hauptsächlich in der Prototypen- und Kleinserienfertigung zum Einsatz kommen (Kolvek und Veit, 2008).

Bei der segmentierten Bauweise werden jeweils in mehrere Segmente des gesamten Werkzeugs Temperierbohrungen in Form von Querloch- und Sacklochbohrungen eingebracht. Aufgrund der eingeschränkten Zugänglichkeit bei diesem Verfahren ist die

Flexibilität in Bezug auf die Anordnung der Kühlkanäle jedoch begrenzt. Das Kühlkanalnetzwerk bei eingegossenen Kühlkanälen setzt sich aus (gebogenen) Rohren, welche in Grau- oder Sphäroguss gegossen werden, zusammen (Kolleck und Veit, 2008). Hier ist zusätzlich das Aufbringen einer abrasionsbeständigen Schicht wegen der geringen Festigkeit des Gusses notwendig. Außerdem bestehen Einschränkungen in Bezug auf die kleinstmöglichen Rohrbiegeradien.

Bei der Schalenbauweise werden die Kühlkanäle in das Werkzeug gefräst und mit einer entsprechend passenden Schale abgedeckt, sodass eine Annäherung an die Oberflächenmorphologie ermöglicht wird. Jedoch treten bei mehrteiligen Werkzeugen häufig Dichtigkeitsprobleme auf.

Eine additive Fertigung von Presshärtewerkzeugen mit Kühlkanälen, z. B. mittels selektiven Laserschmelzens, bietet die Vorteile eines einteiligen Aufbaus und einer hohen Flexibilität bei der Gestaltung der Kühlkanäle (Huskie, 2012). Demgegenüber stehen die Nachteile der vergleichsweise langen Fertigungszeit und hieraus folgenden hohen Kosten.

2.1.4 Kontaktbedingungen und Wärmehaushalt

Wie bereits erwähnt spielt beim Presshärten die Gefügewandlung von Austenit zu Martensit im Blechwerkstoff eine zentrale Rolle. Einen Einflussfaktor für die hierzu erforderliche Erreichung einer ausreichend hohen Abkühlrate stellt der Wärmeübergangskoeffizient dar. Dieser ist u. a. abhängig vom Werkstoff und der Oberflächenbeschaffenheit des Werkzeugs. Des Weiteren beeinflussen der Kontaktdruck sowie der Spaltabstand den Wärmeübergangskoeffizienten (**Bild 2.4**).

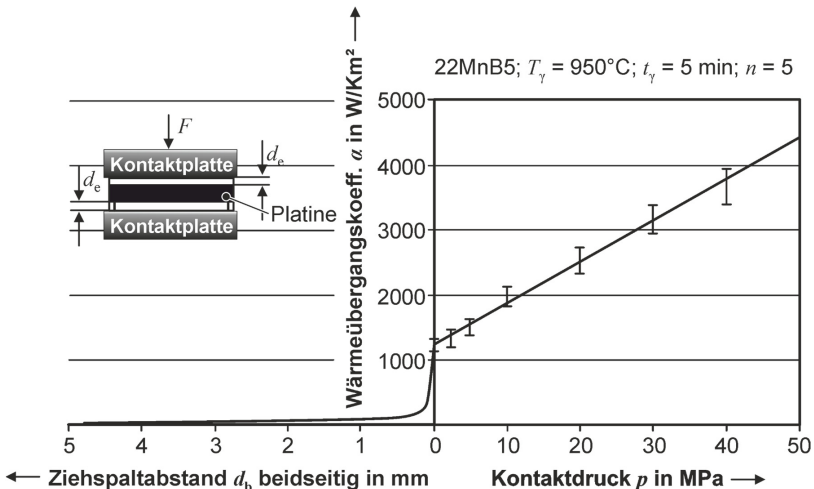


Bild 2.4 Einfluss der Kontaktbedingungen auf den Wärmeübergangskoeffizienten (Lechler, 2009)

Der Abschreckvorgang ist sowohl aus wirtschaftlicher als auch aus technischer Sicht wesentlich, da hier die Eigenschaften des Bauteils maßgeblich beeinflusst werden (Steinbeiss et al., 2007). Die Kühlung erfolgt durch die Übertragung der Wärme vom Blech auf das Werkzeug und vom Werkzeug auf das Kühlmedium, welches durch Kühlkanäle im Werkzeug strömt. Als Kühlmedium wird aus wirtschaftlichen Gründen meistens Wasser eingesetzt (So et al., 2006). Mögliche Methoden, um die Kühlleistung eines Presshärtewerkzeuges zu beeinflussen, stellen zum einen die Anpassung der Kühlkanäle, zum anderen die Veränderung der Wärmeleitfähigkeit des Werkzeugs dar (Li et al., 2016). Der Werkzeugwerkstoff hat in diesem Zusammenhang einen wesentlichen Einfluss auf die Temperaturkurven des Blech-Bauteils (**Bild 2.5**).

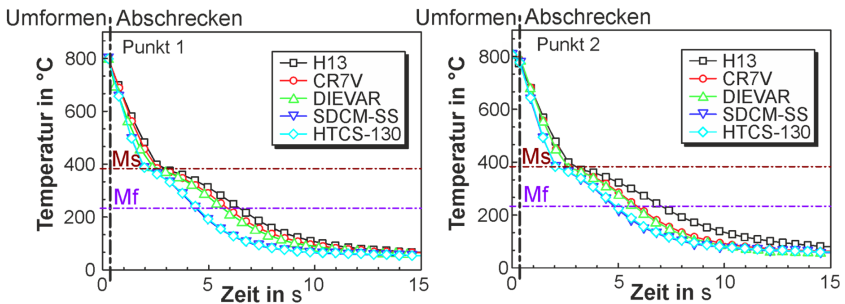


Bild 2.5 Temperaturverläufe eines Blechbauteils während des Presshärtens anhand eines Vergleichs unterschiedlicher Werkzeugwerkstoffe (Li et al., 2016)

2.1.5 Tribologie und Werkstofffluss beim Presshärten

Aufgrund der Nutzung mit Aluminium-Silizium oder Zink beschichteter Bleche im Presshärteprozess stellen Adhäsion und Abrasion die vorherrschenden Verschleißmechanismen der eingesetzten Werkzeuge dar (Mori et al., 2017). Untersuchungen hierzu anhand von Streifenziehversuchen unter Presshärtebedingungen haben den Einfluss von erhöhter Temperatur auf den lokalen Reibkoeffizienten und den Werkzeugverschleiß analysiert. Diese haben gezeigt, dass bei mehreren aufeinanderfolgenden Versuchen verschiedene Phasen auftreten: Zunächst findet eine Einebnung von Rauheiten beim ersten Kontakt zwischen der Werkzeugoberfläche und dem AISi-beschichteten Blech statt. Dabei ist zu berücksichtigen, dass die Härte der Beschichtung von der Temperatur abhängig ist. So können bei geringeren Temperaturen ($< 600\text{ °C}$) bestimmte Phasen der Beschichtung härter sein als der Werkzeugwerkstoff. Im weiteren Verlauf beginnt die Werkzeugoberfläche durch die Beschichtung zu pflügen, entsprechend der höheren Temperatur ($> 600\text{ °C}$). Auf diese Weise kann es zu einem adhäsiven Verschleiß und Kaltverschweißungen in Kombination mit einer Kompaktierung (Englisch *compaction galling*) kommen. So kann es zur weiteren Rillenbildung auf der Blechoberfläche durch an den Werkzeugen aufgestautes Material kommen. Schließlich können z. B. in der

AlSi-Beschichtung eingebettete Partikel zu abrasivem Verschleiß auf der Werkzeugoberfläche führen (Venema et al., 2018).

Das Reibverhalten zwischen dem Presshärtewerkzeug und dem AlSi-beschichteten Metallblech im Presshärteprozess wird von verschiedenen Faktoren wie dem Kontaktdruck, der relativen Gleitgeschwindigkeit, der Grenzflächentemperatur und der Oberflächenrauheit von Werkzeug und Blech beeinflusst (Porzner und Billur, 2019). In diesem Zusammenhang stellt die Temperatur den wichtigsten Einflussfaktor auf den Reibkoeffizienten dar, während die Gleitgeschwindigkeit eine untergeordnete Rolle spielt. Typische Reibkoeffizienten, die für AlSi-beschichtete Bleche bei erhöhten Temperaturen ($>500\text{ °C}$) ermittelt wurden, weisen Werte zwischen 0,4 und 0,6 auf (Porzner und Billur, 2019). Ghiotti et al. (2011) haben das Reibverhalten von AlSi-beschichteten Blechen aus dem Werkstoff 22MnB5 untersucht und festgestellt, dass der Reibkoeffizient mit ansteigender Temperatur (von 500 °C zu 800 °C) sowie steigendem Kontaktdruck (von 5 MPa zu 25 MPa bei 500 °C) geringer wird. Es wird geschlussfolgert, dass dies in Zusammenhang mit der Abhängigkeit des Reibkoeffizienten von der Scherfestigkeit der Beschichtung steht: Mit höherem Kontaktdruck (und höheren Temperaturen) werden die Rauheitsspitzen des weicheren Werkstoffs umgeformt, sodass die Oberflächentopographie aufgrund der geringeren Scherfestigkeit eingeebnet wird.

Bei der Untersuchung des Reibverhaltens von AlSi-beschichteten Blechen und konventionell hergestellten Werkzeugoberflächen durch Pelcastre et al. (2011) wurden Werkzeugstahlproben, welche mittels Schleifen ($R_a = 1,20\text{--}2,74\text{ }\mu\text{m}$), Fräsen ($R_a = 2,31\text{--}2,44\text{ }\mu\text{m}$) bzw. Polieren ($R_a = 2,31\text{--}2,44\text{ nm}$) bearbeitet wurden, verwendet. Bei einer Temperatur von 900 °C und einem Kontaktdruck von 10 MPa zeigte sich, dass die unterschiedlichen Oberflächenrauheiten des Werkzeugstahls den Reibwert beeinflussen: Die geschliffenen Oberflächen mit der größten Oberflächenrauheit erzeugen den höchsten Reibwert im Vergleich zu den gefrästen bzw. polierten Oberflächen. Die Wechselwirkung von Oberflächenrauheit und Reibkoeffizient löst sich mit höheren Flächenpressungen (20 MPa) aufgrund der Einebnung von Rauheitsspitzen auf. Im Falle des geringeren Kontaktdrucks wird ein größerer Anteil an Werkstoff von der Blechoberfläche durch die raue Werkzeugoberfläche abgetragen, sodass es zu einem Abriebprozess kommt.

Tribologische Untersuchungen zu den beiden unterschiedlichen Beschichtungen AlSi und Zink haben gezeigt, dass sich das Reibverhalten nicht signifikant unterscheidet (**Bild 2.6**). Jedoch weist die Zink-Beschichtung ein günstigeres Reibverhalten im Sinne eines etwas geringeren Reibkoeffizienten im Vergleich zur AlSi-Beschichtung auf (Ghiotti et al., 2015).

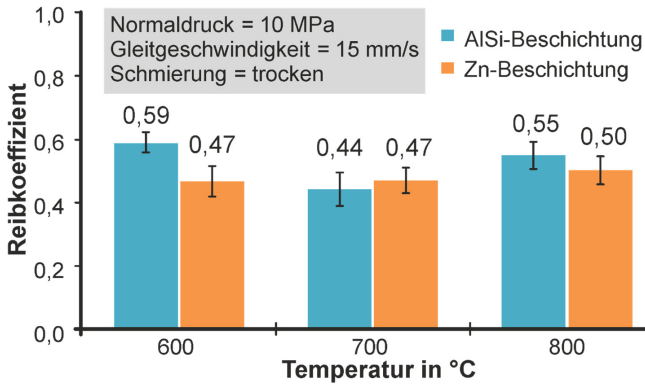


Bild 2.6 Im Warm-Reibversuch ermittelte Reibkoeffizienten für Aluminium-Silizium- und Zink-Beschichtungen unter Presshärtebedingungen (Ghiotti et al., 2015)

Generell ist der Reibkoeffizient, welcher sich aus der Paarung des beschichteten 22MnB5-Blechs und der Werkzeugoberfläche ergibt, nicht statisch, sondern von mehreren Faktoren, wie Temperatur, Kontaktdruck und Dehnung bzw. Formänderung, abhängig (Venema et al., 2020). Allerdings wird bei der numerischen Modellierung (mittels Finiter Elemente) meist ein konstanter Wert für den Reibkoeffizienten angenommen. Aktuell werden Reibmodelle, welche die o. g. Einflussfaktoren berücksichtigen, entwickelt, um die Vorhersagegenauigkeit von Presshärtesimulationen zu verbessern (Güner et al., 2021).

Unter Verwendung eines Streifenziehversuchs haben Schwingenschlögl et al. (2017) untersucht, auf welche Weise sich die Blechtemperatur sowie die Werkzeugtemperatur auf den Reibkoeffizienten auswirkt. Hierbei führen höhere Werkzeugtemperaturen zu geringeren Reibkoeffizienten für die untersuchten Ziehgeschwindigkeiten von 80 mm/s und 120 mm/s. Dieser Effekt verstärkt sich mit zunehmender Werkzeugtemperatur (**Bild 2.7**). In Bezug auf die hier untersuchten Blechtemperaturen von 530 °C und 600 °C wird jedoch insgesamt ein geringerer Effekt auf den Reibkoeffizienten festgestellt, wobei der Reibkoeffizient teilweise geringer bei höherer Blechtemperatur ausfällt. Die Reduzierung der Reibung mit erhöhter Temperatur wird in diesem Zusammenhang mit der hiermit einhergehenden geringeren Fließspannung erklärt, sodass Rauheitsspitzen leichter eingeebnet werden. Insgesamt wird festgestellt, dass die Temperatur einen wesentlichen Effekt auf das Reibverhalten beim Presshärten besitzt (Schwingenschlögl et al., 2017). Insgesamt finden sich unterschiedliche (und teilweise widersprüchliche) Aussagen über die Einflüsse auf das Reibverhalten beim Presshärten. Mögliche Gründe hierfür liegen in den unterschiedlichen Methoden zur Charakterisierung (wie Streifenziehversuch oder Pin-on-disc-Test) sowie grundsätzlich der vielfältigen Einflussfaktoren von bspw. der Temperatur bzw. der Erwärmungsmethode.

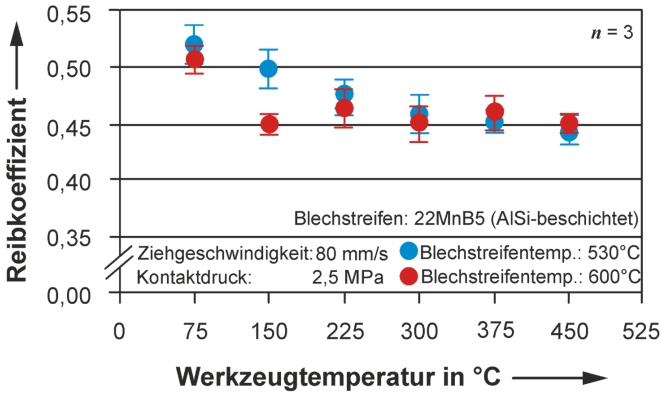


Bild 2.7 Im Streifenziehversuch ermittelte Reibkoeffizienten (Schwingsenschlög l et al., 2017)

Eine Methode zur Beeinflussung des Werkstoffflusses in einem Presshärteprozess haben Zheng et al. (2017) am Beispiel eines Hutprofils aus einem Aluminium-Werkstoff (AA6082-T6, $s = 1,5 \text{ mm}$) vorgestellt. Durch das spanende Einbringen einer Makro-Textur auf die Werkzeugoberfläche des Niederhalters kann die Ziehfähigkeit verbessert werden. Dabei hat sich gezeigt, dass eine Textur parallel zum Werkstofffluss einen signifikanteren Einfluss auf den Werkstofffluss hat als eine Textur senkrecht hierzu. Durch die Textur parallel zum Werkstofffluss wird ein inhomogenes Temperaturfeld im Flanshbereich des Hutprofils erzeugt. Durch eine Vergrößerung der Täler der texturierten Oberfläche (sodass eine grobe Oberflächenstruktur entsteht), wird die Kontaktfläche zwischen Blech und Niederhalter reduziert, sodass das Blech weniger schnell auskühlt. Auf diese Weise wird ein Nachfließen des Werkstoffs begünstigt und eine Blechsausdünnung in der Zarge des Bauteils wird vermieden.

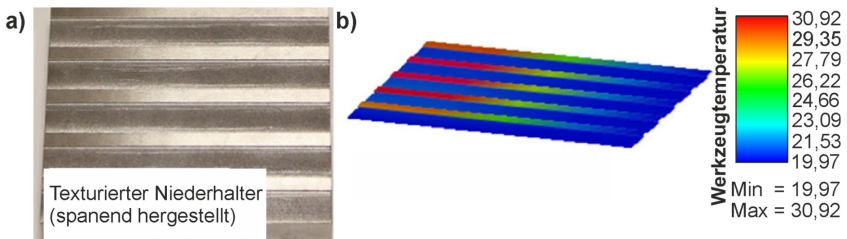


Bild 2.8 a) Spanend gefertigte Textur für ein Presshärte Werkzeug und b) numerische Untersuchung der Temperaturverteilung während des Presshärtens von Aluminium (Zheng et al., 2017)

2.1.6 Modellierung

Da das Presshärten einen thermomechanischen Vorgang mit beabsichtigter Phasentransformation darstellt, ist es notwendig, die wechselwirkenden Einflussfaktoren auch in der numerischen Modellierung abzubilden. Hierzu zählen die mechanischen, thermischen und mikrostrukturellen Einflüsse, welche in Abhängigkeit von Temperatur und Formänderung veränderlich sind (**Bild 2.9**). Hierzu sind Eingangsdaten, wie der Wärmeübergangskoeffizient oder das Fließverhalten des Blechwerkstoffs bei erhöhten Temperaturen, erforderlich, um Ergebnisse zur resultierenden Härte bzw. mikrostruktureller Phasenverteilung zu erhalten (Karbasiyan und Tekkaya, 2010). Die gekoppelte thermomechanische Finite Elemente Modellierung kann mit spezialisierten Simulationsprogrammen, wie LS-DYNA oder AutoForm, durchgeführt werden.

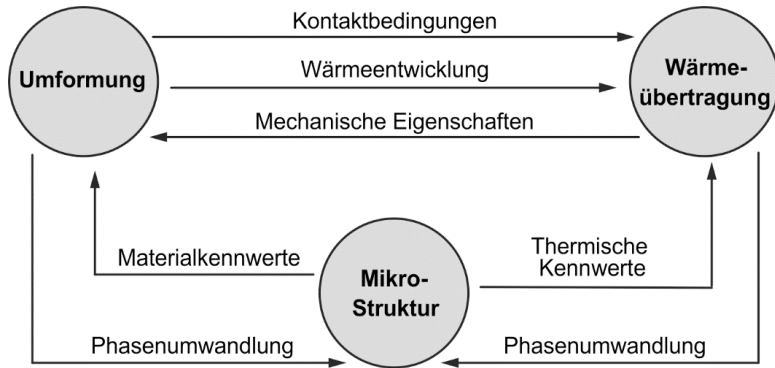


Bild 2.9 Einflüsse auf die Finite Elemente Modellierung des Presshärtens (Bergman, 1999)

2.2 Rapid Tooling durch additive Fertigungsverfahren

Die additiven bzw. generativen Fertigungsverfahren lassen sich zu anderen Fertigungsverfahren durch die Unterteilung in additive, subtraktive und formative Verfahren abgrenzen. Während bei den subtraktiven Fertigungsverfahren die Bauteilgeometrie mittels eines definierten Materialabtrags aus einem Halbzeug entsteht, werden bei den formativen Verfahren Halbzeuge unter Berücksichtigung der Volumenkonstanz zu einer bestimmten Geometrie umgeformt. Bei den additiven Fertigungsverfahren wird die gewünschte Geometrie durch das Verbinden von Volumenelementen, z. B. in einem Schichtbauverfahren, erzeugt. Der Begriff der generativen Fertigungsverfahren ist genauer dadurch definiert, dass nicht nur eine festgelegte Geometrie erzeugt wird (wie bei den additiven Fertigungsverfahren), sondern ebenfalls die Stoffeigenschaften des Bauteils im Rahmen des Herstellungsprozesses entstehen. Jedoch wird diese begriffliche Unterscheidung meist nur theoretisch vorgenommen. (Gebhardt, 2013)

Zu den besonderen Eigenschaften der auf dem Schichtbauprinzip basierenden generativen Fertigungsverfahren zählen u. a.:

- Die Schichtgeometrie des zu fertigenden Bauteils wird direkt aus einem 3D CAD-Datensatz erzeugt.
- Speziell für ein Werkstück angefertigte Werkzeuge werden nicht benötigt.
- Die mechanisch-technologischen Materialeigenschaften der Bauteile stellen sich während des Herstellungsprozesses ein.
- Prinzipiell kann der Aufbau von Bauteilen in beliebiger Orientierung erfolgen.

Die Ansteuerung des Großteils der Maschinen zur generativen Bauteilerstellung ist mit dem gleichen Datensatz (meist STL) möglich, sodass eine unmittelbare Überführung von den CAD-Daten des Bauteils zum physischen Bauteil ermöglicht wird. (Gebhardt, 2013)

2.2.1 Verfahrensvarianten

Unter dem Begriff der additiven Fertigung existieren unterschiedliche und vielfältige Verfahrensvarianten, welche die Gemeinsamkeit besitzen, dass durch den schichtweisen selektiven Ablauf dreidimensionale Strukturen entstehen (**Bild 2.10**).

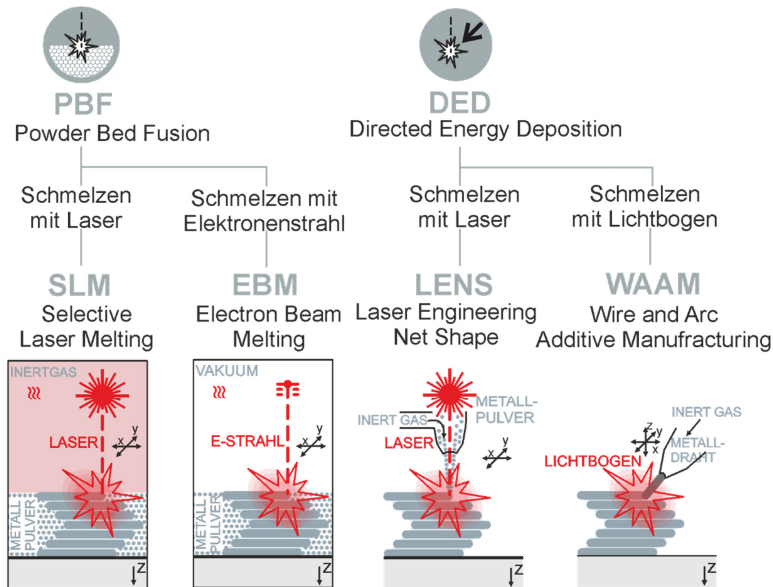


Bild 2.10 Auswahl verschiedener Verfahren der additiven Fertigung für Metalle (Ritter, 2020)

Zwei wesentliche Hauptgruppen der Verfahren für Metalle existieren unter den Oberbegriffen *Powder Bed Fusion*, welches u. a. das Selektive Laserschmelzen umfasst, und *Directed Energy Deposition*, wozu das Laserpulverauftragschweißen gezählt wird. Im Folgenden werden die wesentlichen Merkmale des Laserpulverauftragschweißens und selektive Laserschmelzens als hier relevante Beispiele für die zwei dargestellten Oberkategorien genauer erläutert.

Laserpulverauftragschweißen

Die Herstellung von Teilen mittels Laserpulverauftragschweißen wird ausgeführt, indem metallische Werkstoffe aufgeschmolzen werden, während sie aufgetragen werden (Bild 1.1). Hierfür wird ein Laserstrahl genutzt, um die Metalle zu schmelzen und um Energie in einen konzentrierten Bereich, in welchem das Substrat und das aufgetragene Pulver geschmolzen werden, zu leiten. Mithilfe des Laserpulverauftragschweißens können dünne Schichten aus dichtem verschleißbeständigem Metall auf Komponenten, wie Umformwerkzeuge, aufgetragen werden, sodass eine erhöhte Leistungsfähigkeit und Lebensdauer erreicht werden kann (Gibson et al., 2015).

Ein genereller Nachteil des Laserpulverauftragschweißens ist die vergleichsweise geringe Auflösung und Oberflächengüte mit einer Rauheit von mehr als 25 μm in den meisten Fällen (Gibson et al., 2015). Daher ist eine Nachbearbeitung der Werkzeugoberflächen, die mittels Laserpulverauftragschweißens hergestellt werden, unvermeidbar.

Unter dem Oberbegriff der gerichteten Energieabscheidung (Englisch *Directed Energy Deposition*) existieren weitere Verfahrensvarianten, die zum einen anstelle eines Pulvers einen Draht als Ausgangsmaterial verwenden. Zum anderen kann als Energiequelle ein Elektronenstrahl anstatt eines Lasers verwendet werden.

Bei der Verwendung eines Pulverwerkstoffs fällt stets überschüssiges Pulver, welches nicht aufgeschmolzen wird, an, sodass das zugeführte Material nicht vollständig genutzt werden kann. Gleichzeitig ermöglicht dies die Überlappung von Schweißbahnen, ohne dass es zu einem unerwünschten Aufstauen des zugeführten Werkstoffs kommt. Um ein Schmelzbad zu generieren, ist es notwendig, dass eine ausreichend hohe Energiedichte des fokussierten Laserstrahls vorliegt. Diese ist abhängig vom Abstand des Schmelzbades zur Fokusebene (**Bild 2.11**): Weist das Substrat einen zu geringen oder zu großen Abstand zu dieser Ebene auf, so erfolgt keine adäquate Bildung des Schmelzbades. Innerhalb dieses kritischen Energiedichte-Bereichs wird die Größe des Schmelzbades u. a. von der Fokusebene selbst, dem Vorschub, der Laserleistung sowie der Pulverrate bestimmt (Gibson et al., 2015).

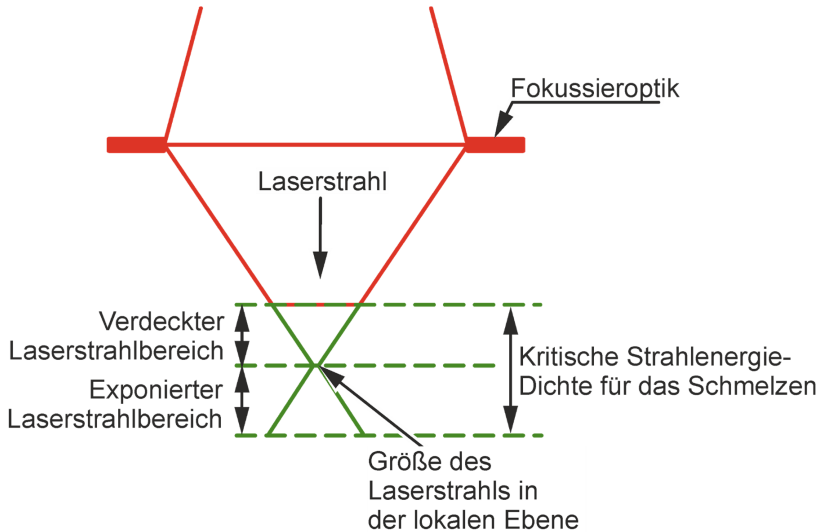


Bild 2.11 Schema zur Veranschaulichung der Begriffe Laseroptik und Energiedichte für das Laserpulverauftragschweißen (Gibson et al., 2015)

Im Gegensatz zur Verwendung von Pulver wird im Falle eines Drahtes als Ausgangsmaterial dieses annähernd zu 100 % verwendet. Drähte können insbesondere für einfache oder blockförmige Geometrien sowie für Beschichtungen effektiv eingesetzt werden. Bei der Verwendung von Draht wird vorzugsweise ein Elektronenstrahl zum Aufschmelzen genutzt, da dieser meist eine effizientere Energieumwandlung als die meisten Laser aufweist. Zusätzlich arbeitet dieser effektiver im Vakuum als unter Inertgas, welches bei der Verarbeitung von Pulver erforderlich ist (Gibson et al., 2015).

Beim Laserpulverauftragschweißen beeinflussen verschiedene Strategien die finalen Eigenschaften des Werkstücks. Bei der Herstellung eines Kubus aus dem Edelstahl-Werkstoff 316L (1.4404) haben Ribeiro et al. (2020) festgestellt, dass die Werkzeugbahnstrategie und die Bahnüberlappung die finale Geometrie, die Dichte, die Oberflächenrauheit und die Härte des Werkstücks beeinflussen. Hinsichtlich der untersuchten Bahnstrategien resultiert die Mäanderstrategie in der geringsten gemessenen Mikrohärtigkeit. Dies ist in der Wärmeeinflusszone bzw. der Wärmeübergangszahl, welche mit der Bahnstrategie variieren, begründet. Die Untersuchung von zwei verschiedenen Bahnüberlappungen zeigt, dass eine größere Bahnüberlappung zu einer geringen Oberflächenrauheit führt (z. B. bei der Zickzack- und Mäander-Strategie).

Selektives Laserschmelzen

Das Verfahren des Selektiven Laserschmelzens (SLM: **S**elective **L**aser **M**elting, **Bild 2.12**) gehört zur Gruppe der generativen (bzw. additiven) Fertigungsverfahren und dient

zum Schmelzen und Verfestigen von Metall-Pulvern. Dabei ist das Pulver als Ausgangsstoff für das zu fertigende feste Bauteil mit definierter Kontur in einem Pulverbett angeordnet. Dieses Pulver wird in der jeweiligen Schichtebene mittels einer Energiequelle – in Form energiereicher Laserstrahlen – aufgeschmolzen und erstarrt nach Abkühlung zum gewünschten festen Körper. (Gebhardt, 2013)

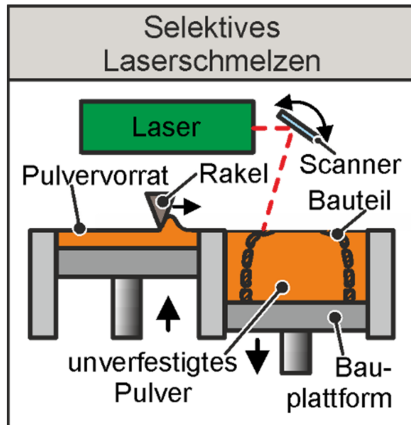


Bild 2.12 Verfahrensschema zum Selektiven Laserschmelzen

Die Bauzeiten beim SLM-Verfahren sind primär von der Geometrie der Bauteile und in diesem Zusammenhang stark von der Positionierung im Bauraum der Maschine abhängig. Denn die Baugeschwindigkeit ist in der Bauebene wegen des sich wiederholenden Beschichtungsvorgangs mit einer neuen Pulverschicht nach jedem Aufschmelzvorgang der jeweils letzten Schicht höher als senkrecht (z-Richtung) zu dieser. So betragen typische Baugeschwindigkeiten in z-Richtung zehn bis 20 mm/h (Gebhardt, 2013).

Im schmelzflüssigen Zustand weisen Metallpulver eine (z. B. im Vergleich zu Kunststoffen) hohe Oberflächenspannung sowie eine niedrige Viskosität auf, was sich günstig auf den SLM-Prozess auswirkt. Denn diese beiden Faktoren stellen die treibenden – und jeweils entgegengesetzten – Kräfte im SLM-Prozess dar, der unter hohen lokalen Prozesstemperaturen (entsprechend der Schmelztemperaturen), abläuft. Allerdings kann eine hohe Wärmeleitung zu einer lokalen Aufhärtung, Eigenspannungen sowie Verzug und Rissen im Bauteil führen – zur Vermeidung von Verzug werden bei der additiven Herstellung von Metallteilen zusätzlich Stützen eingesetzt, mit deren Hilfe das Bauteil positioniert wird und die thermisch induzierten Spannungen aufgefangen werden. Des Weiteren stellen die schlechte Benetzbarkeit und die hohe Oxidationsneigung von Metallen hohe Anforderungen an die Erstellung von Prozess- bzw. Materialdatenbanken für die jeweilige Material-Maschinen-Kombination. In diesem Zusammenhang werden bevorzugt Faserlaser mit hoher Strahlqualität und guter Regelbarkeit sowie optimierte

Schutzgas- und Scanstrategien eingesetzt, die zu stabilen – sowie ggf. relativ kalten Prozessen ($< 100\text{ °C}$ im Pulverbett) – führen (Gebhardt, 2013).

Zu den wichtigsten Vorteilen des Selektiven Laserschmelzens gehört u. a., dass die gefertigten Bauteile thermisch und mechanisch belastbar sind, sodass sie in vielen Fällen bereits als Endprodukt verwendet werden können. Daher ist dieses einstufige Verfahren – eine Nachverdichtung ist in der Regel nicht notwendig – im besonderen Maße für das Direct Tooling, der generativen Werkzeugfertigung, befähigt. Dabei ist zu beachten, dass ggf. ein Postprocessing in Form einer Wärmebehandlung oder einer spanenden Nachbearbeitung (wie Schleifen oder Sandstrahlen) im Anschluss an die Fertigung erforderlich sein kann. Darüber hinaus kann Metallpulver, das keine thermische Belastung erfahren hat, zu einem großen Teil zurückgewonnen werden und nach Aufbereitung durch Sieben sowie Zumischung von ungenutztem Pulver weiterverwendet werden (Gebhardt, 2013).

Demgegenüber stehen die Nachteile, dass zum einen die erreichbare Bauteilgenauigkeit durch die Korngröße der Metallpulver und den Laserstrahldurchmesser begrenzt ist (was auch auf das LPA zutrifft). Zum anderen ist die maximale Fertigungsgeschwindigkeit (in Verbindung mit der Höhe der einzubringenden Strahlenergie) vom Absorptionsverhalten und der Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffs abhängig. Die geometrische Bauteilgenauigkeit kann außerdem durch das Ankleben von an die Bauteilkontur angrenzenden Partikeln, die über Wärmeleitung im Pulverbett thermisch aktiviert werden, beeinträchtigt werden. Diese Neigung zum sogenannten Wachsen der Werkstücke hängt vom Verhältnis von eingebrachter Energie und Wärmeleitfähigkeit ab. Sie macht sich ebenso bei der Fertigung interner Hohlräume bemerkbar, in denen meist lose bzw. leicht angeklebte Partikel verbleiben, die sich während des Einsatzes des Bauteils lösen können. Des Weiteren sind die Betriebskosten vergleichsweise hoch und die Anlagentechnik komplex, da der Fertigungsprozess unter einer Inertgas-Atmosphäre (z. B. Stickstoff oder Argon) durchgeführt wird, um einer Oxidation des Werkstoffs vorzubeugen (Gebhardt, 2013).

2.2.2 Additiv gefertigte Umformwerkzeuge

Die konventionelle Fertigungsroute von Kühlkanälen in Presshärtewerkzeugen umfasst meist die Segmentierung des Werkzeugs und das Bohren der Kanäle (s. Kap. 2.1.3). Dieses Vorgehen führt zu möglichen Undichtigkeiten und einer geringen Flexibilität in Bezug auf die Größe und Lage der Kühlkanäle aufgrund der limitierten Zugänglichkeit. Die additive Fertigung von Presshärtewerkzeugen bietet den Vorteil einer erhöhten Flexibilität bezüglich der Geometrie und der Nähe der Kühlkanäle zur Werkzeugoberfläche, z. B. um eine lokale Überhitzung des Werkzeugs (sog. Hot Spots) zu vermeiden. Müller (2013) untersuchte hybride Presshärtewerkzeuge mit oberflächennahen Kühlkanälen. Der Grundkörper des Werkzeugs ist konventionell mittels spangebender Fertigungsverfahren gefertigt (**Bild 2.13**). Die Wirkelemente des Werkzeugs sind hierauf

über das Selektive Laserschmelzen additiv aufgebracht. In Versuchen konnte nachgewiesen werden, dass unter Nutzung der additiv gefertigten Werkzeugeinsätze die Haltezeit (Kühlzeit) um 50 % von 10 s auf 5 s reduziert werden kann. Bei dem untersuchten Bauteil entspricht dies einer Reduzierung der Gesamtzykluszeit von 20 Prozent.



Bild 2.13 Beispiel für ein hybrides Presshärtezeug auf Basis des Selektiven Laserschmelzens (Müller, 2013)

Die additive Fertigung von Umformwerkzeugen, welche mit Kühlkanälen versehen sind, wird darüber hinaus in anderen Umformverfahren eingesetzt. Im Bereich des Strangpressens von Aluminium haben Hölker et al. (2015) untersucht, wie sich die lokale innere Werkzeugkühlung auf die Produktivität sowie die Qualität des stranggepressten Profils auswirkt. Durch den Einsatz einer Matrize und eines Dorns mit konturnahen Kühlkanälen, welcher mithilfe des Selektiven Laserschmelzens gefertigt wurde, ist eine Produktivitätssteigerung um bis zu 300 % durch eine erhöhte Pressgeschwindigkeit möglich, ohne dass Heißrisse am Profil auftreten.

Da Schmiedegesenke während der Umformung hohen mechanischen, thermischen und tribologischen Beanspruchungen unterliegen, stellt die Steigerung der Lebensdauer eine Herausforderung dar. Die additive Fertigung bietet die Möglichkeit zur Integration von konturnahen Kühlkanälen in hochtemperaturbeanspruchten Bereichen sowie Kanälen zur Integration der Messtechnik. Hierdurch kann die Werkzeugtemperatur überwacht werden und bei Bedarf die Kühlung gestartet werden, um ein Überhitzen des Werkzeugs zu vermeiden. Das aus einem dem Werkstoff 1.2709 entsprechenden Pulver generierte Gesenk hielt in industrienahen Versuchen den Schmiedebelastungen von 500 Zyklen stand. Auch hybride Werkzeuge, bei denen auf einem konventionell gefertigten Grundkörper aus 1.2344 additiv aufgetragen wurde, hielt den Experimenten stand (Huskic et al., 2013).

Im Bereich des Presshärtens untersuchten Huskic et al. (2012) den Einsatz von additiv gefertigten Ziehringen mit Kühlkanälen mit einem Abstand zur Oberfläche von 8 mm für eine Wasserkühlung (**Bild 2.14**). Diese wurden mittels Selektiven Lasersinterns aus dem Werkstoff 1.2709 gefertigt und anhand des Blechwerkstoffes 22MnB5 zur Umformung zu einem Napf erfolgreich erprobt (Huskic, 2014).

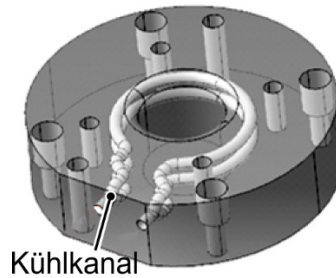


Bild 2.14 Additiv gefertigter Ziehring mit konturnahen Kühlkanälen (Huskic et al., 2012)

2.2.3 Kühlkanalfertigung mittels Laserpulverauftragschweißens

Bislang bekannte Untersuchungen zur Auslegung von Kühlkanälen in Presshärtewerkzeugen beziehen sich auf konventionelle Fertigungsverfahren und Werkstoffe (z. B. Danielczyk und Wróbel (2021) oder Lim et al. (2014)). Dabei wurden Parameter wie der Abstand der Kühlkanäle zur Werkzeugoberfläche, der Abstand zwischen den Kühlkanälen sowie der Durchmesser der Kanäle in Betracht gezogen. Die hierzu bisher eingesetzten numerischen und analytischen Modelle berücksichtigen jedoch nicht die speziellen Eigenschaften der additiven Fertigungsprozesse, wie die komplexe thermische Historie, welche u. a. ein wiederholtes Aufschmelzen und Erstarren der Werkstoffe umfasst. Dies führt zu anisotropen mechanischen Eigenschaften und heterogener Mikrostruktur. Ein weiterer wesentlicher Unterschied besteht darin, dass in der additiven Fertigung keine kreisrunden Kanäle realisiert werden können (Chantzis et al., 2020). Zur Fertigung von Presshärtewerkzeugen kommen insbesondere die zwei additiven Fertigungsverfahren Laserpulverauftragschweißen (LPA) und Selektives Laserschmelzen (SLM) infrage. Dabei weisen die beiden Verfahren verschiedene Vor- bzw. Nachteile auf. So sind die Auftragsraten beim LPA meist höher, während beim SLM komplexere Bauteile mit höherer Genauigkeit gefertigt werden können. Außerdem können mittels LPA größere Bauteile aufgrund des größeren Bauraums gefertigt werden (Chantzis et al., 2020). In Bezug auf die Analyse der Festigkeit von additiv gefertigten Kühlkanälen in Werkzeugen beziehen sich die wenigen bislang bekannten Untersuchungen meist auf Kanäle in Spritzgusswerkzeugen, welche mittels SLM gefertigt wurden (z. B. Tan et al. (2020) oder Kuo und You (2021)).

Die Fertigung von oberflächennahen Kühlkanälen mittels Laserpulverauftragschweißens erfordert eine Vorbearbeitung des Substratwerkstoffs. In diesem Zusammenhang haben Cortina et al. (2018) für die Fertigung von runden Kühlkanälen eine stufenförmige Annäherung an die Werkzeugoberfläche erzeugt, um eine Abstützung des Pulvers während des additiven Verschließens des Kanals zu gewährleisten (**Bild 2.15**). Hierbei

besteht die Basis aus dem Warmarbeitswerkstoff CR7V-L, worauf das Werkzeugstahlpulver AISI H13 sowie das Edelpulver AISI 316L als Zwischenschicht aufgeschweißt wurde. Diese Schicht war notwendig, um die Schweißbarkeit der Werkstoffe zu verbessern, sowie Eigenspannungen zu verringern und somit Risse zu vermeiden.

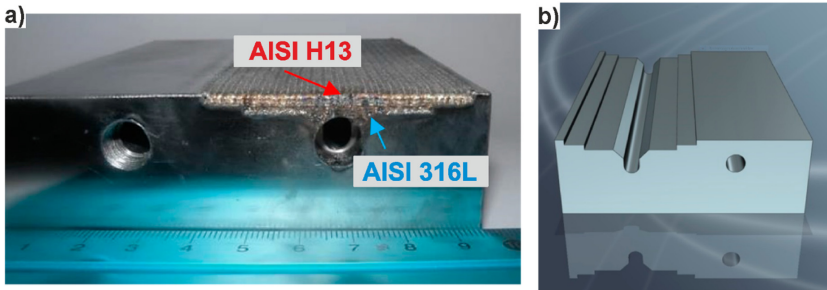


Bild 2.15 a) Mittels Laserpulverauftragschweißens gefertigte Kühlkanäle mit b) vorgefrästem Basismaterial (Cortina et al., 2018)

Am Beispiel eines konturnahen Kühlkanals wurde in einer thermischen Simulation gezeigt, dass dieser im Vergleich zu einem spanend erzeugten Kühlkanal, welcher nicht der Kontur folgt, eine Reduzierung der Werkzeugtemperatur um ca. 40°C erzielt (Cortina et al., 2018). Die Fertigung dieses Kühlkanals mittels Laserpulverauftragschweißens wird anhand eines tropfenförmigen Einzelkanals gezeigt (**Bild 2.16**).

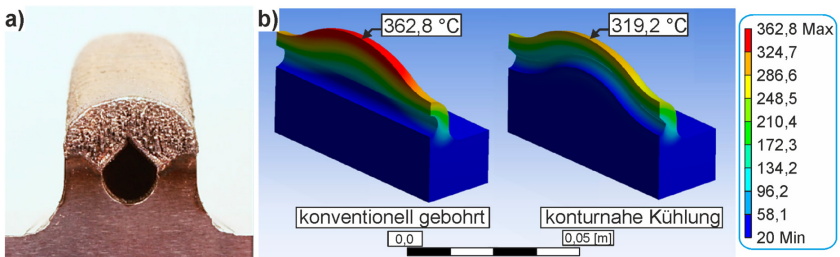


Bild 2.16 a) Mittels LPA gefertigter Kühlkanal, b) numerische Untersuchung der Temperatur konventioneller und konturnaher Kühlkanäle (Cortina et al., 2018)

Hierzu wurde vorher ebenfalls eine passende Geometrie in den Basiswerkstoff gefräst. Eine experimentelle Erprobung in einem Umformwerkzeug hat nicht stattgefunden. Untersuchungen zum Verschließen von Kühlkanälen mittels Laserpulverauftragschweißens für den Einsatz bei Presshärtewerkzeugen zeigen, dass Kanalbreiten von bis zu 6 mm mit einer einlagigen Schweißstrategie an jeder Kanalseite verschweißt werden können (**Bild 2.17**). Bei Breiten bis zu 12 mm ist es notwendig, zwei Lagen je Kanalseite aufzuschweißen (Vollmer et al., 2014). Die Kühlkanäle werden anschließend mit je einer Decklage verschlossen. Die genaue Ausbildung der Nahtgeometrien ist u. a. abhängig von Laserleistung, Pulverzuführrate, Düsenwinkel und Vorschubgeschwindigkeit.

Da im Vergleich zur Laserleistung eine große Pulvermenge (hier: Edelstahl 316L) zum Einsatz kommt, wird ein hoher Anteil der Leistung zum Aufschmelzen des Pulvers aufgewendet. Somit kann eine Anbindung an die Kanalflanke nicht immer sichergestellt werden. Aus diesem Grund werden die verwendeten Grundplatten (aus dem Werkstoff 1.0503) vor dem Laserpulverauftragschweißen sandgestrahlt. Zusätzlich werden die Kanten der Kühlkanäle mit Fasern versehen, um eine bessere Anbindung des Pulverwerkstoffs zu erzielen. Der Einsatz eines Modellwerkzeugs, bei dem die Werkzeugoberfläche abschließend mit dem Werkstoff Cu85 überschweißt wird, zeigen, dass durch die oberflächennahen Kühlkanäle ein homogener Abkühlvorgang (ohne sog. Hotspots) ermöglicht wird. Die Kühlkanäle befinden sich ca. 2 mm unter der Oberfläche des Werkzeugs, welches mit Wasser gekühlt wird (Vollmer et al., 2014).

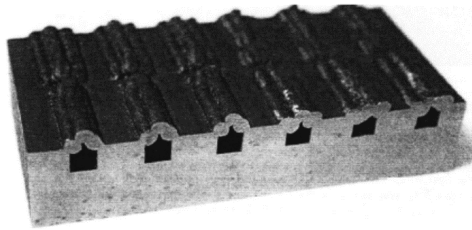


Bild 2.17 Strategie zum Verschließen von Kühlkanalstrukturen mittels Laserpulverauftragschweißens für den Einsatz bei Presshärtewerkzeugen (Vollmer et al., 2014)

2.3 Nachbearbeitung von Oberflächen durch Glattwalzen

2.3.1 Anwendungsgebiete des Glattwalzens

Das Glattwalzen von Werkzeugoberflächen mittels hydrostatisch gelagerter Glattwalzwerkzeuge (Bild 1.1) zielt auf eine Glättung der Rauheit und die Beeinflussung des Reibverhaltens durch das Anpassen der Oberflächenbeschaffenheit ab. Dies wurde für die Anwendung bei Tiefziehmatrizen mit thermisch gespritzten Hartmetallbeschichtungen von Hiegemann (2017) gezeigt. Das Glattwalzen erzeugt Werkzeugoberflächen auf dem vergleichbaren Niveau einer geschliffenen Oberfläche. Die resultierende Rauheit kann mittels eines analytischen Modells unter Nutzung der ursprünglichen Rauheit und der Härte als Eingangsparameter vorhergesagt werden (s. a. Kap. 2.3.2). Die Abweichung des Modells zu den experimentellen Ergebnissen beträgt durchschnittlich 10 %. Des Weiteren ermöglicht das Glattwalzen die Beeinflussung des Werkstoffflusses während des Umformprozesses durch das Einbringen definierter Texturen auf der Werkzeugoberfläche. Diese lokale Steuerung des Reibkoeffizienten führt zu einer Verbesserung der Geometrie von tiefgezogenen Bauteilen durch die Kompensation der Anisotropie des Blechs (Hiegemann et al., 2013). Durch die walztechnische Nachbearbeitung

der thermisch beschichteten Oberflächen des Tiefziehwerkzeugs kann eine Reduzierung der Tiefziehkraft über den gesamten Ziehweg (mit einer Ausgangsdurchmesser der Ronde von $D_0 = 120$ mm) erreicht werden (**Bild 2.18**).

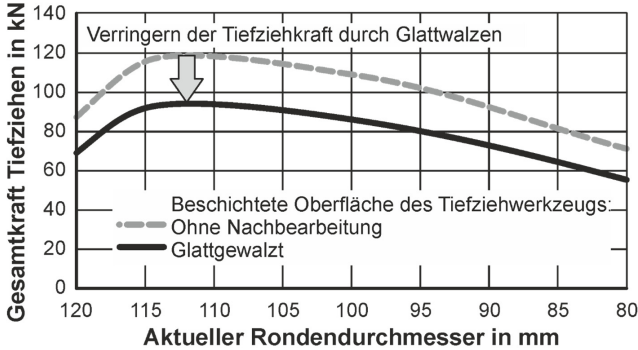


Bild 2.18 Einfluss des Glattwalzens thermisch beschichteter Oberflächen auf die Gesamtkraft beim Tiefziehen von Napfbauteilen (Hiegemann, 2017)

Dies ist in der geringeren Reibkraft zwischen Werkzeug und Blech begründet. Die Reduzierung der maximalen Kraft (von 118 kN auf 93 kN) beträgt hier 21 %.

Der Einfluss gewalzter Texturen auf die Reibung wird anhand des Streifenzugversuchs untersucht (**Bild 2.19**). Für die glattgewalzte Oberfläche liegt hier ein über den gesamten Ziehweg gemittelter Reibwert von $\mu = 0,0779$ vor. Der Reibwert der geschliffenen Oberfläche beträgt $\mu = 0,0725$. Bei den Oberflächen mit offener Textur beträgt der Reibwert $\mu = 0,1384$. Dieser weist folglich einen um 90 % höheren Wert im Vergleich zu den Oberflächen ohne Textur auf.

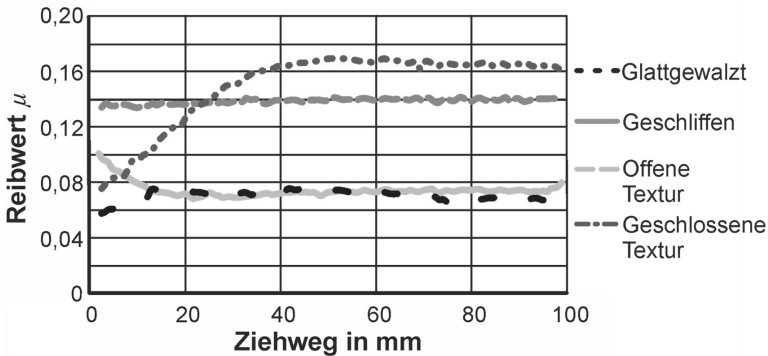


Bild 2.19 Reibwerte aus dem Streifenzugversuch mit einer Ziehgeschwindigkeit von 100 mm/s und einer Flächenpressung von 2 MPa (Hiegemann, 2017)

Die Oberflächengüte, die durch das Glattwalzen von gehärteten Stählen (mit einer Ausgangshärte von min. 59 HRC vor dem Glattwalzen) erzielt wird, ist abhängig von den Prozessparametern. Auf Basis von hartgedrehten Bauteilen wurde gezeigt, dass der Walzdruck und die ursprüngliche Rauheit einen signifikanten Einfluss auf die Oberflächengüte besitzen, sodass der höchste untersuchte Walzdruck (38 MPa) und eine geringe Ausgangsrauheit zu der geringsten finalen Oberflächenrauheit führt (Luca et al., 2005). In bestimmten Fällen, insbesondere für duktilere Werkstoffe (z. B. Inconel 718), wird die beste Oberflächengüte nicht nur durch den höchstmöglichen Walzdruck, sondern durch einen definierten geringeren Druck erreicht (López de Lacalle et al., 2007). Bei sehr duktilen Werkstoffen können hohe Walzdrücke zu starken Deformationen führen, sodass dies zu geometrischen Ungenauigkeiten führt. Darüber hinaus beeinflussen die Walzparameter, wie der Walzdruck, die Eigenspannungen im Werkstück. Laut Chomienne et al. (2016) ist der Walzdruck der Prozessparameter mit dem größten Einfluss auf die Druckeigenspannungen, welche durch das Glattwalzen eingebracht werden. Ein Anstieg des Walzdrucks führt nicht nur zu höheren Eigenspannungen, sondern auch zu einer größeren Tiefe der Eigenspannungen in dem untersuchten Werkstoff (martensitischer Edelstahl 15-5 PH (1.4545) mit einer Härte nach Brinell von HB 350). Eigenspannungen werden in das Werkstück bereits durch den additiven Fertigungsprozess, z. B. Laserpulverauftragschweißen, eingebracht. In diesem Zusammenhang werden Druckeigenspannungen im Zentrum des Bauteils erzeugt, während nahe der Oberfläche Zugeigenspannungen dominieren (Li et al., 2018). Das Schema der Eigenspannungen nach dem Laserpulverauftragschweißen wird durch die charakteristische Temperaturfolge beeinflusst. Diese besteht aus einem schnellen Aufheizen des Werkstoffs durch die hohe Energiedichte, gefolgt von einer raschen Erstarrung aufgrund des verhältnismäßig kleinen Anteils des Schmelzbads. Des Weiteren findet ein erneutes Aufschmelzen von zuvor erstarrten Bereichen statt. In der Abkühlphase werden Druckeigenspannungen durch das Schrumpfen des Werkstoffs erzeugt. Jedoch treten Zugeigenspannungen durch die Phasen des erneuten Aufschmelzens und Erstarrens auf, sodass ein recht komplexes Eigenspannungsfeld in das Werkstück eingebracht wird (Li et al., 2018).

Für das Festwalzen von additiv gefertigten Bauteilen haben Denkena et al. (2022) am Beispiel von Aluminiumkomponenten gezeigt, dass durch dieses Verfahren Druckeigenspannungen in das Bauteil eingebracht werden. Hierzu wird das Lichtbogendrahtauftragschweißen (wire arc additive manufacturing, WAAM) genutzt. Es findet ein Vergleich verschiedener Arten der Nachbearbeitung statt: Drehen, Wärmebehandlung und Festwalzen des Bauteils (**Bild 2.20**). Dabei werden durch das Festwalzen die betragsmäßig größten Druckeigenspannungen eingebracht, während durch die spanende Nachbearbeitung vornehmlich (oberflächennah) Zugeigenspannungen eingebracht werden. Die Wärmebehandlung als Nachbearbeitungsmethode weist im Rahmen dieser Untersuchungen insgesamt einen vergleichsweise geringen Einfluss auf die Eigenspannungen auf.

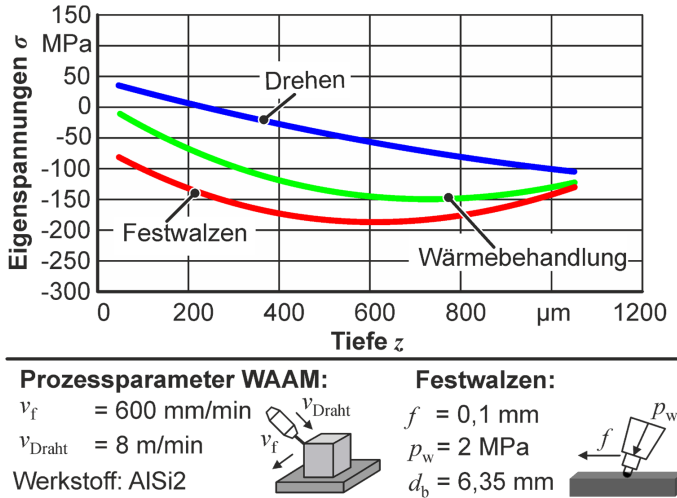


Bild 2.20 Eigenspannungen an Aluminium-Bauteilen (AlSi12) mit unterschiedlicher Nachbearbeitung (Denkena et al., 2022)

Die Lebensdauer der additiv gefertigten und festgewalzten Bauteile unterscheidet sich zum einen in Bezug auf die Aufbaurichtung bei der additiven Fertigung, da hier eine vertikale Aufbaurichtung eine größere Zahl an Lastzyklen vor dem Bruch verglichen mit der horizontalen Aufbaurichtung aufweist. Zum anderen bewirkt die Kombination aus Wärmebehandlung und Festwalzen eine weitere Erhöhung der Lastzyklen sowie eine Reduzierung der hohen Abweichungen durch die Porosität der Bauteile nach dem Lichtbogendrahtauftragschweißen aufgrund des wiederholten Wechsels von Aufheiz- und Abkühlphasen während des Prozesses. Insgesamt hat das Festwalzen in diesem Zusammenhang einen positiven Effekt auf die additiv gefertigten Bauteile durch die Einbringung der Druckeigenspannungen, welche in der Anwendung die Lebensdauer bzw. Leistung erhöhen (Denkena et al., 2022).

2.3.2 Analytische Modellierung des Glattwalzens

Mithilfe einer analytischen Modellierung des Glattwalzens kann die Rauheit der Oberfläche nach dem Glattwalzprozess vorhergesagt werden. Während des Prozesses kommen die Walzkugel und die zu bearbeitende Oberfläche in Kontakt (**Bild 2.21**).

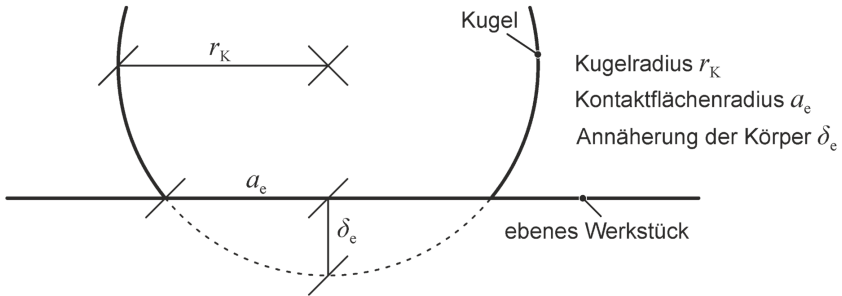


Bild 2.21 Kontaktbedingungen zwischen einer Kugel und einer ebenen Werkstückoberfläche (Wied, 2011)

Die Kontaktbedingungen können mithilfe des Hertz'schen Kontaktmodells gemäß Hertz (1881) näherungsweise beschrieben werden. Dieses Modell ist für die folgenden Bedingungen gültig:

- Statische Belastung
- Rein elastische Umformung der Kontaktpartner
- Glatte, reibungsfreie Oberflächen
- Kleine Verschiebungen mit lokalem Einfluss.

Für eine beliebige Kontaktkörperform kann die maximale Flächenpressung $p_{\text{Nk max}}$ als Quotient aus der Kontaktkraft F_{Kontakt} und der Kontaktfläche (multipliziert mit 3/2) ermittelt werden (nach Hiegemann, 2017):

$$p_{\text{Nk max}} = \frac{3 \cdot F_{\text{Kontakt}}}{2 \cdot \pi \cdot a_e \cdot b_e} \quad (2.1)$$

Für eine ellipsenförmige Kontaktfläche bilden hierbei a_e und b_e die kleine bzw. große Halbachse (Kunz, 2009):

$$a_e = 1,15 \cdot C_1 \sqrt[3]{F_{\text{Kugel}} \cdot r_V \cdot \frac{1 - \mu_V^2}{E_V}} \quad (2.2)$$

$$b_e = 1,15 \cdot C_2 \sqrt[3]{F_{\text{Kugel}} \cdot r_V \cdot \frac{1 - \mu_V^2}{E_V}} \quad (2.3)$$

Das Vergleichselastizitätsmodul E_V wird aus den jeweiligen Elastizitätsmoduln E_1 und E_2 der Kontaktkörper gebildet (Kunz, 2009):

$$E_V = 2 \cdot \frac{E_1 \cdot E_1}{E_1 + E_1}. \quad (2.4)$$

Die Vergleichsquerkontraktionszahl ν_V wird aus den werkstoffspezifischen Elastizitätsmoduln E_1 und E_2 und den werkstoffspezifischen Querkontraktionszahlen ν_1 und ν_2 der Kontaktkörper gebildet (Kunz, 2009):

$$\nu_V = \sqrt{\frac{E_1 \cdot \nu_2^2 + E_2 \cdot \nu_1^2}{E_1 + E_2}}. \quad (2.5)$$

Die elastische Annäherung der Kontaktflächen δ_e kann für $\delta_e \ll r_{\text{Kugel}}$ mit einer Näherungsformulierung ausgedrückt werden (Wied, 2011):

$$\delta_e \approx \frac{a_e^2}{r_{\text{Kugel}}}. \quad (2.6)$$

Zhao et al. (2000) entwickelten ein Modell, welches den Kontakt zwischen einer einzelnen Rauheitsspitze und einer starren glatten Oberfläche beschreibt. Als Grundlage werden die Beziehungen gemäß Hertz (1881) verwendet. Der elastische Bereich endet bei Erreichen der Elastizitätsgrenze und wird als Funktion zwischen der gemittelten Flächenpressung $p_{\text{Nk gem}}$ und der Härte H dargestellt werden:

$$p_{\text{Nk gem}} = k \cdot H. \quad (2.7)$$

Ideal plastischer Kontakt wird nach Zhao et al. (2000) erreicht, wenn die gemittelte Flächenpressung $p_{\text{Nk gem}}$ die Härte H erreicht, d. h.

$$p_{\text{Nk gem}} = H. \quad (2.8)$$

Die analytische Vorhersage der resultierenden Oberflächenrauheit nach dem Glattwalzen hat Hiegemann (2017) für thermisch gespritzte Oberflächenbeschichtungen untersucht. Die beschichtete Oberfläche wird durch Pyramiden approximiert. Zur Bestimmung der gemittelten Rautiefe werden zunächst die Ausgangsrauheit R_z und die Brinell-Härte des Werkstücks (HBW) mit geeigneten Prüfverfahren ermittelt. Im zweiten Schritt wird die Spurbreite einer einzelnen Walzspur d_{Walzspur} berechnet (Gl. (2.9)). Diese steht in Beziehung zum Kugeldurchmesser d_{Kugel} , dem Walzdruck p_{Kugel} und der Brinell-Härte des Werkstücks:

$$d_{\text{Walzspur}} = d_{\text{Kugel}} \cdot \sqrt[3]{p_{\text{Kugel}}} \cdot 0,322 \cdot \sqrt{\left(1 - \left(1 - \frac{1,592}{\text{HBW}_{\text{Grad } 2,5}}\right)^2\right)}. \quad (2.9)$$

Die Gl. (2.9) wurde mithilfe der mathematischen Beziehungen des Kontaktradius nach Hertz (1881) sowie der Beziehungen zwischen der Härte nach Brinell und dem aus der

Härteprüfung resultierenden Radius des Prüfkugeleindrucks entwickelt. Dies erfolgte unter der Annahme eines makroskopischen Kräftegleichgewichts $F_{\text{Kugel}} = F_{\text{Nk}}$ (**Bild 2.22**).

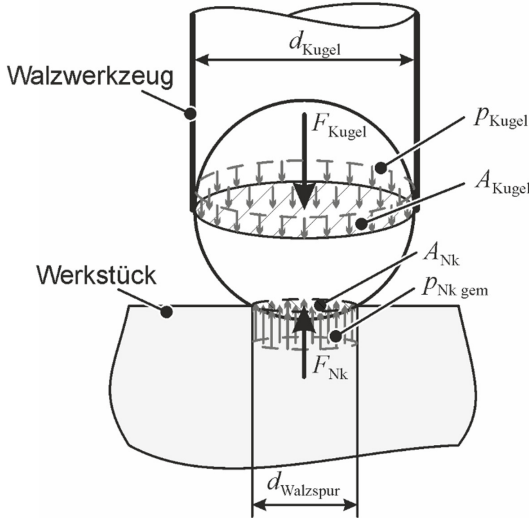


Bild 2.22 Kräftegleichgewicht beim Glatwalzen, makroskopisch (Hiegemann, 2017)

Die Querschnittsfläche der Kugel wird wie folgt berechnet:

$$A_{\text{Kugel}} = \frac{d_{\text{Kugel}}^2 \cdot \pi}{4}. \quad (2.10)$$

Die Nenn-Kontaktfläche zwischen der Kugel und der Werkstückoberfläche wird ermittelt durch:

$$A_{\text{Nk}} = \frac{d_{\text{Walzspur}}^2 \cdot \pi}{4}. \quad (2.11)$$

Anschließend erfolgt die Bestimmung der gemittelten Flächenpressung $p_{\text{Nk gem}}$ in Abhängigkeit der Walzkraft F_{Kugel} und der Walzspurbreite d_{Walzspur} :

$$p_{\text{Nk gem}} = \frac{F_{\text{Kugel}} \cdot 4}{d_{\text{Walzspur}}^2 \cdot \pi}. \quad (2.12)$$

Die maximal wirkende Flächenpressung $p_{\text{Nk max}}$, welche in der Mitte einer Walzspur herrscht, wird über **Gl. (2.13)** ermittelt und beträgt gemäß Hertz (1881) 3/2 der gemittelten Flächenpressung.

$$p_{Nk \max} = \frac{3}{2} \cdot p_{Nk \text{ gem}} \tag{2.13}$$

Jedoch wird beim Glattwalzen meist nicht nur eine Spur gewalzt, sondern es werden größere (ebene) Flächen bearbeitet. Auf diese Weise kommt es zu einer Überlappung der einzelnen Walzspuren, sodass die Bestimmung der Flächenpressung notwendig ist, um die Rauheit nach dem Walzen zu ermitteln. Dabei wird der Abstand zwischen den Walzspuren a_{Walzspur} berücksichtigt (**Bild 2.23**).

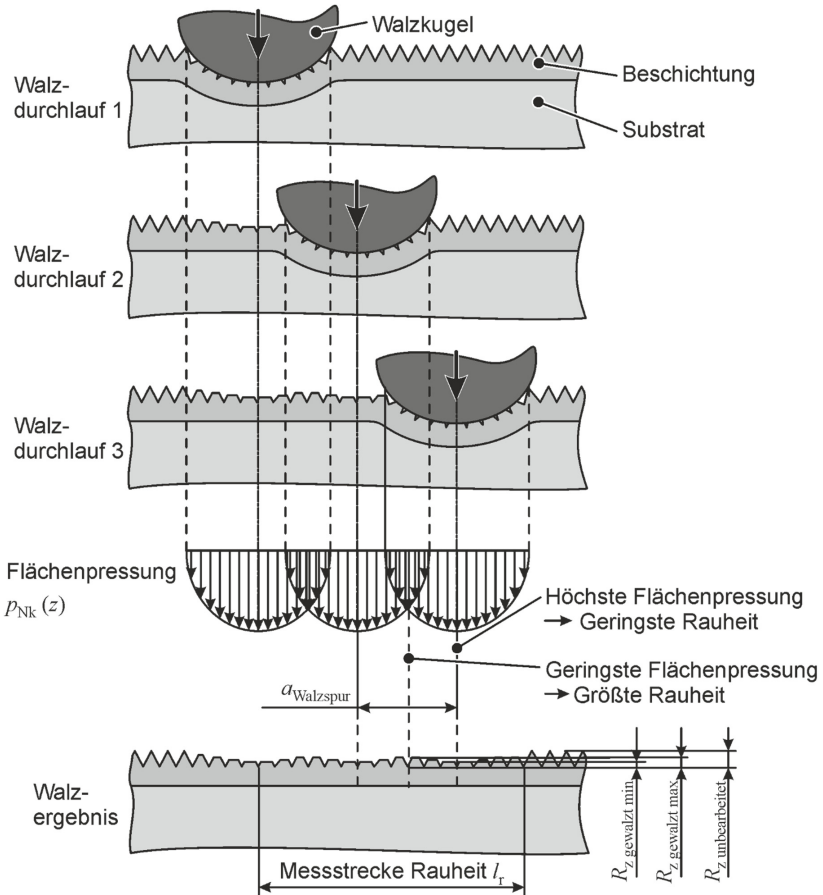


Bild 2.23 Kontaktbedingungen beim Glattwalzen von Flächen (Hiegemann, 2017)

Die Flächenpressung in der Mitte der Walzspur fällt dabei am größten aus – was ebenso zur größtmöglichen Einebnung führt (R_z gewalzt min) – und am geringsten an den Stellen,

an welchen sich die Walzspuren überschneiden, sodass hier die höchste Rauheit auftritt ($R_{z \text{ gewalzt max}}$). Daher wird der Wert der kleinsten Flächenpressung an der Stelle $a_{\text{Walzspur}}/2$ genutzt, um die Rauheit nach dem Walzen von Flächen vorherzusagen (Gl. (2.14)).

$$p_{\text{Nk Fläche}} = \frac{3}{2} \cdot p_{\text{Nk gem}} \cdot \left(1 - \frac{a_{\text{Walzspur}}^2}{d_{\text{Walzspur}}^2} \right) \quad (2.14)$$

Mithilfe der für den Anwendungsfall bestimmten Flächenpressung p_{Nk} , der zuvor bestimmten Kennwerte der gemittelten Ausgangsrauheit $R_{z \text{ unbearbeitet}}$ und der Fließspannung an den Rauheitsspitzen $k_{f0 \text{ Rauheit}}$ wird die gewalzte gemittelte Rautiefe $R_{z \text{ gewalzt}}$ bestimmt:

$$R_{z \text{ gewalzt}} = R_{z \text{ unbearbeitet}} \cdot \left(1 - \left(\frac{2}{3} \cdot \sqrt{\frac{p_{\text{Nk}}(z)}{k_{f0 \text{ Rauheit}}}} \right) \right) \quad (2.15)$$

Die in diesem Modell verwendete Fließspannung wird an den Rauheitsspitzen invers – also mit der experimentell ermittelten glattgewalzten mittleren Rautiefe – und unter Verwendung der gemittelten Flächenpressung gemäß Gl. (2.13) ermittelt (Hiegemann, 2017):

$$k_{f0 \text{ Rauheit}} = \frac{8}{3\pi} \cdot \frac{F_{\text{Kugel}}}{d_{\text{Walzspur}}^2 \cdot \left(1 - \frac{R_{z \text{ gewalzt}}}{R_{z \text{ unbearbeitet}}} \right)^2} \quad (2.16)$$

2.4 Fazit

In diesem Kapitel wurde die Anwendung additiver Fertigungsverfahren für die Werkzeugfertigung in Kombination mit dem Einbringen von Kühlkanälen aufgezeigt. Dazu wurden die beiden Verfahren des Selektiven Laserschmelzens und des Laserpulverauftragschweißens fokussiert. In diesem Zusammenhang sind bereits einige Arbeiten zur Kühlkanalfertigung mittels Selektiven Laserschmelzens erfolgreich durchgeführt worden. In Bezug auf das Laserpulverauftragschweißen wird deutlich, dass zwar die Fertigung von Kühlkanälen für Presshärtewerkzeuge mithilfe dieses Verfahrens stellenweise untersucht wurden, jedoch die reale Anwendung bzw. Analyse solcher Werkzeuge insbesondere im Presshärteprozess noch nicht stattgefunden hat. Darüber hinaus wurde der Einsatz des Glattwalzens bei der Behandlung von Werkzeugoberflächen für verschiedene Anwendungsfälle untersucht, z. B. für thermisch beschichtete Tiefziehwerkzeuge. Allerdings sind bislang keine Untersuchungen zur Anwendung des Glattwalzens von Werkzeugoberflächen, welche mittels Laserpulverauftragschweißens hergestellt wurden, bekannt.

Hinsichtlich des Einbringens von Texturen auf Werkzeugoberflächen werden diese entweder mittels Glattwalzwerkzeugen (bspw. für Tiefziehwerkzeuge) oder mittels spanender Verfahren gefertigt. Die Anwendung solcher spanend hergestellten Texturen wurde im Rahmen des Presshärtens bisher nur an Aluminium-Bauteilen erprobt. Untersuchungen, welche sich mit der Anwendung des Laserpulverauftragschweißens für die Herstellung von texturierten Werkzeugoberflächen befassen, sind nicht bekannt. Außerdem sind generell die Auswirkungen des Einsatzes von mittels Laserpulverauftragschweißens gefertigten Presshärtewerkzeugen auf Blechbauteile aus (AlSi-beschichteten) 22MnB5-Blechen nicht bekannt – weder im Hinblick auf die Einflüsse durch die Oberflächenbeschaffenheit der Werkzeuge noch durch die (konturnahen) Kühlkanäle. Darüber hinaus sind keine Untersuchungen, welche die Kombination der vorgestellten Verfahren des Laserpulverauftragschweißens und des Glattwalzens sowie deren Anwendung für die Herstellung von Presshärtewerkzeugen analysiert haben, bekannt. In diesem Zusammenhang sind bspw. die Auswirkungen der mittels der Verfahrenskombination erzeugten Oberflächeneigenschaften auf die pressgehärteten Stahlblechteile von besonderem Interesse (u. a. in Bezug auf den Wärmeübergang oder den Werkstofffluss).

3 Zielsetzung

Das übergeordnete Ziel der vorliegenden Arbeit besteht in der Entwicklung und Analyse einer Kombination der Fertigungsverfahren des Laserpulverauftragschweißens und des Glattwalzens von Werkzeuoberflächen. Diese neuartige Verfahrenskombination soll anschließend für die Herstellung von Presshärtewerkzeugen, welche mit oberflächennahen Kühlkanälen versehen werden, erprobt werden. Dabei werden zum einen die Eigenschaften der Werkzeuoberflächen charakterisiert, indem u. a. die Rauheit, Härte und die Höhe der Eigenspannungen jeweils in Abhängigkeit variiertes Eingangsparameter aus dem Laserpulverauftragschweißen und Glattwalzen analysiert werden. Zum anderen wird die Auslegung und Fertigung der Kühlkanäle entwickelt und analysiert. Hierzu ist zunächst die Entwicklung einer Strategie für die Fertigung der Kühlkanäle mittels Laserpulverauftragschweißens notwendig. Hierbei sollen auch prozessbedingte Fertigungsgrenzen in Abhängigkeit der Kanalform und -größe sowie der Abstände zur Oberfläche zwischen den Kanälen untersucht werden. Diese Parameter sind zusätzlich relevant für die Kühlwirkung im Presshärteprozess und werden ebenso unter diesem Aspekt untersucht.

In Bezug auf die Analyse der resultierenden Oberflächeneigenschaften ist der Einfluss der Prozessparameter aus dem Laserpulverauftragschweißen, wie Bahnüberlappung oder Bahnstrategie, sowie aus dem Glattwalzen, wie Walzdruck oder Seitenzustellung, zu berücksichtigen. Weiterhin wird die erzeugte Werkzeuoberfläche hinsichtlich des Einsatzes in Presshärteanwendungen mit 22MnB5-Blechen charakterisiert. Dies erfolgt anhand folgender zentraler Aspekte:

- Analyse des Werkstoffflusses
- Analyse des Wärmeübergangs

Abschließend soll ein Presshärtewerkzeug, welches auf Basis der vorangegangenen Grundlagenuntersuchungen ausgelegt wird, gefertigt werden. Mittels dieses Werkzeugs werden pressgehärtete Blechbauteile aus (AlSi-beschichteten) 22MnB5-Blechen hergestellt und hinsichtlich der resultierenden Eigenschaften untersucht. Die Bauteile werden in Bezug auf deren Härte sowie Blechdickenverteilung analysiert, um Aussagen über die Wirksamkeit der Auslegung der glattgewalzten bzw. texturierten Werkzeuoberflächen zu treffen. Ebenso wird hierbei der Effekt der oberflächennahen Kühlung berücksichtigt, insbesondere indem die Temperatur der Werkzeuge analysiert wird. Als Referenz soll hierzu ein konventionell gefertigtes Presshärtewerkzeug eingesetzt werden, um die Unterschiede zwischen additiv hergestellten und konventionellen Werkzeugen zu verdeutlichen.

Somit leiten sich folgende Teilziele, welche in den einzelnen Kapiteln dieser Arbeit behandelt werden, ab:

- Entwicklung geeigneter Strategien zur Fertigung von Werkzeugoberflächen für Presshärtewerkzeuge
- Ermittlung geeigneter Strategien zur Fertigung von Kühlkanälen in Presshärtewerkzeugen mittels Laserpulverauftragschweißens
- Analyse der Einflüsse auf den Werkstofffluss und den Wärmeübergang beim Presshärten (z. B. durch texturierte Werkzeugoberflächen)
- Ermittlung von möglichen Vorgehensweisen zur gezielten Beeinflussung von Werkstofffluss und Wärmeübergang durch die neuartige Verfahrenskombination

Hierzu werden im Rahmen dieser Arbeit zunächst die Eigenschaften der Werkzeugoberflächen, welche mittels Laserpulverauftragschweißens und Glattwalzens hergestellt wurden, analysiert (**Kapitel 4**). Ergänzend wird ein analytisches Modell zur Vorhersage der Rauheit der additiv gefertigten Oberflächen nach dem Glattwalzen vorgestellt. Die für das Presshärten erforderliche Fertigung der Kühlkanäle mittels Laserpulverauftragschweißens wird anhand verschiedener Kanalformen experimentell und numerisch untersucht (**Kapitel 5**). Im Weiteren werden die entwickelten Strategien zur Oberflächenbearbeitung und Werkzeug-Kühlung hinsichtlich ihres Einflusses auf den Wärmehaushalt im Presshärtevorgang numerisch analysiert (**Kapitel 6**). Abschließend werden die gewonnenen Erkenntnisse für die Umsetzung in einem realen Presshärtewerkzeug genutzt (**Kapitel 7**). Hiermit werden Presshärteversuche anhand eines Hutprofils mit unterschiedlichen Werkzeugkonfigurationen durchgeführt.

4 Analyse der Herstellung von Werkzeugoberflächen mittels Laserpulverauftragschweißens und Glattwalzens

In diesem Kapitel werden experimentelle Untersuchungen zu den Werkzeugoberflächen, welche mittels Laserpulverauftragschweißens und Glattwalzens hergestellt werden, vorgestellt. Diese umfassen u. a. die Analyse der resultierenden Rauheit, Härte und Eigenspannungen in Abhängigkeit der Fertigungsparameter der beiden Prozesse vor dem Hintergrund einer Anwendung in Presshärtewerkzeugen. Zusätzlich wird eine analytische Methode zur Vorhersage der Rauheit nach dem Glattwalzen der mittels LPA hergestellten Oberflächen vorgestellt.¹

4.1 Experimentelle Analyse

4.1.1 Werkstoffe und Methoden

Werkzeugwerkstoffe

Bei den untersuchten Werkstoffen handelt es sich um zwei verschiedene Werkzeugstahlpulver, die für die Verarbeitung mit gerichteter Energieabscheidung, also dem Laserpulverauftragschweißen, geeignet sind: UTP PLASweld™ Ferro 55 und UTP PLASweld™ Ferro 702 (Fa. voestalpine). Aufgrund ihrer unterschiedlichen chemischen Zusammensetzung (**Tabelle 4.1**) weisen die Metallpulver divergierende Eigenschaften hinsichtlich Schweißbarkeit (je nach Kohlenstoffgehalt) und Wärmeleitfähigkeit auf.

Tabelle 4.1 Chemische Zusammensetzung der verwendeten Metallpulver in Gewichtsprozent laut Hersteller (voestalpine, 2016/2017)

Ferro 55						
C	Si	Mn	Cr	Mo	Fe	andere
0,35	0,3	1,1	7,0	2,2	Rest	-
Ferro 702						
C	Mo	Ni	Co	Ti	Fe	andere
0,03	4,8	18,0	9,5	1,0	Rest	< 0,5

¹ Teile dieses Kapitels sind in Zusammenarbeit mit G. Marin im Rahmen seiner Projektarbeit zum Thema „Analysis of residual stresses of tool steel surfaces manufactured by Directed Energy Deposition and ball burnishing“ sowie in Zusammenarbeit mit P. Miederhoff im Rahmen seiner Masterarbeit zum Thema „Analytische und numerische Untersuchungen additiv gefertigter und glattgewalzter Werkzeugoberflächen für das Presshärten“ entstanden. Außerdem sind Teile dieses Kapitels in Komodromos et al. (2023a) bzw. Komodromos et al. (2022) veröffentlicht.

Da der Werkstoff Ferro 55 sowie seine Eigenschaften laut Hersteller mit dem Werkzeugstahl 1.2344 (H13, X40CrMoV5-1) vergleichbar sind, wird davon ausgegangen, dass die Wärmeleitfähigkeit 20-25 W/mK in einem Temperaturbereich von 100 °C bis 600 °C beträgt. Der Werkstoff Ferro 702 entspricht dem martensitaushärtenden Werkzeugstahl 1.2709 (X3NiCoMoTi18-9-5), woraus sich eine Wärmeleitfähigkeit von 15–20 W/mK im gleichen Temperaturbereich, wie oben angegeben, ergibt. Das Schweißgut weist nach dem LPA laut Pulverhersteller eine Härte von 53-58 HRC für Ferro 55 und 32-37 HRC für Ferro 702 auf. Bei letzterem wird die Härte durch anschließendes Anlassen auf 48-53 HRC erhöht. Beide Metallpulver weisen eine Partikelgröße im Bereich von 50-150 µm auf.

Laserpulverauftragschweißen und Glattwalzen

Die Metallpulver werden in der Hybridmaschine Lasertec 65 3D (von DMG MORI) auf einer Stahlbasis S235 mit den Abmessungen 100x100x10 mm bearbeitet, die zu Beginn des Prozesses auf Raumtemperatur gehalten wird. Die Maschine umfasst eine Lasereinheit für das Laserpulverauftragschweißen (LPA) sowie eine fünfachsiges Fräseinheit. Das LPA-Verfahren wird unter Verwendung einer Düse mit einem Durchmesser von 3 mm und einem Laserpunktdurchmesser von 2,96 mm für die Abscheidung des Metallpulvers durchgeführt. Daraus ergibt sich ein Arbeitsdurchmesser von 2,7 mm, welcher die Breite einer einzelnen Schweißbraupe bestimmt. Die weiteren Parameter sind wie folgt definiert: ein Vorschub (Scangeschwindigkeit) von 1000 mm/min, eine Pulverrate von 14 g/min und eine anfängliche Laserleistung von 2000 W für eine Schicht. Die Laserleistung wird pro Schicht um 200 W (bis zum unteren Grenzwert von 800 W) verringert, um eine starke Wiedererwärmung der zuvor abgeschiedenen Schicht zu vermeiden. Die umfassend untersuchten Eingangsparameter wie Laserleistung, Vorschub und Pulvermenge für das LPA-Verfahren basieren auf bereits getesteten Parametern des Maschinenherstellers.

Das anschließende Glattwalzen der additiv gefertigten Oberflächen erfolgt auf einer fünfachsiges Fräsmaschine DMU 50 (Fa. DMG MORI). Das eingesetzte hydrostatische Glattwalzwerkzeug HG13 (Fa. ECOROLL) hat einen Kugeldurchmesser von 12,7 mm. Mittels einer externen Hochdruckpumpe wird der Walzdruck auf den Sollwert an der Walzkugel eingestellt. Die Glattwalzversuche werden mit einem konstanten Vorschub von 33 mm/s durchgeführt.

Beim LPA-Verfahren werden zwei Aufbaustrategien für rechteckige Teile angewandt: die Zickzack-Strategie und die Mäander-Strategie (**Bild 4.1 a**). Neben diesen Strategien wird eine Bahnüberlappung von 20 % bzw. 50 % verwendet, um deren Einfluss auf die Oberflächeneigenschaften im Hinblick auf die Fertigungszeit zu analysieren. Die Anzahl der Schichten wird im Bereich von einer bis drei mit einer Dicke von 0,9 mm pro Schicht variiert, was zu unterschiedlichen Dicken der additiv gefertigten Oberflächen

führt. Die verschiedenen Schichten wechseln nach jeder aufgetragenen Lage ihre Hauptrichtung, indem die Schweißraupen der einen Lage senkrecht zu den Schweißraupen der nächsten Lage aufgetragen werden.

Das anschließende Glattwalzen erfolgt senkrecht zur Richtung der LPA-Bahnen (vollständig für die Zickzack-Strategie, aber teilweise parallel für die Mäander-Strategie, Bild 4.1 a) mit unterschiedlichen Walzdrücken p_{Kugel} an der Walzkugel von 11,7 MPa bis 23,4 MPa. Der Walzdruck wird wie folgt berechnet:

$$p_{\text{Kugel}} = \frac{F_{\text{Kugel}}}{A_{\text{Kugel}}}. \quad (4.1)$$

Unter Berücksichtigung des Kugeldurchmessers d_{Kugel} (Bild 4.1 b) ergibt sich der Querschnitt der Walzkugel A_{Kugel} wie folgt:

$$A_{\text{Kugel}} = \frac{\pi \cdot d_{\text{Kugel}}^2}{4}. \quad (4.2)$$

Die Seitenzustellung (bzw. der Bahnabstand) a wird zwischen 0,05 mm und 0,5 mm variiert (Bild 4.1 b). Um zu untersuchen, in welchen Grenzen das additiv gefertigte Oberflächenprofil durch das Glattwalzen beeinflusst werden kann, z. B. inwieweit die Rauheit reduziert werden kann, werden der Walzdruck und die Seitenzustellung variiert.

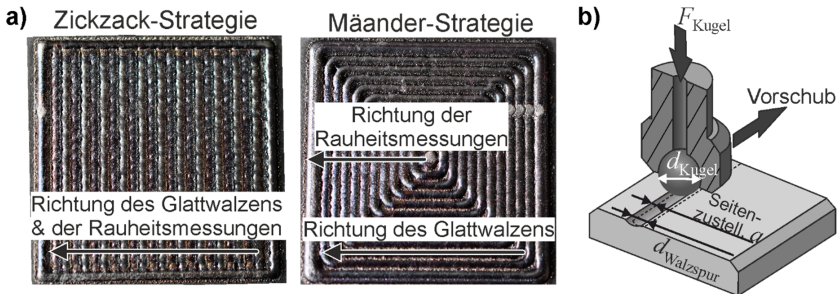


Bild 4.1 a) Angewandte LPA-Strategien für Proben (Querschnitt: 60x60 mm), **b)** Kenngrößen des Glattwalzens

Rauheitsmessungen und Streifenziehversuche

Nach jedem der vorgenannten Prozessschritte wird die Rauheit der Oberflächen der Proben mit einem taktilen Rauheitsmessgerät (MarSurf XR20 von Mahr) gemessen. Die Messungen werden nach der deutschen Norm DIN EN ISO 4288 (1997) mit einer Messlänge von 40 mm, bestehend aus fünf einzelnen Messabschnitten (mit einer Länge von je 8 mm), durchgeführt. Die Richtung der Rauheitsmessungen ist als senkrecht zur Rich-

tung des LPA-Prozesses definiert (Bild 4.1 a). Dies geschieht, um eine Querschnittsdarstellung der additiv erzeugten Spitzen und Täler mit einer breiteren Analyse der Oberfläche zu erhalten. Dagegen wäre die Untersuchung der Oberflächenrauheit in Längsrichtung für die Analyse von eher lokalisierten Phänomenen sinnvoll, wie bei Jardon et al. (2022). Für die Auswertung der Oberflächenrauheit wird die Rautiefe R_z gewählt. Dieser Kennwert wird gewählt, da er den signifikantesten Rauheitswert, der die Differenz zwischen dem maximalen und dem minimalen Messwert angibt, darstellt. Im Gegensatz dazu stellt der mittlere Rauheitswert R_a nur eine mittlere Abweichung des Profils von der Mittellinie dar, so dass er keine Aussage darüber zulässt, wie hoch einzelne Rauheitsspitzen sind. Außerdem bieten die Untersuchungen von Hiegemann (2017) eine fundierte Grundlage für die Bewertung von glattgewalzten Oberflächen unter Verwendung des Parameters R_z .

Zusätzlich wird die Härte der Proben in der Brinell-Härteprüfung nach der deutschen Norm DIN EN ISO 6506-1 (2014) mit einer Makrohärteprüfmaschine (ZHU 750 Top von Zwick/Roell) gemessen. Der Durchmesser der Prüfkugel beträgt 5 mm und die Prüfkraft 7355 N. Das Brinell-Verfahren für die Härteprüfungen wird wegen der Ähnlichkeit des Prüfkörpers mit der Geometrie des Glattwalzwerkzeugs gewählt. Um eine potentielle Verfälschung der Messergebnisse zu vermeiden, wurden die Härteprüfungen in der Mitte (bzw. an den Spitzen) der Schweißraupen platziert. Außerdem übersteigt der Durchmesser der Härteeindrücke nicht die Breite der Schweißraupen und ist entsprechend der Richtung des Glattwalzens ausgerichtet. In diesem Zusammenhang ist zu erwähnen, dass das Glattwalzen keine Rillen, die auf die Seitenzustellung des Glattwalzens von 0,1 mm zurückzuführen sind, verursacht hat. Die Härteprüfung ergibt einen Durchmesser des Eindrucks von etwa 1,2 mm, während die Breite einer Schweißraupe 2,7 mm beträgt, die sich an der additiv gefertigten Oberfläche entsprechend der Bahnüberlappung verringert. Auf diese Weise kreuzen sich die Eindrücke nicht mit mehreren Schweißraupen (sondern nur mit den einander überlappenden Walzbahnen).

Der Reibungskoeffizient μ wird in einem Streifenziehversuch bei Raumtemperatur und erhöhten Temperaturen (**Bild 4.2**) mit additiv gefertigten und glattgewalzten Reibbacken und Blechstreifen (22MnB5 mit einer Aluminium-Silizium-Beschichtung) mit einer Dicke von 1,5 mm, einer Länge von 300 mm und einer Breite von 50 mm für die Prüfungen bei Raumtemperatur bestimmt. Für die Metallstreifen wird der Mangan-Bor-Stahl 22MnB5 mit einer Aluminium-Silizium-Beschichtung (AlSi) verwendet, da dieser üblicherweise beim Presshärten eingesetzt wird. Die Reibbacken werden mit einer additiv gefertigten und kugelpolierten Oberfläche auf Basis von S235-Stahl hergestellt. Der Oberflächenbereich der Backen weist eine Breite von 40 mm und eine Länge von 34 mm auf. Für die Messungen bei erhöhten Temperaturen wird der Blechstreifen induktiv mit Hilfe eines Hochfrequenzgenerators (Hüttinger Axio 10/450) mit einer Leistung von 10 kW erwärmt. Aufgrund der Größe des Induktors (mit einer Breite von 26 mm und einer Länge von 134 mm) haben die Blechstreifen in diesem Fall eine Breite

von 20 mm, um eine gleichmäßige Erwärmung der Blechstreifen zu erreichen. Die aktuelle Temperatur wird mit einem Nahinfrarot-Pyrometer (Sensortherm Metis M318) gemessen. Zuvor wurde der Emissionskoeffizient des erwärmten Blechs bestimmt, indem die vom Pyrometer gemessene Temperatur mit der von einem Thermoelement (als Referenz) gemessenen Temperatur verglichen und der Wert des Emissionskoeffizienten in der Messsoftware so angepasst wurde, bis beide Messgeräte die gleiche Temperatur aufwiesen.

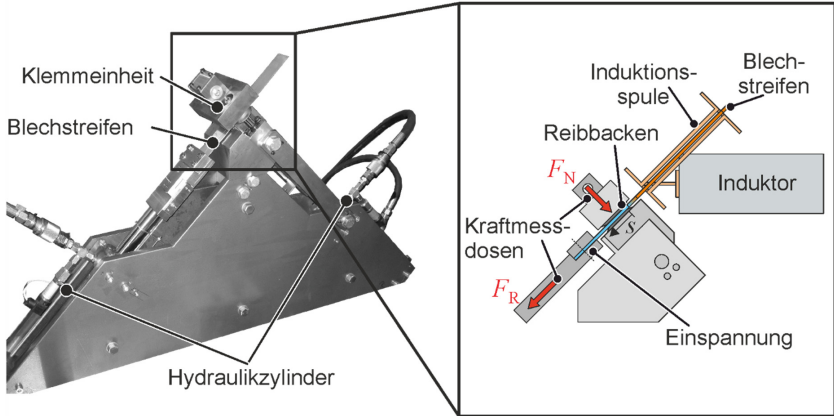


Bild 4.2 Streifenziehmaschine mit Erweiterung um induktive Erwärmung

Auf der Grundlage der relevanten Temperaturen 500 °C, 650 °C und 800 °C wurde so der Emissionskoeffizient mit einem Wert von 0,54 ermittelt. Im Verfahren der Streifenziehversuche werden die Blechstreifen langsam (innerhalb von 30 s, um eine gleichmäßige Erwärmung zu erreichen) auf die Austenitisierungstemperatur für 22MnB5 von 950 °C aufgeheizt. Diese Temperatur wird mindestens 30 s lang gehalten und dann auf 800 °C, 650 °C bzw. 500 °C abgesenkt. Nach Erreichen dieser Temperaturen werden sie 60 s lang gehalten, und der Streifenziehversuch wird anschließend mit einer Geschwindigkeit von 30 mm/s durchgeführt, die auf der Grundlage der realen Prozessbedingungen beim Presshärten gewählt wird (**Tabelle 4.2**). Die drei verschiedenen Temperaturen wurden entsprechend den repräsentativen Temperaturen gewählt, die während eines üblichen direkten Warmumformprozesses auftreten, d. h. die Temperatur zu Beginn der Umformung (800 °C), am Ende der Umformung (650 °C) und in der Abschreckphase (500 °C). Aufgrund der Beschränkungen des Versuchsaufbaus sind die untersuchten Kontaktdrücke niedriger als die, die im realen Presshärteprozess auftreten. Der Druck wird jedoch um drei verschiedene Werte variiert, um die Variation an Druckniveaus abzubilden, die beim Presshärteprozess auftreten.

Als Vorbereitung für die Durchführung der Streifenziehversuche wird der Blechstreifen in einem Ofen vier Minuten lang bei 950 °C thermisch behandelt (sodass das Blech eine

Austenitisierungszeit von insgesamt fünf Minuten erfährt, jedoch nach der Wärmebehandlung auf Raumtemperatur abkühlt). Dies geschieht, um im Vorfeld eine Diffusion der AlSi-Beschichtung zu erzeugen, um eine ungleichmäßige Verteilung der Beschichtung durch den Einfluss des elektromagnetischen Feldes während der induktiven Erwärmung zu vermeiden, wie sie von Veit et al. (2010) beobachtet wurde.

Tabelle 4.2 Parameter für Streifenziehversuche im Vergleich zu Bedingungen im Presshärteprozess

	Streifenziehversuche	Presshärten (basierend auf Karbasian (2010))
Blechtemperatur	800 °C – 500 °C	800 °C (Beginn der Umformung) – ≈ 550 °C (Ende der Umformung)
Relativgeschwindigkeit	30 mm/s	30 mm/s (Reduzierung der Blechdicke um 11 %) – 10 mm/s (Reduzierung der Blechdicke um 24 %)
Kontaktdruck	2,5 MPa – 7,5 MPa (entspr. der Gegebenheiten des Versuchsaufbaus)	variabel bis zu 40 MPa (in Abhängigkeit der Umformstufe und der Geometrie)

Bestimmung der Eigenspannungen

Die Bestimmung der Eigenspannungen an der Oberfläche der Werkzeugstahlproben erfolgt mittels Röntgenbeugung (XStress 3000 von Stresstech), wobei die $\sin^2\psi$ -Methode zur mathematischen Lösung verwendet wird. Die Messungen werden an drei verschiedenen Positionen in der Mitte jeder Probe mit definierten Messparametern durchgeführt (**Tabelle 4.3**).

Tabelle 4.3 Messparameter für die Röntgendiffraktometrie

Röntgen-Röhrenanode	Wellenlänge (K-α)	Beugungswinkel 2θ	Neigungswinkel ω (fünf Iterationen)	{hkl} Ebene
Chrom K- α Strahlung	0,229 nm	156,4	$\pm 42^\circ$	{211}

Jede Messung wird dreimal wiederholt. Die Eigenspannungen werden sowohl in 0°- als auch in 90°-Richtung angezeigt. Dabei entspricht die 0°-Richtung der Richtung des Glattwalzens (und steht senkrecht zur Richtung des LPA-Prozesses), während die 90°-Richtung der LPA-Richtung entspricht (**Bild 4.3**).

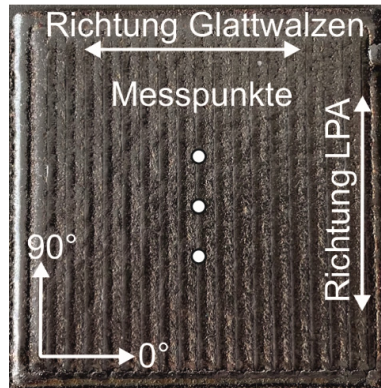


Bild 4.3 Additiv gefertigte und glattgewalzte Probe mit Messrichtungen und -punkten zur Bestimmung von Eigenspannungen

Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten

Zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten zwischen den additiv gefertigten und glattgewalzten Werkzeugoberflächen und dem AlSi-beschichteten 22MnB5-Blech (mit einer Dicke von 1,5 mm) werden Versuche mit einem Plattenwerkzeug auf der Basis von Presshärtebedingungen durchgeführt. Die Versuche werden auf einer Universalprüfmaschine (Zwick Z250), auf der ein Plattenwerkzeug montiert ist, durchgeführt (**Bild 4.4**). Das Werkzeug wird dabei so eingespannt, dass die Krafteinleitung auf das Blech in orthogonaler Richtung zur Blechebene erfolgt, sodass eine homogene Flächenpressung gewährleistet wird (Bild 4.4 b). Die Kontaktplatten aus dem Werkzeugstahl H13 (1.2344) sind mit einer 3 mm dicken Schicht aus dem Pulverwerkstoff Ferro 55 mittels Laserpulverauftragschweißens versehen. Zur Messung der Temperatur der Kontaktplatten werden Thermoelemente vom Typ K verwendet, die senkrecht zur Kontaktfläche in einem Abstand von 1 und 3 mm zur Oberfläche angebracht sind. Vor der Prüfung wird das Blech zunächst in einem Kammerofen (Nabertherm N161) vier Minuten lang auf 950 °C vorgeheizt. Dies geschieht aus dem gleichen Grund, aus dem es auch bei den Streifenziehversuchen gemacht wird, um einen vordiffundierten Zustand der AlSi-Beschichtung sicherzustellen (siehe oben). Anschließend wird es mit Hilfe von Klemmbacken im Plattenwerkzeug so eingespannt, dass es sich mittig zwischen den Kontaktplatten befindet. Die Klemmbacken bewegen sich mit dem Blech mit, sodass ein unerwünschtes Verbiegen verhindert wird. Um das Blech konduktiv zu erwärmen, wird über die Klemmbacken Leitstrom hindurchgeleitet.

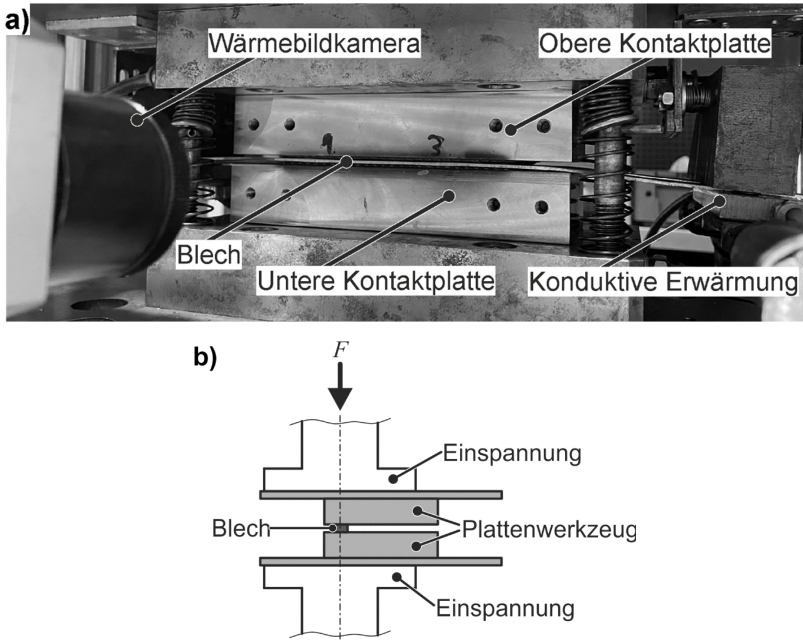


Bild 4.4 Versuchsstand zur Bestimmung der für den Wärmeübergangskoeffizienten relevanten Temperaturen: a) Vorderansicht, b) Seitenansicht

Der Strom für die konduktive Erwärmung wird von einer Gleichstromquelle geliefert, die maximal 12 V bei maximal 2000 A erzeugt. Die Temperatur des Blechs wird mit einem Pyrometer (Sensortherm Metis M318) gemessen. Das Blech wird innerhalb von 30 s auf 950 °C erwärmt und 30 s lang auf dieser Temperatur gehalten, um eine vollständige Austenitisierung des Blechs sicherzustellen. Damit sollen die gleichen Bedingungen wie im Ofen hergestellt werden. Nach 60 s wird die Stromzufuhr unterbrochen und das Blechwerkzeug wird mit 10 mm/s geschlossen, bis eine definierte Kraft erreicht ist, die dem gewünschten Anpressdruck, welcher zwischen 2,5 MPa und 40 MPa variiert wird, entspricht. Nach 60 s wird das Plattenwerkzeug wieder geöffnet. Während des gesamten Versuchs dokumentiert eine Wärmebildkamera (MicroEpsilon ThermoImager), die frontal auf die Blechmitte gerichtet ist, die Temperatur des Blechs. Der Wärmeübergangskoeffizient α wird nach dem Newtonschen Abkühlgesetz wie folgt bestimmt:

$$\alpha = \frac{\rho \cdot c_p \cdot V}{A \cdot s} \cdot \ln \left(\frac{T_{bl,0} - T_{tl}}{T_{bl(t)} - T_{tl}} \right). \quad (4.3)$$

In diesem Modell wird die Temperatur des Werkzeugs T_{tl} mit Hilfe der von den Thermoelementen gemessenen Temperaturen kalibriert, während für die Temperatur des Blechs T_{bl} bis 450 °C die Daten der Wärmebildkamera verwendet werden. Ausgehend von der anfänglichen Blechtemperatur von 850 °C bei Werkzeugkontakt wird mit Hilfe der von der Wärmebildkamera aufgezeichneten Temperaturdaten ein Mittelwert des Wärmeübergangskoeffizienten in diesem Temperaturbereich bestimmt.

4.1.2 Ergebnisse und Diskussion zur Analyse der Oberflächeneigenschaften

In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse der Rauheitsmessungen, der Härteprüfungen, der Streifenziehversuche und der Ermittlung der Eigenspannungen sowie des Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit von den verschiedenen Parameterkombinationen des LPA und des Glattwalzens dargestellt und diskutiert (**Tabelle 4.4**).

Die Variationen der Parameter in den beiden Verfahren werden vor dem Hintergrund der Beeinflussung des Werkstoffflusses und des Wärmeübergangs beim Presshärten durch modifizierte Werkzeugoberflächen untersucht. Aufgrund der These, dass die Oberflächenrauheit einen Einfluss auf den Werkstofffluss und den Wärmeübergang hat, werden die Bahnstrategie und die Bahnüberlappung verändert. Die beiden unterschiedlichen Bahnstrategien werden aufgrund ihrer Eignung für rechteckige Werkstücke ausgewählt. Wie die Bahnstrategien wird auch die Bahnüberlappung variiert, um den Einfluss insbesondere auf die Rauheit zu untersuchen.

Tabelle 4.4 Unterschiedliche Parameter im LPA- und im Glattwalzverfahren und darauf folgende Oberflächenmessungen

Laserpulverauftragschweißen	Bahnstrategie	Bahnüberlappung	Anzahl der Schichten	Oberflächenmessungen
	Zickzack / Mäander	20 % / 50 %	1 / 2 / 3	Rauheit / Härte / Eigenspannungen
Glattwalzen	Bahnstrategie	Seitenzustellung	Walzdruck	Oberflächenmessungen
	Zickzack	0,05 mm / 0,1 mm / 0,5 mm	11,7 MPa / 19,5 MPa / 23,4 MPa	Rauheit / Härte / Eigenspannungen / Reibkoeffizient / Wärmeübergangskoeffizient

Es wird erwartet, dass eine höhere Bahnüberlappung aufgrund des geringeren Spaltes zwischen den Schweißraupen zu einer geringeren Rauheit führt (**Bild 4.5**). Die höhere

Bahnüberlappung von 50 % wird gewählt, um ein Gleichgewicht zwischen einer geringen Welligkeit der Oberfläche und einem effizienten Fertigungsprozess ohne großen Metallpulververbrauch zu erzielen.

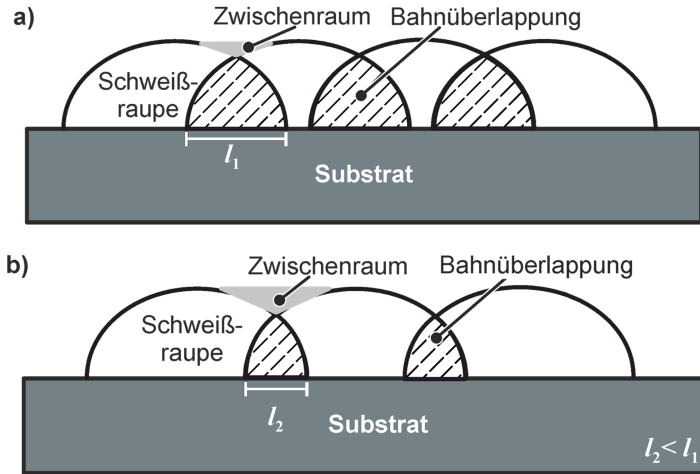


Bild 4.5 Schematische Darstellung verschiedener Bahnüberlappungen mit **a)** einem höheren Überlappungswert (z. B. 50 %) und **b)** einem geringeren Überlappungswert (z. B. 20 %).

Die Anzahl der Schichten variiert zwischen einer und drei, da bei der additiven Fertigung mehrere Schichten Metallpulver aufgebracht werden müssen (z. B. aufgrund der Geometrie des Teils). Auf diese Weise wird ihr Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften untersucht. In diesem Zusammenhang werden die Eigenschaften einer Schicht als Teil von Referenz-Analysen untersucht. Beim Glatzwalzen werden die Parameter Seitenzustellung und Walzdruck variiert, da beide einen Einfluss auf die resultierende Rauheit haben, wie von Hiegemann (2017) gezeigt. Demnach wird für eine kleine Seitenzustellung und einen höheren Walzdruck eine Verringerung der Oberflächenrauheit erwartet (mit der Einschränkung einer Wellenbildung). Darüber hinaus beeinflusst die Härte der Oberflächen die Rauheit im Sinne einer geringeren Rauheit bei höherer Härte. Die Härte ist auch für die Verschleißfestigkeit der Werkzeugoberflächen von Bedeutung. In diesem Zusammenhang spielen die Eigenspannungen für den Einsatz in Warmumformwerkzeugen eine Rolle hinsichtlich der Dauerfestigkeit und der Rissbildung. Um diese Untersuchungen übersichtlich und gleichzeitig mit größtmöglichem Erkenntnisgewinn zu gestalten, werden ausgewählte Parametervariationen, z. B. bzgl. des Glatzwalzens der laserpulverauftragsgeschweißten Oberflächen, angewendet.

Analyse der Rauheit von additiv gefertigten und glattgewalzten Werkzeugstahloberflächen

Die additiv gefertigten Schichten mit einer Höhe von jeweils 0,9 mm beeinflussen die Rauheit dahingehend, dass sie sich mit höherer Schichtanzahl akkumuliert und bei drei Schichten um 16 % erhöht (**Bild 4.6**). Was die Überlappung der Bahnen betrifft, so wird die Rauheit bei einer Überlappung von 50 % um 38 % verringert, verglichen mit einer Überlappung von 20 %. Dies wird im Folgenden genauer diskutiert.

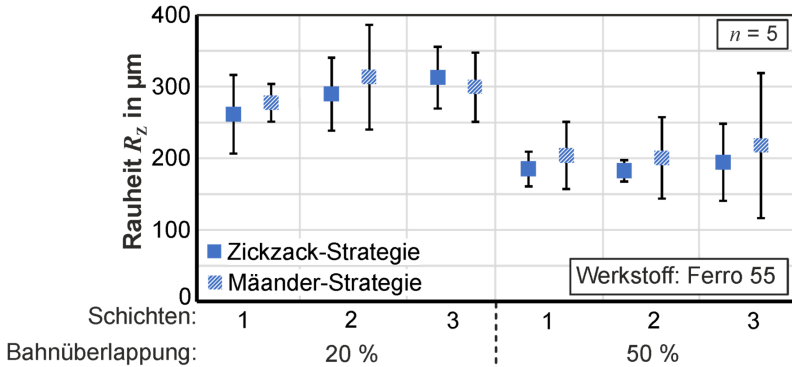


Bild 4.6 Gemessene Rauheit der additiv gefertigten Werkzeugoberflächen mit einer Messlänge von 40 mm, bestehend aus fünf Einzelabschnitten

Die Mäanderbahnstrategie weist im Vergleich zur Zick-Zack-Strategie höhere Abweichungen auf (um 10 %). Der Vergleich der Oberflächenrauheit des Werkstoffs Ferro 55 mit dem Werkstoff Ferro 702 zeigt, dass die Oberflächenrauheit bei Verwendung von Ferro 702 um bis zu 45 % (für eine Schicht) reduziert werden kann (**Bild 4.7**).

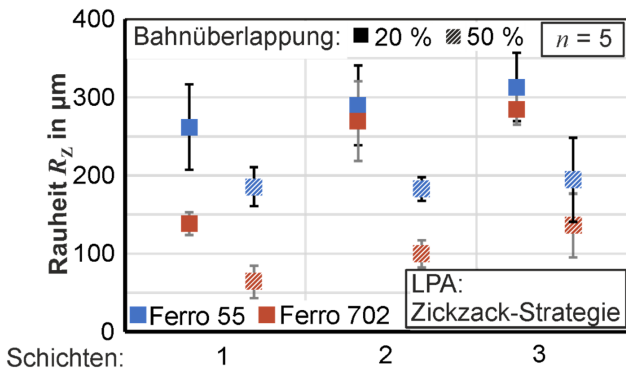


Bild 4.7 Gemessene Rauheit der additiv gefertigten Werkzeugoberflächen mit verschiedenen Werkstoffen

Die Eigenschaften der additiv gefertigten Werkzeugstahloberflächen sind abhängig von den Prozessparametern der beiden Herstellungsverfahren. Die im LPA-Verfahren hergestellten Oberflächen weisen eine hohe Oberflächenrauheit auf, die mit zunehmender Schichtzahl steigt (Bild 4.6). Auf diese Weise kommt es zu einer Akkumulation der Welligkeit der darunterliegenden Schichten. Die Abnahme der Rauheit durch die höhere Bahnüberlappung ist auf die Auffüllung der Lücken zurückzuführen, die bei einer Überlappung von 50 % dominanter ist (**Bild 4.8**). Bei letzterem wird ein breiteres Schmelzbad (einschließlich der angrenzenden Schweißraupe), welches zu einer stärkeren Pulveraufnahme führt und eine Abflachung der Oberfläche bewirkt, erzeugt (Ribeiro et al., 2020). Die Mäanderstrategie führt zu größeren Abweichungen der Oberflächenrauheit als die Zickzackstrategie sowie zu einer Erhöhung der Rauheit. Dies ist auf die Wärmeverteilung bei der Mäanderstrategie zurückzuführen: Die Wärme konzentriert sich hauptsächlich in der Mitte der Probe, wo die Schweißraupen näher beieinander liegen. Am äußeren Teil der Probe beginnen die Schweißraupen abzukühlen, bevor die nächste Schweißraupe platziert wird (d. h. schnelles Abkühlen und Aufheizen wechseln sich ab). Diese Ergebnisse deuten darauf hin, dass die erzeugten Eigenschaften von additiv gefertigten Teilen von den Prozessparametern abhängen, da diese die Bildung der Makro- und Mikrostruktur aufgrund der unterschiedlichen Wärmeverteilung und Abkühlrate im LPA-Prozess beeinflussen.

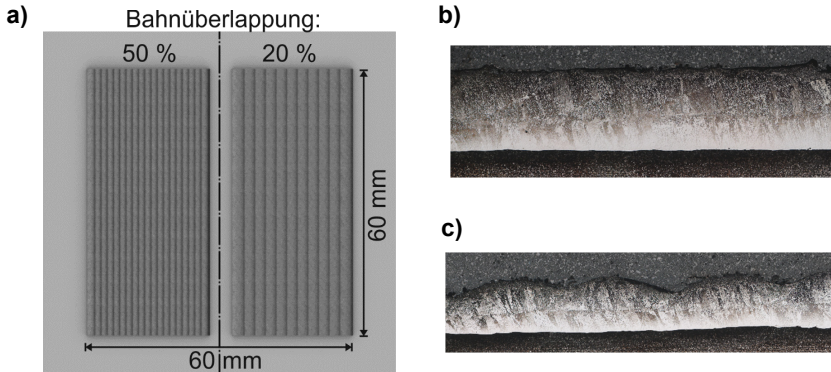


Bild 4.8 a) Mit LPA hergestellte Probe mit einer Bahnüberlappung von 50 % (links) und 20 % (rechts) und mikroskopische Aufnahme des Querschnitts zweier additiv hergestellter Schichten mit **b)** 50 % und **c)** 20 % Bahnüberlappung

Der Vergleich der Oberflächenrauheit der beiden Werkstoffe zeigt, dass die Rauheit der mit dem Werkstoff Ferro 702 hergestellten Proben ein geringeres Rauheitsniveau aufweist. Dies ist vor allem auf den geringeren Kohlenstoffgehalt von Ferro 702 zurückzuführen, der zu einer besseren Schweißbarkeit führt, d. h. die Bindung der Pulverteilchen

wird verstärkt und es entsteht weniger Porosität im Bauteil. Außerdem hat dieser Werkstoff eine geringere Wärmeleitfähigkeit, was zu einer langsameren Abkühlung im LPA-Prozess führt, so dass eine bessere und homogenere Bindung des Pulvers erreicht wird. Die glattgewalzten Oberflächen mit einer Bahnüberlappung von 50 % (LPA) zeigen für beide Werkstoffe eine Verringerung der Oberflächenrauheit bei höheren Walzdrücken p_{Kugel} , welche über Gl. (4.1) definiert sind (**Bild 4.9**).

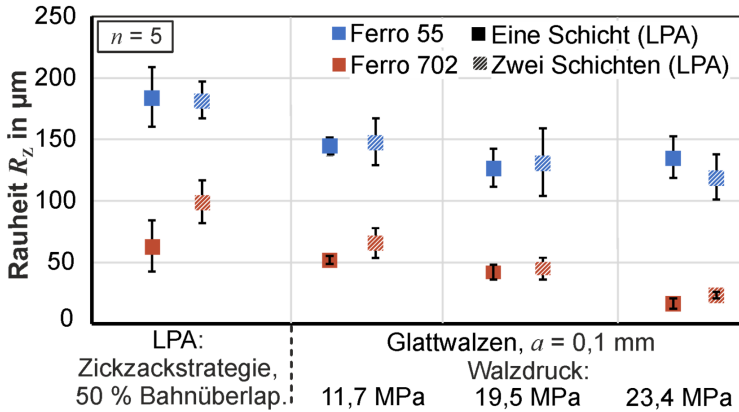


Bild 4.9 Gemessene Rauheit der additiv gefertigten Werkzeugoberflächen nach dem Glattwalzen mit unterschiedlichem Walzdruck

Beim Ferro 702 beträgt die Verringerung der Oberflächenrauheit nach dem LPA durch den höchsten Glattwalzdruck maximal 75 %, beim Ferro 55 maximal 35 %. Der Bahnabstand bzw. Seitenzustellung a beim Glattwalzen beeinflusst die Oberflächenrauheit des Werkzeugstahls in der Weise, dass die Rauheit bei kleineren Bahnabständen abnimmt (**Bild 4.10**). Auf diese Weise wird für den Werkstoff Ferro 702 eine Reduzierung von bis zu 70 % im Vergleich zur additiv gefertigten Oberfläche erreicht. Die Untersuchung des Effekts von Seitenzustellungen kleiner als 0,1 mm für den Werkstoff Ferro 55 hat ergeben, dass hierdurch der unerwünschte Effekt einer Wellen- bzw. Rillenbildung auftritt und sich somit die Rauheit erhöht (Anhang A). Dies steht im Gegensatz zur ursprünglichen Intention des Glattwalzens zur Erreichung einer Verringerung der Oberflächenrauheit. Daher wird in diesem Zusammenhang der Einflussparameter der Seitenzustellung für den Werkstoff Ferro 55 nicht näher untersucht.

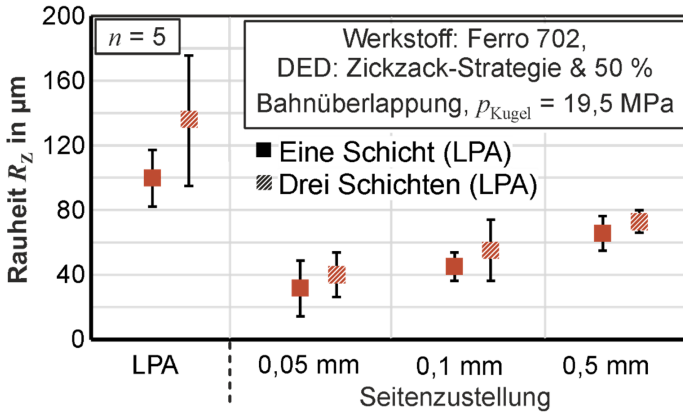


Bild 4.10 Gemessene Rauheit der additiv gefertigten Werkzeugoberflächen nach dem Glattwalzen mit einer Variation der Seitenzustellung a

Das Glattwalzen führt zu einer Verringerung der Oberflächenrauheit mit spezifischen Unterschieden in Bezug auf den bearbeiteten Werkstoff und den Walzdruck. Eine Erhöhung des Walzdrucks führt bei beiden Werkstoffen zu einer geringeren Rauheit (Bild 4.9). Dabei ist die Abnahme der Rauheit des Ferro 702 im Vergleich zur Rauheit des Ferro 55 deutlich höher. In Verbindung mit der geringeren Härte des Ferro 702 ist anzunehmen, dass es bei höheren Walzdrücken zu einer größeren plastischen Umformung des Werkstoffs und somit signifikanteren Einebnung der Oberfläche kommt. Beim Glattwalzen beeinflusst ein zweiter Parameter, die Seitenzustellung (bzw. der Bahnabstand), die resultierende Oberflächenrauheit in der Weise, dass eine kleinere Seitenzustellung zu einer geringeren Rauheit führt. Folglich ist ein höherer Walzdruck nicht unbedingt erforderlich, um ein niedriges Rauheitsniveau zu erreichen, da dies auch durch eine kleinere Seitenzustellung erreicht werden kann. Allerdings führt eine Verringerung der Seitenzustellung zu einer Erhöhung der Bearbeitungszeit, was bei der Fertigung großer Werkstücke einen Nachteil darstellt. Insgesamt zeigt die Bahnüberlappung beim LPA-Verfahren den größten Einfluss auf die Oberflächenrauheit, d. h. durch die Bahnüberlappung lässt sich die Rauheit im Vergleich zu den anderen Parametern am deutlichsten einstellen (**Bild 4.11**). Hierbei hat das Glattwalzen zwar einen signifikanten Einfluss auf die Rauheit der mit LPA hergestellten Werkzeugoberfläche, allerdings in einem weniger breiten Bereich hinsichtlich der Rauheitswerte im Vergleich zu den mit LPA erzeugten (besonders im Fall des Ferro 55). Dabei wird die Auswirkung der Anzahl der Schichten durch die Bahnüberlappung so beeinflusst, dass diese beiden Faktoren voneinander abhängig sind. In den meisten praktischen Fällen werden jedoch mehr als zwei Schichten auf das Werkstück aufgebracht, sodass der Fall mit einer Schicht als Referenzversuch dient. Die Parameter des Glattwalzens wirken sich weniger stark auf

den Bereich aus, in welchem die Rauheit reguliert werden kann. Dennoch ermöglicht das Glattwalzen eine Reduzierung der Oberflächenrauheit nach dem LPA-Prozess, wie in den vorgestellten Untersuchungen gezeigt wird.

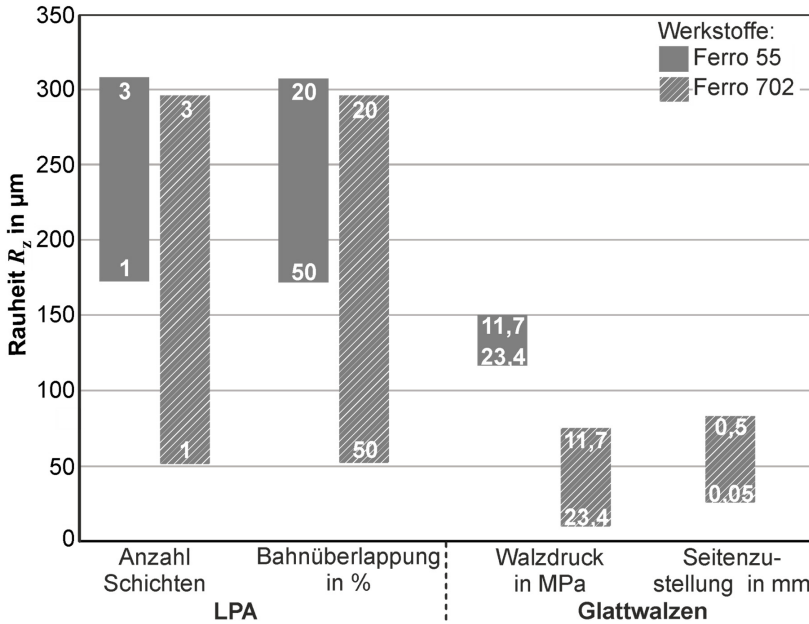


Bild 4.11 Zusammenfassung der Einflussparameter auf die Rauheit der Werkzeugoberflächen

Analyse der Härte von additiv gefertigten und glattgewalzten Werkzeugstahl­oberflächen

Die Härte der additiv gefertigten Oberflächen steigt mit der Anzahl der Schichten um 30 % im Vergleich von drei Schichten zu einer Schicht, die mit der Zick-Zack-Strategie hergestellt wurde (**Bild 4.12**). Dies kann (bei einer Schicht) auf den Einfluss des weiche­ren Basiswerkstoffs (S235) zurückzuführen sein, der mit einer höheren Anzahl von ab­geschiedenen Schichten abnimmt. Außerdem nimmt die Härte des Ferro 55 mit einer höheren Anzahl von Schichten aufgrund seiner thermomechanischen Eigenschaften zu, was eine Härtung des Werkstoffs während des LPA-Prozesses bewirkt. Auch bei der Bahnüberlappung von 50 % im Vergleich zur Bahnüberlappung von 20 % ist ein Anstieg der Härte um 16 % zu verzeichnen. Die Mäanderstrategie zeigt höhere Abweichungen analog zu den Ergebnissen der Rauheitsmessungen. Die Bahnstrategie ändert also nicht signifikant die Härte. Vielmehr ist bei der Mäanderstrategie eine etwas höhere Streuung zu verzeichnen.

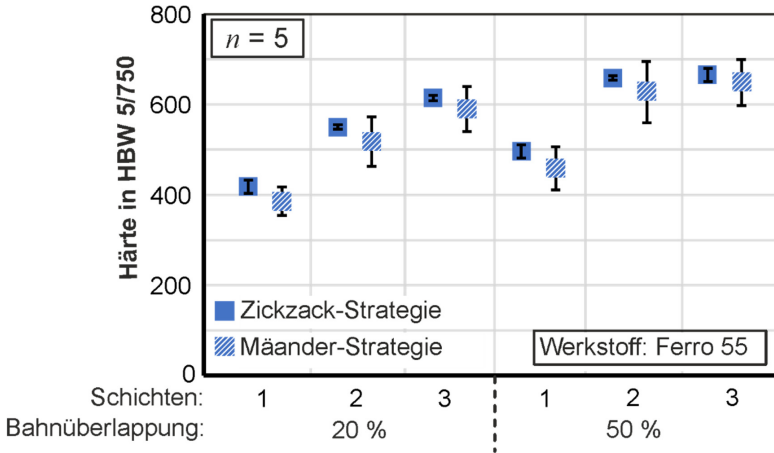


Bild 4.12 Brinell-Härte der Oberflächen der additiv gefertigten Werkzeugstähle

Nach dem Glattwalzen steigt die Härte der additiv gefertigten Werkzeugoberflächen mit dem Walzdruck um bis zu 15 % an (**Bild 4.13**). Dies beschränkt sich jedoch auf die im LPA-Verfahren mit einer Schicht hergestellten Proben - bei den Fällen mit drei Schichten ist kein signifikanter Härteanstieg zu verzeichnen. Die Härte des Werkstoffs Ferro 702 ist im Vergleich zum Werkstoff Ferro 55 nach dem LPA-Verfahren um bis zu 60 % geringer. Im Gegensatz zum Ferro 55 verändert der Ferro 702 seine Härte während des LPA nicht wesentlich.

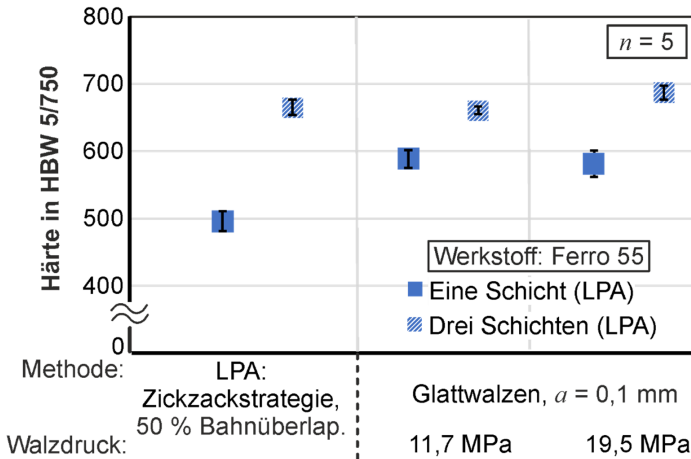


Bild 4.13 Brinell-Härte der additiv gefertigten Werkzeugoberflächen nach dem Glattwalzen für den Werkstoff Ferro 55

Nach dem Glattwalzen steigt die Härte um bis zu 20 % (**Bild 4.14**). Wie für den Werkstoff Ferro 55 beschrieben, ist dieser Anstieg bei den Proben mit drei LPA-Schichten weniger ausgeprägt.

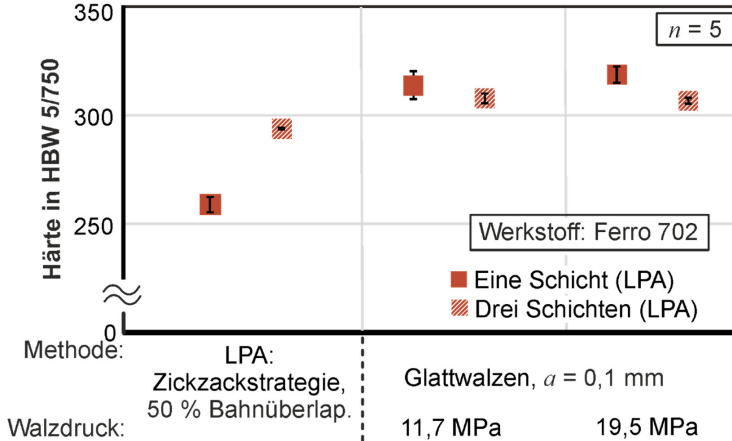


Bild 4.14 Brinell-Härte der additiv gefertigten Werkzeugoberflächen nach dem Glattwalzen für den Werkstoff Ferro 702

Die Härte der Werkstoffe ist hinsichtlich der Verschleißigenschaften für den Einsatz in Warmumformwerkzeugen und der Möglichkeit, die aus dem LPA-Prozess stammenden Schweißraupen im Glattwalzverfahren zu glätten, relevant. Für den Werkstoff Ferro 55 ist die resultierende Härte abhängig von der Anzahl der Schichten, der Bahnüberlappung und der Bahnstrategie (**Bild 4.12**). Die Härte nimmt mit der Anzahl der Schichten und der Bahnüberlappung zu. In beiden Fällen wird der Anteil des Werkstoffs, der an der Abscheidung beteiligt ist, erhöht. In Kombination mit der Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffs wird die während des LPA-Prozesses erzeugte Wärme schneller abgeführt, d. h. die hohe Wärmeleitfähigkeit bewirkt eine hohe Abkühlrate und damit eine Selbstabschreckung des Materials. Nach dem Glattwalzen weist die Härte einen Anstieg von bis zu 15 % auf, was darauf hindeutet, dass die Oberfläche während des Glattwalzens kaltverfestigt wird. Da es sich bei dem untersuchten Stahl um einen Werkzeugstahl handelt, sind keine Phasenänderungen aufgrund der Umformung (d. h. Glattwalzen) zu erwarten, sondern vielmehr Kaltverfestigungseffekte in Bezug auf Versetzungen. Entsprechend dem niedrigeren Härtegrad des Werkstoffs Ferro 702 ist der Anstieg der Härte durch Glattwalzen höher (bis zu 20 %) als bei Ferro 55. Der Härtezuwachs sättigt sich jedoch in den meisten Fällen. Es kann davon ausgegangen werden, dass die Härte bei höheren Walzdrücken abnimmt, wie es von Srinivasa Rao et al. (2008) beobachtet wurde. Dies ist auf ein Abplatzen der Oberflächenschichten infolge der intensiven Kaltverfestigung

zurückzuführen, sodass im Extremfall darunterliegende Schichten mit geringerer Härte (bzw. geringerer Verfestigung) geprüft werden. Ein solches Abplatzen ist auch bei den hier untersuchten Proben zu beobachten, die mit einem Druck von 23,4 MPa glattgewalzt wurden. Der zusammenfassende Vergleich der nach dem LPA-Verfahren erzielten Härte zeigt, dass mit dem Werkstoff Ferro 55 im Vergleich zum Werkstoff Ferro 702 ein breiteres Spektrum an Härtewerten erzeugt werden kann (**Bild 4.15**).

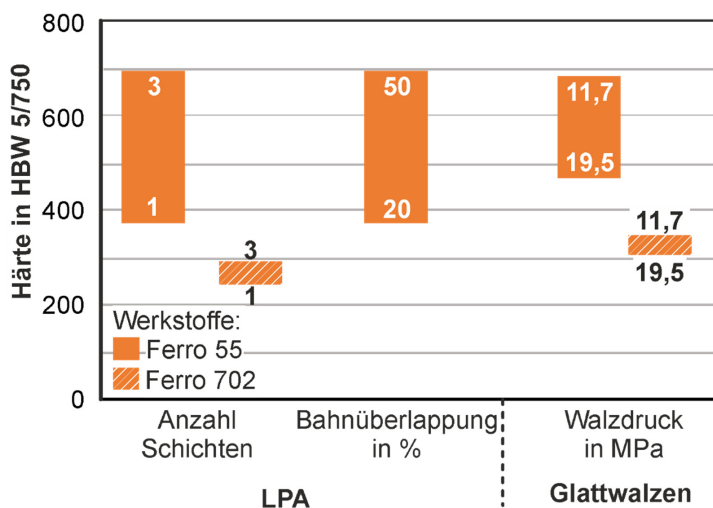


Bild 4.15 Zusammenfassung der Einflussparameter auf die Härte

Analyse des Reibverhaltens von additiv gefertigten und glattgewalzten Oberflächen

Die Untersuchung des Reibverhaltens der Reibpaarung aus den additiv gefertigten und glattgewalzten Reibbacken und den 22MnB5-Blechstreifen zeigt einen abnehmenden Reibungskoeffizienten bei höheren Anpressdrücken (**Bild 4.16**). Der Reibkoeffizient sinkt in den meisten Fällen ebenfalls mit zunehmender Bahnüberlappung (LPA). In Abhängigkeit des Werkstoffs ist der Reibkoeffizient geringer, wenn der Werkstoff Ferro 702 für die Reibbackenoberfläche verwendet wird. Bei den Streifenziehversuchen bei Raumtemperatur wird eine Ziehgeschwindigkeit von 10 mm/s angewandt, d. h. langsamer als bei den Versuchen bei höheren Temperaturen. Dies geschieht, um einen Einfluss der Geschwindigkeit auf die anderen Parameter zu vermeiden, so dass eine hohe Genauigkeit der Ergebnisse gewährleistet werden kann.

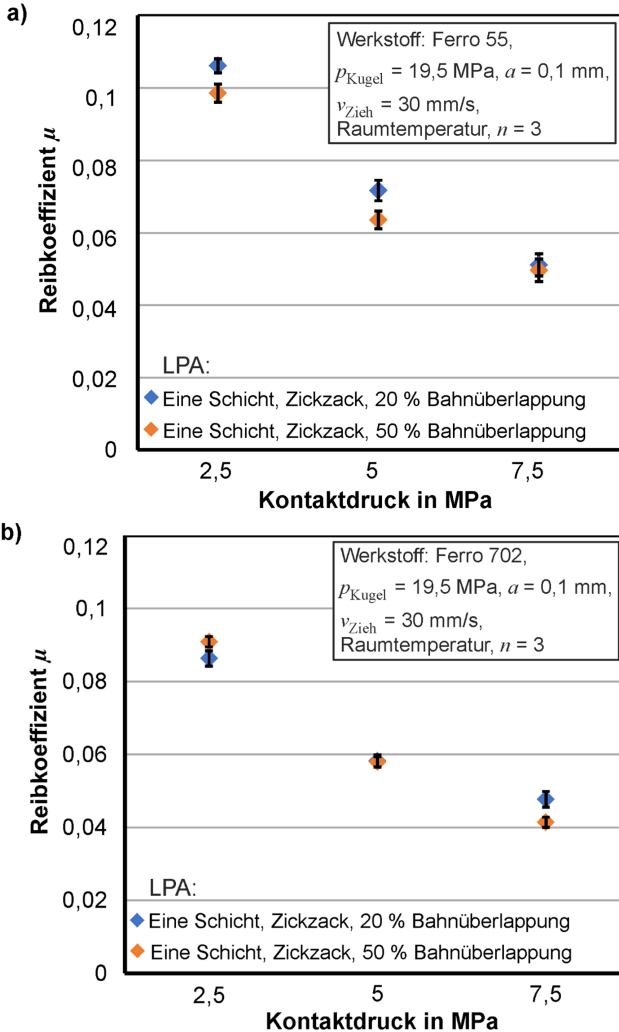


Bild 4.16 Reibverhalten aus Streifenziehversuchen mit 22MnB5-Blechen bei Raumtemperatur für die Werkstoffe **a)** Ferro 55 und **b)** Ferro 702

Das Reibverhalten bei erhöhten Temperaturen zeigt, dass der Reibkoeffizient mit zunehmendem Anpressdruck abnimmt, wie es auch bei den Streifenziehversuchen bei Raumtemperatur der Fall ist (**Bild 4.17 a**). Der Reibkoeffizient ist bei erhöhten Temperaturen in allen untersuchten Fällen höher im Vergleich zu den Versuchen bei Raum-

temperatur. Das LPA-Verfahren beeinflusst das Reibverhalten ähnlich wie bei Raumtemperatur: Größere Bahnüberlappungen führen zu niedrigeren Reibkoeffizienten (Bild 4.17 b).

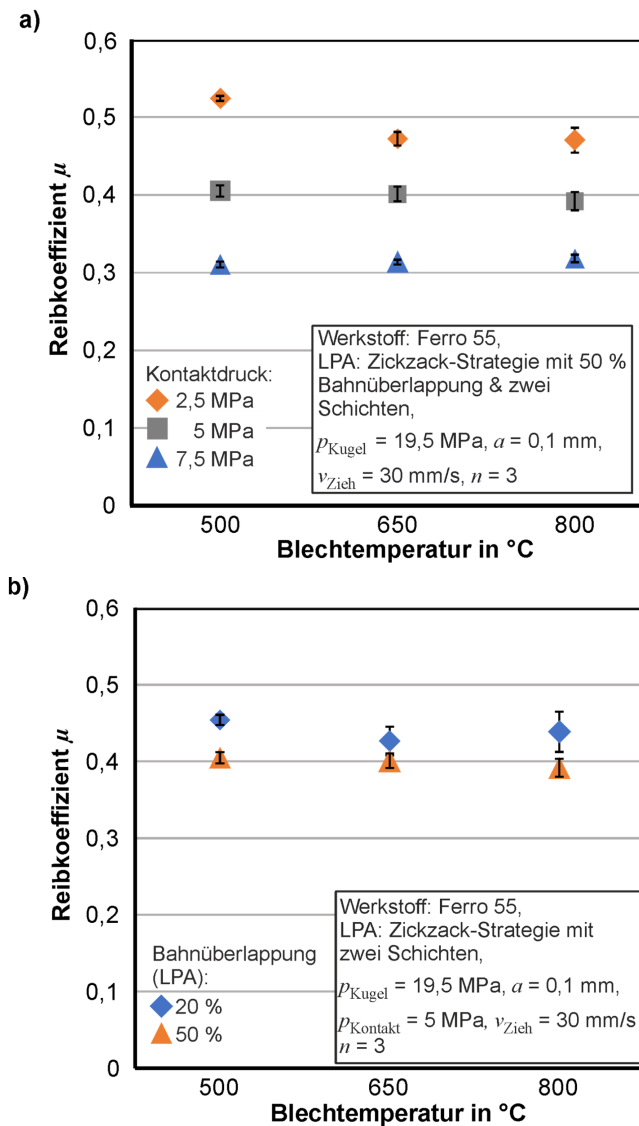


Bild 4.17 Reibverhalten aus Streifenziehversuchen mit 22MnB5-Blechen bei erhöhten Temperaturen unter Variation **a)** des Anpressdrucks, **b)** der Bahnüberlappung

Der Reibkoeffizient kann reduziert werden, indem die Reibbacken mit höheren Walzdrücken hergestellt werden (**Bild 4.18 a**).

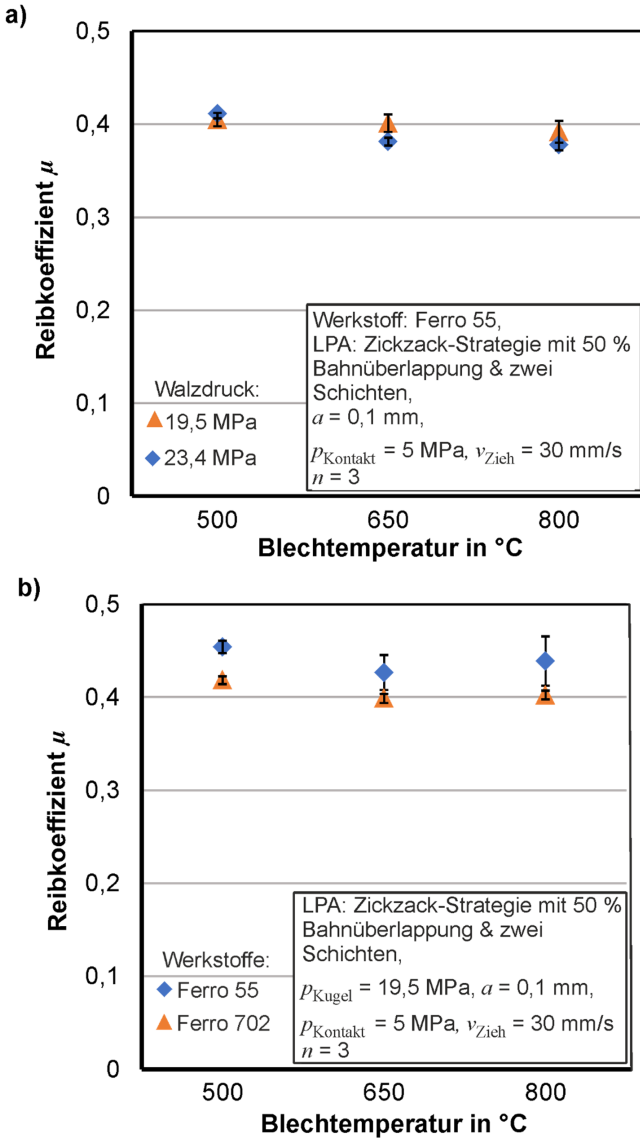


Bild 4.18 Reibverhalten aus Streifenziehversuchen mit 22MnB5-Blechen bei erhöhten Temperaturen: Variation **a)** des Walzdrucks, **b)** des Werkzeug-Werkstoffs

Zusätzlich wird eine Verringerung des Reibkoeffizienten erreicht, wenn der Werkstoff Ferro 702 für die Oberfläche der Reibbacken verwendet wird (Bild 4.18 b). Bei den drei untersuchten erhöhten Temperaturen liegt der Reibkoeffizient bei 500 °C für die meisten Parameterkombinationen auf einem höheren Niveau als bei den Temperaturen von 650 °C und 800 °C.

Die Analyse des Reibverhaltens bei Raumtemperatur zeigt, dass eine im LPA-Verfahren verwendete Bahnüberlappung von 50 % zu einem geringeren Reibkoeffizienten führt als eine Bahnüberlappung von 20 % für den Werkstoff Ferro 55 (Bild 4.16). Dies spiegelt die gleiche Tendenz wider wie die Werte der Oberflächenrauheit, die ebenfalls mit einer höheren Bahnüberlappung abnehmen. Darüber hinaus sinkt der Reibkoeffizient bei höheren Kontaktdrücken, da die Rauheitsspitzen auf diese Weise eingeebnet werden. Das gleiche Ergebnis ergibt sich für die Streifenziehversuche bei erhöhten Temperaturen: Der Reibkoeffizient weist die niedrigsten Werte für den höchsten Anpressdruck auf. Wie bei Raumtemperatur liegt der Reibkoeffizient bei einer höheren Bahnüberlappung des Werkstoffs Ferro 55 auf einem niedrigeren Niveau (um 7 %), weil auch die Oberflächenrauheit in diesem Fall geringer ist (um 50 %) (Bild 4.19 a). Der Werkstoff Ferro 702 zeigt die beschriebenen Tendenzen bezüglich des Einflusses der Bahnüberlappung nicht in gleicher Weise: Eine geringere Bahnüberlappung führt nicht (immer) zu einem höheren Reibungskoeffizienten, obwohl die Oberflächenrauheit zunimmt (Bild 4.16 und Bild 4.8). Dies deutet darauf hin, dass die geringere Härte des Ferro 702 zu einer Nivellierung der Rauheitsspitzen der Werkzeugoberflächen im Streifenziehversuch beiträgt. Bei den erhöhten Temperaturen liegt der Reibungskoeffizient erwartungsgemäß auf einem höheren Niveau als der Reibungskoeffizient bei Raumtemperatur. In diesem Zusammenhang spielt die AISi-Beschichtung der Bleche eine wichtige Rolle für das tribologische Verhalten mit der Werkzeugoberfläche. Beim Vergleich der drei verschiedenen erhöhten Temperaturen ist der Reibungskoeffizient bei 500 °C am höchsten und nimmt bei 650 °C und 800 °C ab (Bild 4.17 und Bild 4.18). Diese diskontinuierliche Entwicklung ist auf die AISi-Beschichtung zurückzuführen, wie sie auch von Schwingenschlögl (2020) beobachtet wurde. Bei Temperaturen um 500 °C befindet sich die Beschichtung noch in einem Zustand hoher Festigkeit, so dass die Rauheitsspitzen nur geringfügig abgeflacht werden. Bei höheren Temperaturen über 600 °C sinkt die Scherfestigkeit der Beschichtung und es kommt zu einer Nivellierung der Oberfläche. Zusätzlich entstehen durch eine Spaltung der Beschichtung lose Materialpartikel, die als Festschmierstoff wirken und die Rauheitstiefs beider Reibpartner auffüllen. Darüber hinaus spielt das Reibungsverhalten der AISi-Beschichtung auf der Werkzeugoberfläche in der Umformphase (für Dehnungen ab 0,017) eine entscheidende Rolle: In diesem Zusammenhang ist es wahrscheinlich, dass die Beschichtung Mikrorisse erfährt, die bei höheren Temperaturen zu einem Anstieg des abrasiven Verschleißes führen (Venema et al., 2022). Auch der Walzdruck beeinflusst den Reibkoeffizienten: Ein höherer Walzdruck führt zu einer leichten Abnahme des Reibkoeffizienten von 5 % im Fall des Ferro 55.

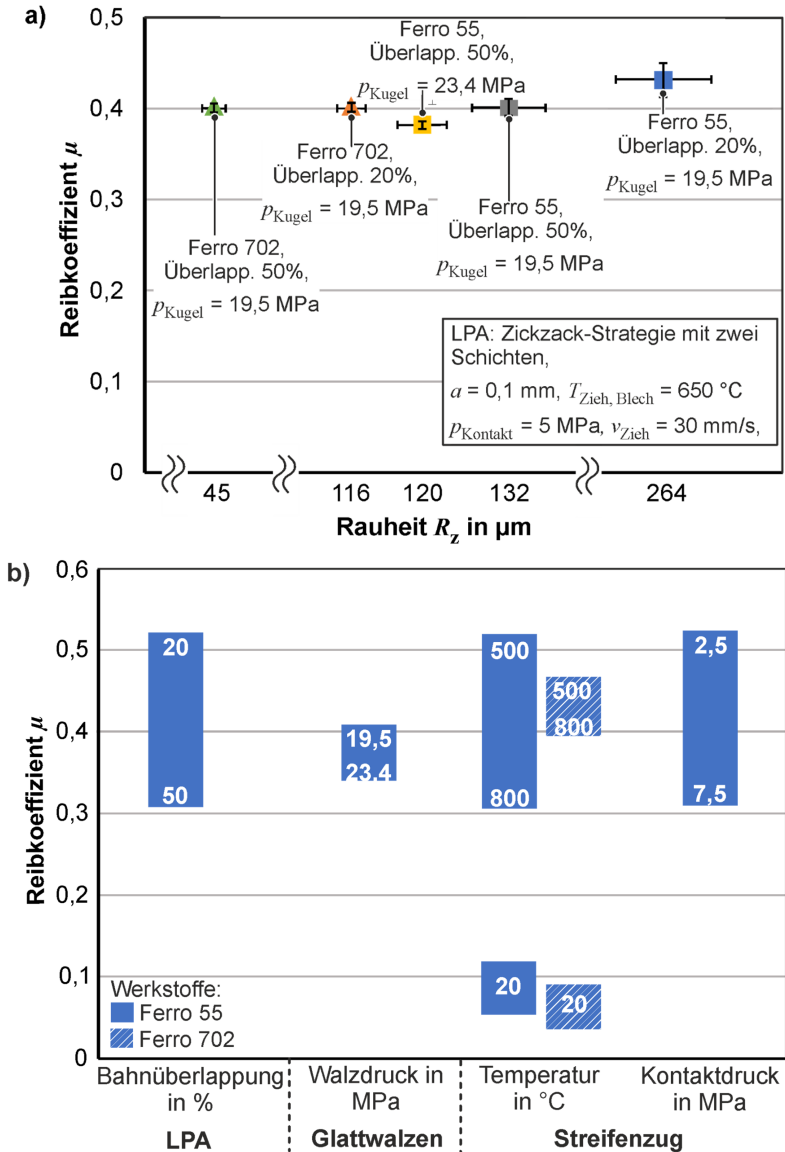


Bild 4.19 a) Vergleich der Rauheit und des Reibkoeffizienten für verschiedene Herstellungsparameter der Reibbackenoberfläche, **b)** Zusammenfassung der Einflussparameter auf den Reibkoeffizienten

Dieser geringfügige Einfluss entspricht der Entwicklung der Oberflächenrauheit mit zunehmendem Walzdruck: Die Rauheit nimmt mit 9 % ebenfalls nur geringfügig ab (Bild 4.19 a). Die Zusammenfassung der Einflussparameter auf den Reibkoeffizienten zeigt, dass die Bahnüberlappung der Schweißraupen den größten Einfluss auf den Reibkoeffizienten bei den Werkzeugoberflächenbedingungen ermöglicht (Bild 4.19 b). Die Ziehbedingungen wie die Temperatur der Platine und der Anpressdruck beeinflussen den Reibungskoeffizienten ebenfalls. Diese beiden Parameter sind voneinander abhängig und werden durch den Warmumformprozess selbst bestimmt.

Analyse des Reibverhaltens von texturierten Werkzeugoberflächen

Um zu untersuchen, wie eine texturierte Werkzeugoberfläche den Werkstofffluss im Presshärteprozess beeinflusst, werden Streifenziehversuche mit erwärmten 22MnB5-Blechen durchgeführt (**Bild 4.20**).

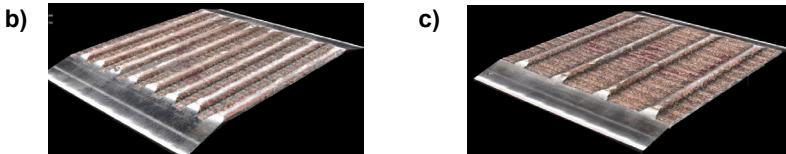
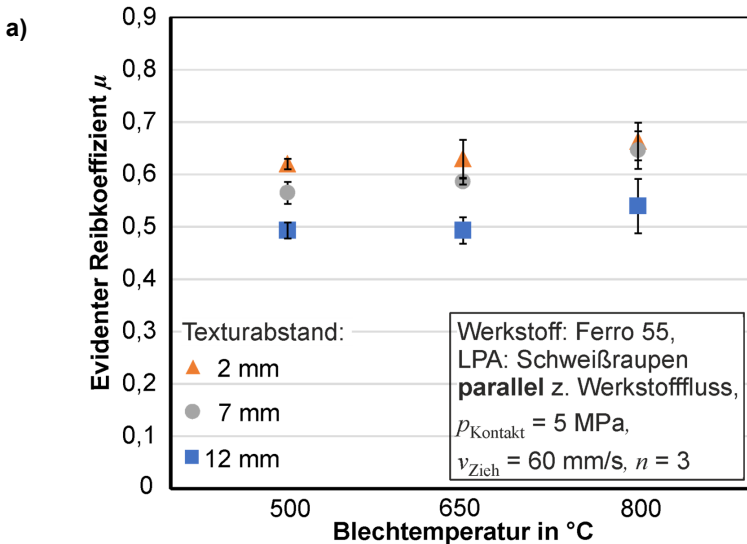


Bild 4.20 a) Experimentell ermittelte Reibkoeffizienten aus dem Streifenziehversuch mit Texturen parallel zum Werkstofffluss, verwendete Reibbacken mit Texturabstand zwischen den einzelnen Schweißraupen von b) 2 mm und c) 7 mm

Diese Untersuchungen dienen als Vorversuche für eine weitere Anwendung im Presshärtewerkzeug, z. B. für den Niederhalter. Die Texturen werden im LPA-Verfahren mit einer Variation der Schweißraupenabstände hergestellt. Zusätzlich wird der Einfluss einer Ausrichtung der Textur parallel und senkrecht zum Werkstofffluss untersucht. Für den Fall, dass die Reibbacken parallel zum Werkstofffluss ausgerichtet sind, steigt der Reibungskoeffizient mit einem geringeren Abstand zwischen den Schweißraupen (Bild 4.20). Die Verwendung der Bezeichnung „evident“ in diesem Zusammenhang wird im Folgenden genauer erläutert.

Infolgedessen wird der Werkstofffluss durch weniger grobe Texturen verlangsamt. Mit steigender Blechtemperatur nimmt auch der Reibkoeffizient zu. Dies ist auf das Eindringen des Blechs durch die Schweißraupen zurückzuführen, die bei höheren Temperaturen zunimmt. Bei den Reibbacken mit einer Textur senkrecht zum Werkstofffluss ist der Reibkoeffizient höher als bei der parallelen Textur (**Bild 4.21**).

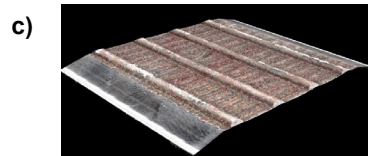
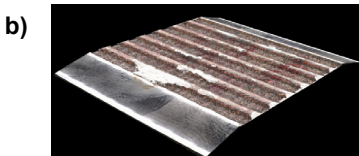
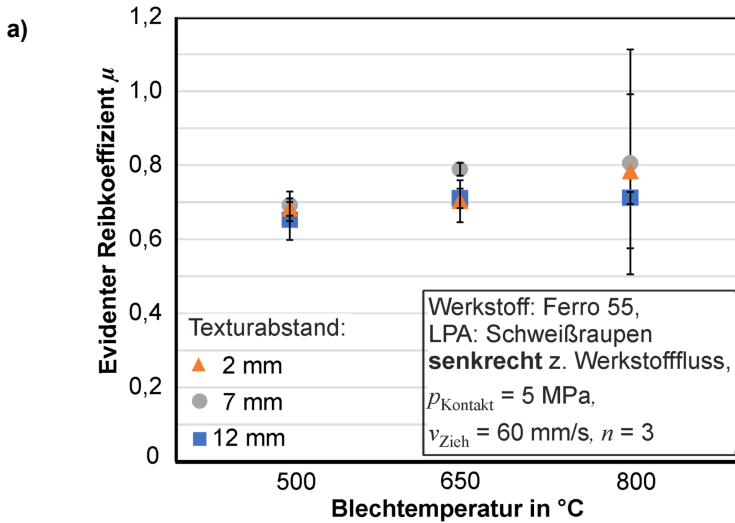


Bild 4.21 a) Experimentell ermittelte Reibkoeffizienten aus dem Streifenziehversuch mit Texturen senkrecht zum Werkstofffluss, verwendete Reibbacken mit Texturabstand zwischen den einzelnen Schweißraupen von **b)** 2 mm und **c)** 7 mm

Bei einer Blechtemperatur von 800 °C erreicht die Streuung des ermittelten Reibkoeffizienten deutlich höhere Werte als bei Blechtemperaturen von 500 °C und 650 °C. Dies ist auf Werkstoffanhaftungen zurückzuführen, die bei der Verwendung der Texturen senkrecht zum Werkstofffluss auftreten. Hier staut sich das Blechmaterial an den Schweißraupen, was bei 800 °C zu einem Reißen des Blechs führt (Bild 4.21 b). Bei größeren Texturen sind die Werkstoffanhaftungen weniger ausgeprägt, da sich hier weniger Blechmaterial aufstaut. Die Streifenziehversuche bei erhöhten Temperaturen zeigen, dass eine durch LPA erzeugte texturierte Werkzeugoberfläche in Kombination mit AlSi-beschichteten 22MnB5-Stahlblechen es ermöglicht, den Werkstofffluss im Warmumformprozess zu beeinflussen. In diesem Zusammenhang sollte eine Textur parallel zum Werkstofffluss gegenüber einer senkrechten Textur bevorzugt werden, da bei letzterer ein Reißen des Blechs bei Temperaturen nahe der Austenitisierungstemperatur (z. B. 800 °C) auftreten kann. Dies ist auf die Herabsetzung der Fließspannung des Blechmaterials bei höheren Temperaturen in Kombination mit Materialanhaftungen an den Schweißraupen, die sich mit den flachen Abschnitten der Werkzeugoberfläche abwechseln, zurückzuführen. Darüber hinaus beeinflusst der Abstand zwischen den Schweißraupen die Intensität, in welcher der Werkstofffluss (entsprechend dem Reibkoeffizienten) verzögert wird.

Aufgrund der oben beschriebenen Effekte kann bei diesen Untersuchungen nicht von klassischer Reibung nach dem Coulomb-Modell unter Berücksichtigung des von Mises-Kriteriums gesprochen werden, da die Reibwerte größtenteils oberhalb des Grenzwerts von $\mu = 0,577$ liegen. Daher wird der Reibkoeffizient hier als evident bezeichnet. Die beschriebenen Effekte werden durch die Analyse der Riefen im Blech zusätzlich deutlich (Bild 4.22).

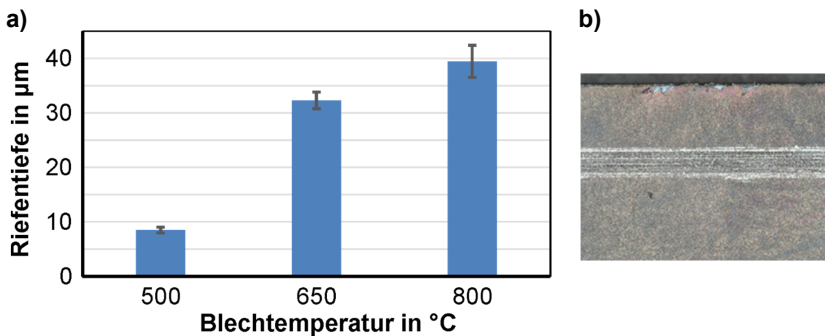


Bild 4.22 a) Auswertung der Riefentiefen auf dem 22MnB5-Blech nach dem Streifenziehen mit Reibbacken mit einem Texturabstand von 7 mm, b) Beispiel für eine Riefe auf dem Blech

Bei höheren Temperaturen wird auch die Tiefe der Riefen intensiver, sodass hier eine lokale Plastifizierung des Blechwerkstoffs bei hohen Temperaturen stattfindet. Eine mögliche Methode zur Vermeidung solcher Effekte stellt das Glattwalzen der Texturen dar, um den (wahren) Kontaktdruck zu reduzieren. Des Weiteren beeinflusst die Ziehgeschwindigkeit das Werkstoffverhalten, indem der evidente Reibkoeffizient bei geringeren Geschwindigkeiten (z. B. 30 mm/s) noch höher ausfällt als hier dargestellt. Daher sollten die Texturen vorzugsweise bei höheren Geschwindigkeiten eingesetzt werden, um den Werkstofffluss bzw. den Wärmehaushalt beim Presshärten zielgerichtet zu beeinflussen. Hierauf wird im weiteren Verlauf dieser Arbeit im Zusammenhang mit der Anwendung auf Presshärtewerkzeuge genauer eingegangen.

Analyse der Eigenspannungen von additiv gefertigten und glattgewalzten Oberflächen

Die Eigenspannungen werden für den Werkstoff Ferro 55 unter Berücksichtigung einer variierenden Bahnüberlappung (LPA) und eines Walzdrucks ermittelt (**Bild 4.23**). In allen Fällen werden Druckeigenspannungen ermittelt. Bei einer Bahnüberlappung von 50 % liegen die Eigenspannungen überwiegend auf einem niedrigeren Niveau als bei einer Bahnüberlappung von 20 %. Nach dem Glattwalzen erreichen die Druckeigenspannungen höhere Werte als nach dem LPA-Verfahren.

Aufgrund der Unebenheiten der mittels LPA hergestellten Werkzeugoberflächen weisen die Röntgenographischen Messungen eine relativ hohe Streuung auf, insbesondere bei kleinen Bahnüberlappungen ($\leq 20\%$). Da sich diese Unebenheiten mit zunehmender Schichtanzahl häufen, wurden nur Proben mit einer Schicht berücksichtigt, um einen erheblichen Einfluss der Unebenheiten auf die gemessenen Eigenspannungen zu vermeiden.

Die Trends der Eigenspannungen stimmen auch mit den entsprechenden Härtewerten überein, d.h. die Zunahme der Härte mit höherem Walzdruck entspricht der Zunahme der Eigenspannungen.

Für den höchsten Walzdruck besteht jedoch die Tendenz, dass die durch das Glattwalzen eingebrachten Eigenspannungen abnehmen. Der Rückgang der Eigenspannungen beim höchsten Walzdruck lässt sich durch das Auftreten von Abplatzungen an der kaltverfestigten Oberfläche erklären, die zu einer Spannungsentlastung führen (s. a. Analyse der Härte in diesem Zusammenhang).

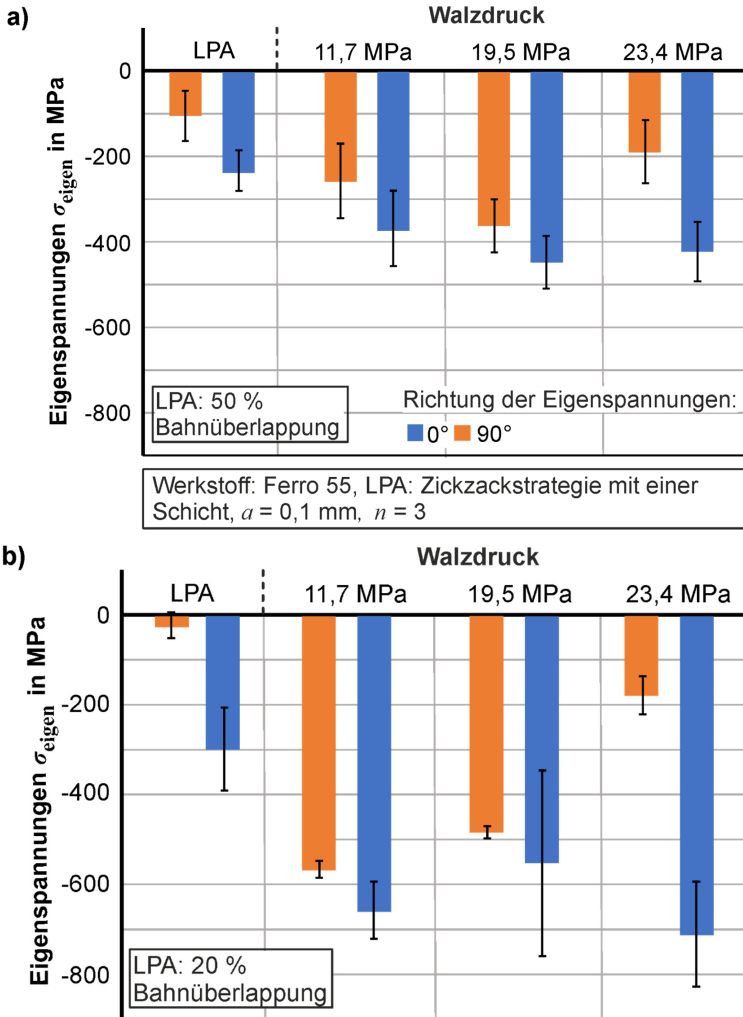


Bild 4.23 Gemessene Eigenstressungen für den Werkstoff Ferro 55 mit einer Bahnüberlappung von **a)** 50 % und **b)** 20 %

Ähnliche Tendenzen zeigen sich bei den Eigenstressungen des Werkstoffs Ferro 702 (**Bild 4.24**): Die ermittelten Eigenstressungen sind Druckstressungen, die durch das Glatzwalzen verstärkt werden. Zusätzlich wird in diesem Fall die Seitenzustellung beim Glatzwalzen für den Walzdruck von 19,5 MPa mit einer Bahnüberlappung von 50 %

(LPA) variiert. Die Ergebnisse dieser Variation zeigen, dass eine größere Seitenzustellung zu geringeren Eigenspannungen führt, d. h. eine Erhöhung des Seitenabstands von 0,1 mm auf 0,5 mm führt zu einer Verringerung der Eigenspannungen um 24 % für die Richtung 0° bzw. 74 % für die Richtung 90°.

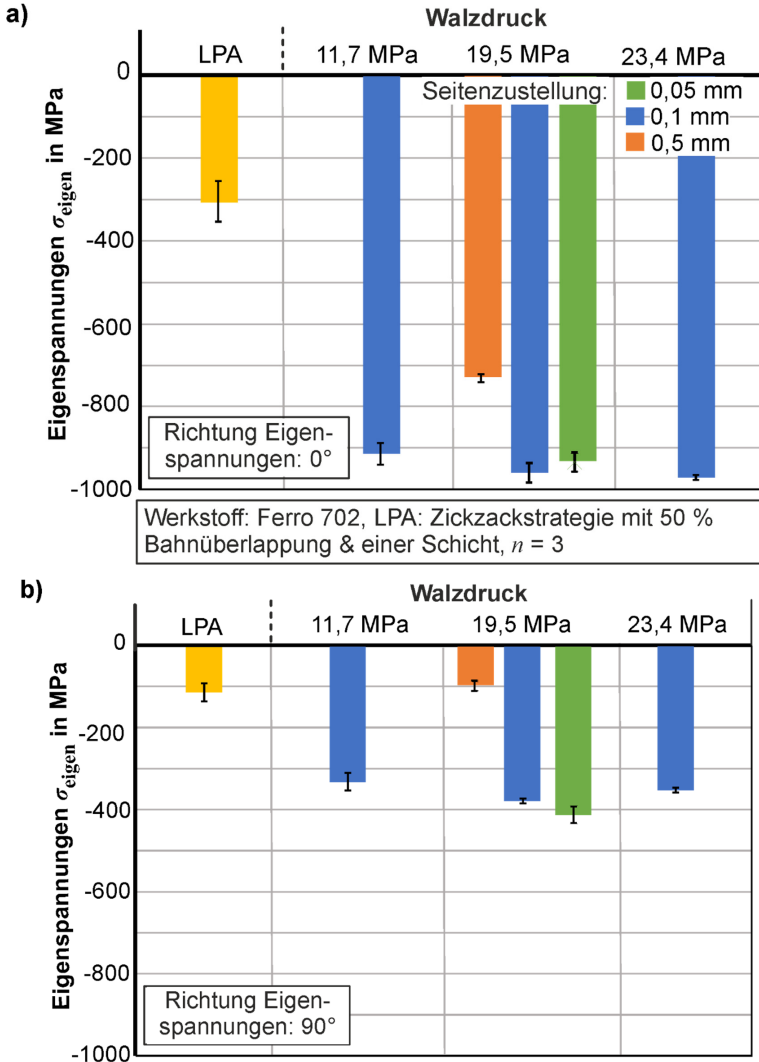


Bild 4.24 Gemessene Eigenspannungen für den Werkstoff Ferro 702 für die Richtungen a) 0° und b) 90°

Die Analyse der Eigenspannungen der mittels LPA hergestellten Werkzeugoberflächen zeigt, dass durch den additiven Fertigungsprozess Druckeigenspannungen induziert werden. Dies ist auf die hohe Abkühlrate im Prozess von typischerweise 103–105 °C/s (Gibson et al., 2015) zurückzuführen, die zu einer Schrumpfung des Materials führt. Die Druckeigenspannungen werden durch das Glattwalzen in Abhängigkeit vom Walzdruck erhöht. Letzterer ist der wichtigste Parameter beim Glattwalzen, was den Einfluss auf die Eigenspannungen angeht (Chomienne et al., 2016).

Die Zustellung beim Glattwalzen beeinflusst die Eigenspannungen weniger stark, da die Zustellungen von 0,1 mm und 0,05 mm fast auf dem gleichen Niveau liegen, während die Zustellung von 0,5 mm aufgrund der kleineren Kontaktfläche des Glattwalzwerkzeugs mit der Werkzeughloberfläche zu einer Verschlechterung der Eigenspannungen führt. In Kombination mit der geringeren Oberflächenrauheit der größten Zustellung wird dies als nicht vorteilhaft für die Oberflächeneigenschaften der Werkzeugoberflächen angesehen. Der Vergleich der beiden Bahnüberlappungen und der daraus resultierenden Eigenspannungen zeigt, dass der höhere Härtegrad der mit einer Bahnüberlappung von 50 % hergestellten Oberflächen zu einem geringeren Einfluss des anschließenden Glattwalzens auf die Höhe der Druckeigenspannungen führt. Letztere unterscheiden sich auch in Abhängigkeit von der Richtung der Eigenspannungen: Die Eigenspannungen weisen für die Richtung des Glattwalzens (0°-Richtung) höhere Werte auf. Die durch das Glattwalzen induzierte plastische Umformung ist also in 0°- und 90°-Richtung nicht gleich hoch, was zu einer Richtungsabhängigkeit der Eigenspannungen führt. Die beobachteten Abweichungen bei den Eigenspannungen des Werkstoffs Ferro 55 sind auf die hohe Oberflächenrauheit zurückzuführen, die zu einer geringeren und unsteten Eindringtiefe der Röntgenstrahlen führt (Li et al., 1995).

Generell sind die durch das Walzen induzierten Druckeigenspannungen für Werkzeugoberflächen vorteilhaft, z. B. im Hinblick auf ihre Lebensdauergerenze (Denkena et al., 2016). Außerdem wirken Druckeigenspannungen einer Rissbildung bzw. -ausbreitung entgegen und bewirken auf diese Weise eine Zunahme der Festigkeit, sodass bspw. die Tragfähigkeit von Bauteilen gesteigert wird (Schulze, 2022).

Insgesamt trägt das Glattwalzen zur Steigerung der Oberflächenintegrität von Bauteilen bei, was neben der Einführung von Druckeigenspannungen auch die Verringerung der Rauheit und die Erhöhung der Härte umfasst. Zusammenfassend lässt sich sagen, dass die Eigenspannungen durch den Walzdruck und die Seitenzustellung beim Glattwalzen am stärksten beeinflusst werden (**Bild 4.25**).

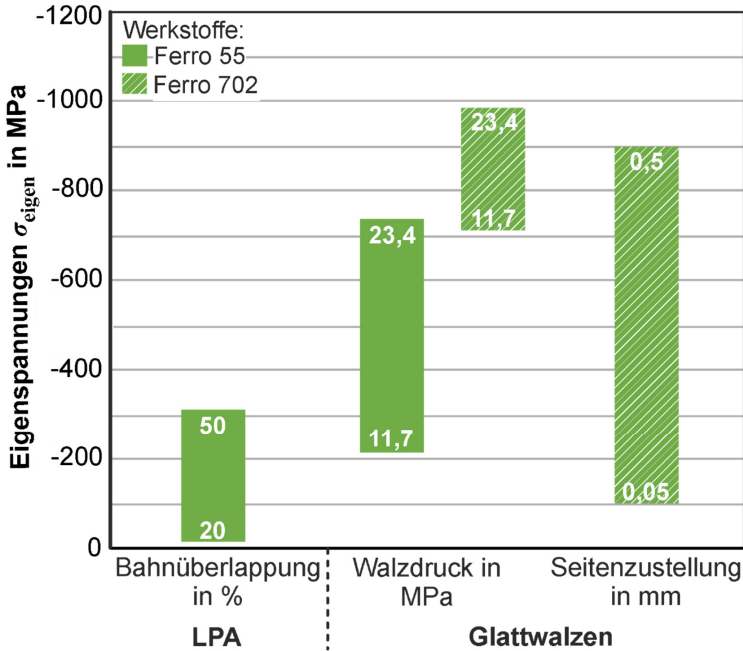


Bild 4.25 Zusammenfassung der Einflussparameter auf die Eigenspannungen

Im Zusammenhang mit einem Werkzeugeinsatz mit erwärmten Blechwerkstücken (wie beim Presshärten) ist zu berücksichtigen, dass die Eigenspannungen durch hohe Temperaturen beeinflusst werden können. Dies wird exemplarisch an auf 100 °C bzw. 200 °C (mit einer Haltezeit von 35 Minuten) erwärmten Proben untersucht, die vor der Durchführung der Messungen vollständig abkühlen (**Bild 4.26**). Die Temperaturen wurden gewählt, um Temperaturbereiche, welche während eines zyklischen Presshärtevorgangs (ohne ausreichende Kühlung) an den Oberflächen der Werkzeuge auftreten können, abzubilden. Durch die Erwärmung der Werkzeugprobe in einem Ofen werden die Druckeigenspannungen im gegebenen Beispiel um bis zu 35 % reduziert, wenn man die nicht erwärmte mit der bei 200 °C vorgewärmten Probe vergleicht. Daraus lässt sich ableiten, dass die Druck-Eigenspannungen während des Einsatzes des Werkzeugs in der Warmumformung verringert werden, wenn das Werkzeug nicht ausreichend oberflächennah gekühlt werden kann. Dies kann sich wiederum negativ auf die Lebensdauer des Werkzeugs auswirken.

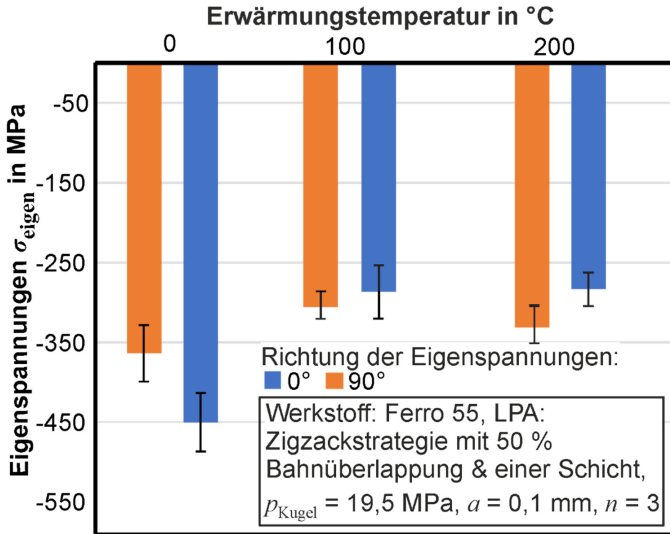


Bild 4.26 Verbleibende Eigenspannungen nach dem Erwärmen der Werkzeugproben

Analyse des Wärmeübergangskoeffizienten von additiv hergestellten und glattgewalzten Werkzeugoberflächen und 22MnB5-Blechen

Die untersuchte Konfiguration der LPA- und Glattwalzparameter für die Werkzeugoberfläche wurde gewählt, weil sie im Vergleich zu den anderen untersuchten Fertigungsrouden die geringste Rauheit aufweist (siehe Ergebnisse oben), sodass die Kontaktbedingungen den konventionell hergestellten Werkzeugoberflächen so nahe wie möglich kommen. Bei additiv gefertigten Werkzeugoberflächen mit einer Bahnüberlappung von 50 %, die anschließend mit einem Walzdruck von 23,4 MPa (und einer Seitenzustellung von 0,1 mm) glattgewalzt werden, zeigt der durchschnittliche Wärmeübergangskoeffizient den Trend eines Anstiegs mit zunehmenden Kontaktdrücken (**Bild 4.27**). Mit zunehmendem Anpressdruck vergrößert sich die tatsächliche Kontaktfläche zwischen der Werkzeugoberfläche und dem Blech, da eine plastische Verformung des (weicheren) Blechmaterials stattfindet. Folglich ist die tatsächliche Kontaktfläche bei niedrigem Druck kleiner, weshalb das Blech langsamer abkühlt. Im Gegensatz dazu führt die mit zunehmendem Druck vergrößerte Kontaktfläche zu einer schnelleren Abkühlung durch eine Erhöhung des Wärmeübergangs. Die analytisch ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten für die Fälle 20 % und 50 % Bahnüberlappung zeigen nur geringe Unterschiede, z. B. ist bei einem Anpressdruck von 2,5 MPa der Wärmeübergangskoeffizient für 50 % Bahnüberlappung um 25 % höher. Für höhere Anpressdrücke zeigt der Wert für den Wärmeübergangskoeffizienten der beiden untersuchten Fälle keine signifikanten Unterschiede.

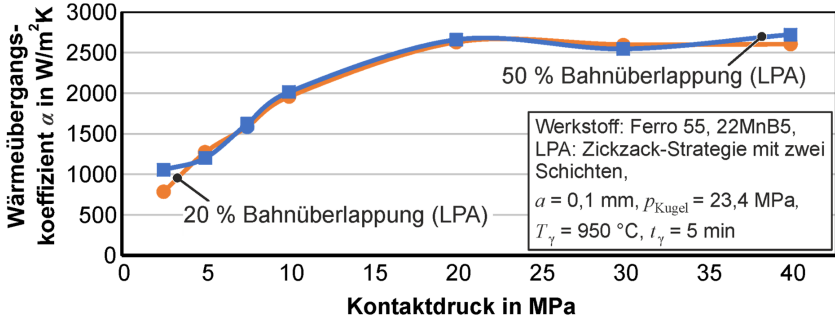


Bild 4.27 Durchschnittlicher Wärmeübergangskoeffizient, der durch Experimente und Simulationen invers bestimmt wurde

Generell liegen die ermittelten Werte für den Wärmeübergangskoeffizienten im Mittel etwas unter denen vergleichbarer Versuche in der Literatur (**Tabelle 4.5**). Obwohl die Werkzeugoberflächen insbesondere für den Fall der Bahnüberlappung von 20 % hohe Oberflächenrauheiten aufweisen, wird der Wärmeübergangskoeffizient hierdurch weniger stark beeinflusst, als durch die deutlicheren Unterschiede der Oberflächenrauheiten für die beiden Bahnüberlappungen.

Tabelle 4.5 Ermittelte Wärmeübergangskoeffizienten mit Vergleich zu Literaturwerten von 22MnB5 und Werkzeugstahl (1.2379)

Kontakt- druck in MPa	Wärmeüber- gangskoeffizient in W/m²K (50 % Bahnüber- lappung)	Wärmeüber- gangskoeffi- zient nach Lechler (2009) in W/m²K	Wärmeüber- gangskoeffizient nach Bosetti et al. (2010) in W/m²K	Wärmeüber- gangskoeffizient nach Löbbe (2019) in W/m²K
2,5	1056	1400	-	-
5	1201	1539	1000	-
7,5	1623	1678	-	2000
10	2015	1818	1500	2200
20	2660	2374	1700	2700
30	2546	2930	2500	3100
40	2722	3486	-	3500

Dabei ist zu berücksichtigen, dass die Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffs Ferro 55 höher ist als die des Werkstoffs 1.2379, so dass die höhere Rauheit (zumindest teilweise) kompensiert wird.

Im Hinblick auf das vorgesehene Einsatzgebiet der untersuchten Werkzeugoberflächen für die Warmumformung ist zu analysieren, wie sich die ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten auf die Eigenschaften des umgeformten Bauteils auswirken, z. B. ob eine ausreichende Abkühlgeschwindigkeit und ein vollständig martensitisches Gefüge erreicht wird. Dies hängt nicht nur von den Oberflächeneigenschaften des Werkzeugs (z. B. der Rauheit), sondern auch von der Geometrie, der Positionierung und der Struktur der Kühlkanäle ab. Ein niedriger Wärmeübergangskoeffizient kann aber auch genutzt werden, um eine verzögerte Abkühlung des Blechs, z. B. im Bereich des Niederhalters, zu erreichen. Auf diese Weise kann der Werkstofffluss in den Umformbereich verbessert werden, da hohe Temperaturgradienten zu Beginn der Umformung vermieden werden.

4.2 Analytische Vorhersage der Oberflächenrauheit nach dem Glattwalzen

4.2.1 Beschreibung des analytischen Modells

Krümmungsverhältnisse

Im Gegensatz zum Modell von Hiegemann (2017) weist die Geometrie der zu walzenden Oberflächen Unterschiede in Form einer periodischen, elliptischen Struktur durch die aufgebrachten Schweißraupen auf. Dies wird bei der Bestimmung der Breite einer Walzspur im Hinblick auf die Kontaktbedingungen der Walzkugel und der elliptischen Oberfläche berücksichtigt.

Um die Oberflächenrauheit nach dem Glattwalzen ermitteln zu können, ist es zunächst notwendig, die Beschaffenheit der Oberfläche nach dem Laserpulverauftragschweißen zu beschreiben. Die Oberfläche wird hierzu als periodisch und die einzelnen Schweißraupen als Ellipsen angenommen (**Bild 4.28 a**). Die Breite der Schweißraupen wird mithilfe der mittleren Rillenbreite R_{Sm} und die Höhe der Oberfläche als R_z definiert. Die Schichthöhe h_{Sch} entspricht dem Anteil der Schweißraupe, welcher sich oberhalb der Oberfläche des Substrats befindet und wird auf 0,9 mm festgelegt (basierend auf entsprechenden Untersuchungen des Maschinenherstellers zum LPA).

Während der Radius r_{11} der Schweißraupe (**Bild 4.28 b**) gegen unendlich läuft, wird der Krümmungsradius r_{12} wie folgt bestimmt (zur Herleitung s. Anhang B):

$$r_{12} = \frac{\left(\frac{RS_m \cdot h_{Sch} \cdot \sqrt{-R_z \cdot (R_z - 2h_{Sch})}}{2 \cdot (2 \cdot R_z \cdot h_{Sch} - R_z^2)} \right)^2}{h_{Sch}}. \quad (4.4)$$

Für eine Kugel ist $r_{21} = r_{22}$, da jeder Punkt auf ihrer Oberfläche denselben Abstand zum Ursprung hat. Auf diese Weise ist es möglich, die Kontaktbedingung während der Härteprüfung anhand der Krümmungsverhältnisse gemäß Hertz (1881) und der Beiwerte gemäß Kunz (2009), welche im Folgenden Anwendung finden, zu bestimmen.

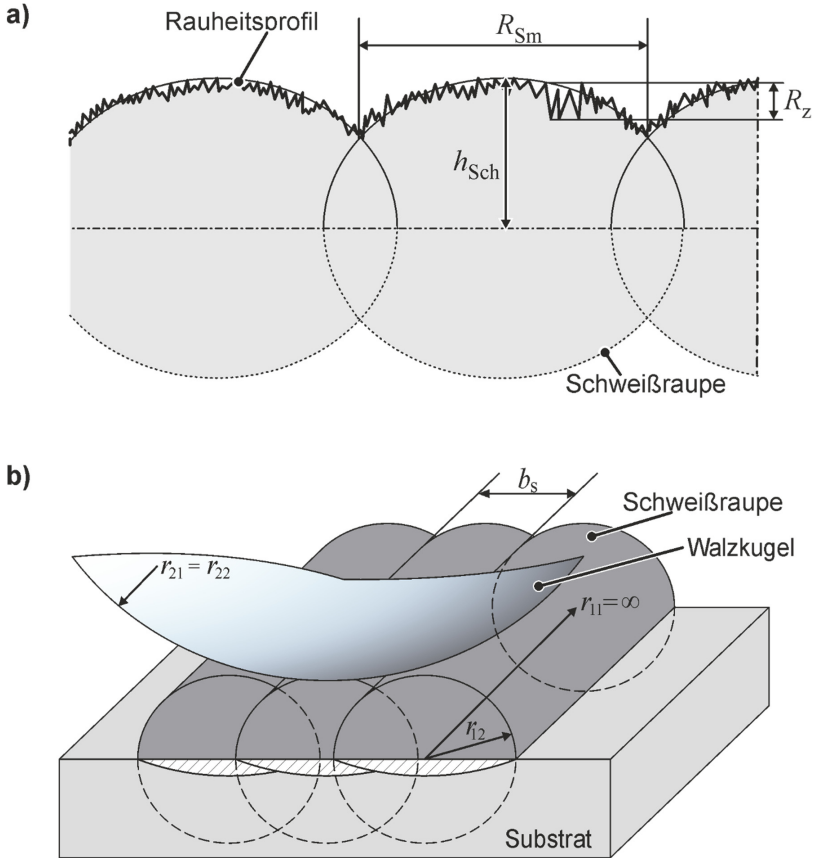


Bild 4.28 a) Oberflächenbeschaffenheit nach dem Laserpulverauftragschweißen, **b)** geometrische Randbedingungen von Walzkugel und laserpulverauftragsschweißter Oberfläche

Plastische Umformung

Da sowohl bei der Härteprüfung nach Brinell eine Kugel als Prüfkörper als auch beim Glattwalzprozess als Kontaktkörper verwendet wird, wird in diesem Fall die Ähnlichkeit zwischen dem rein elastisch geltenden Kontaktmodell nach Hertz (1881) und dem Modell zur Bestimmung der Härte nach Brinell, das auf plastischen Bedingungen basiert, untersucht.

Für die Beschreibung des Prozesses während des Glattwalzens sollen die Gl. (2.2) und Gl. (2.3) verwendet werden. Durch Multiplikation des Drucks p_{Kugel} mit der Fläche kann die Kugelfkraft durch $F_{Kugel} = p_{Kugel} \cdot d_{Kugel}^2 \cdot \pi/4$ ersetzt werden:

$$a_e = C_1 \cdot 2 \cdot r_{\text{Kugel}} \cdot \sqrt[3]{p_{\text{Kugel}}} \cdot k. \quad (4.5)$$

$$b_e = C_2 \cdot 2 \cdot r_{\text{Kugel}} \cdot \sqrt[3]{p_{\text{Kugel}}} \cdot k. \quad (4.6)$$

Dabei wird die kleine und große Halbachse einer elastischen ellipsenförmigen Kontaktfläche von a_e und b_e gebildet (zur Herleitung s. Anhang B). Während die Brinellhärte für verschiedene Werkstoffe gültig ist, jedoch in den oben gezeigten Gl. (4.5) und Gl. (4.6) die werkstoffabhängigen Querkontraktionszahlen und Elastizitätsmoduln enthalten sind, wird dieser Abschnitt durch einen Faktor k ersetzt:

$$k = \sqrt[3]{\frac{3\pi}{16} \cdot \frac{1 - \nu_V^2}{E_V}}. \quad (4.7)$$

Die Gleichung, welche verwendet wird, um die Härte nach Brinell zu bestimmen (DIN EN ISO 6506-1, 2014), wird für die Vergleichbarkeit so angepasst, dass der Funktionswert durch den Durchmesser des Eindrucks $d_{\text{Härte}}$ angezeigt wird:

$$d_{\text{Härte}} = \sqrt{D^2 \cdot \left(1 - \left(1 - \left(\frac{0,102 \cdot 2 \cdot F_{\text{Härte}}}{\pi \cdot D^2 \cdot \text{HBW}_{\text{Grad 5}}}\right)\right)^2\right)}. \quad (4.8)$$

Bei den Berechnungen nach Hertz sowie der Härteprüfung nach Brinell ergeben sich für gleiche Kugeldurchmesser ($d_{\text{Kugel}} = d_{\text{Härte}}$) mit einer definierten Kraft ($F_{\text{Kugel}} = F_{\text{Härte}}$) identische Durchmesser des Eindrucks ($D = d_e$) (Hiegemann, 2017). Somit werden die entsprechenden Kontaktflächen als gleich angenommen ($A_e = A_{\text{Härte}}$). Hierbei wird die Fläche der Härteprüfung nach Brinell als ideale kreisförmige Fläche und die glattzuwählende Fläche als ellipsenförmig dargestellt.

$$A_e = A_{\text{Härte}} \quad (4.9)$$

$$a_e \cdot b_e \cdot \pi = \frac{d_{\text{Härte}}^2 \cdot \pi}{4} \quad (4.10)$$

$$a_e \cdot b_e = \frac{d_{\text{Härte}}^2}{4} \quad (4.11)$$

Durch Einsetzen der Halbachsen der Ellipse a_e und b_e sowie des Durchmessers des Eindrucks $d_{\text{Härte}}$ in Gl. (4.11), aus Gl. (4.9) bzw. (4.10), werden die Beiwerte C_1 und C_2 berücksichtigt:

$$C_1 \cdot C_2 \cdot d_{\text{Kugel}}^2 \cdot \sqrt[3]{p_{\text{Kugel}}^2} \cdot k^2$$

$$= \frac{D^2 \cdot \left(1 - \left(1 - \left(\frac{0,102 \cdot 2 \cdot F_{\text{Härte}}}{\pi \cdot D^2 \cdot \text{HBW}_{\text{Verfahren}}}\right)\right)^2\right)}{4} \quad (4.12)$$

Somit ist die Konstante k wie folgt definiert:

$$k = \frac{\sqrt{D^2 \left(1 - \left(1 - \left(\frac{0,102 \cdot 2 \cdot F_{\text{Härte}}}{\pi \cdot D^2 \cdot \text{HBW}_{\text{Grad 5}}}\right)\right)^2\right)}}{2 \cdot \sqrt{C_1 \cdot C_2} \cdot D \cdot \sqrt[3]{\frac{F_{\text{Härte}} \cdot 4}{D^2 \cdot \pi}}} \quad (4.13)$$

Wird die Konstante k nach Gl. (4.13) wiederum in die Gl. (4.5) und Gl. (4.6) eingesetzt, ist eine Ermittlung der bleibenden Walzspurbreite anhand der geometrischen Bedingungen des Walzprozesses und der Härte nach Brinell möglich:

$$d_{\text{Walzspur}} = d_{\text{Kugel}} \cdot \sqrt[3]{p_{\text{Kugel}}} \cdot \frac{\sqrt{D^2 \left(1 - \left(1 - \left(\frac{0,102 \cdot 2 \cdot F_{\text{Härte}}}{\pi \cdot D^2 \cdot \text{HBW}_{\text{Grad 5}}}\right)\right)^2\right)}}{\sqrt{C_1 \cdot C_2} \cdot D \cdot \sqrt[3]{\frac{F_{\text{Härte}} \cdot 4}{D^2 \cdot \pi}}} \quad (4.14)$$

Die Näherungsformel nach Gl. (2.6) erlaubt die Bestimmung der bleibenden Eindringtiefe nach dem Glattwalzen:

$$\delta_{\text{pl}} \approx \left(\frac{d_{\text{Walzspur}}}{2}\right)^2 \cdot \frac{1}{r_{\text{Kugel}}} \quad (4.15)$$

Fließspannung

Die Fläche zwischen der Walzkugel und der laserpulverauftragsschweißten Oberfläche wird durch Addition des elastischen und plastischen Anteils ermittelt:

$$A_{\text{el,pl}} = \frac{(d_{\text{el}} + d_{\text{walzspur}})^2 \cdot \pi}{4} \quad (4.16)$$

Dabei wird der elastische Durchmesser d_{el} mittels der Gl. (2.2) und Gl. (2.3) bestimmt. Im Folgenden wird der elastisch-plastische Durchmesser $d_{\text{el,pl}}$ verwendet, welcher sich aus dem elastischen Durchmesser und dem plastischen Walzspurdurchmesser d_{Walzspur} (Bild 2.22) zusammensetzt:

$$d_{\text{el,pl}} = d_{\text{el}} + d_{\text{walzspur}} \quad (4.17)$$

Zur Beschreibung der Umformung wird der Umformgrad φ basierend auf den Arbeiten von Hiegemann (2017) wie folgt verwendet:

$$\varphi = \ln \left(\frac{R_z \text{ gewalzt}}{R_z \text{ unbearbeitet}} \right). \quad (4.18)$$

Die Rauheit nach dem Glattwalzen $R_z \text{ gewalzt}$ wird aus der unbearbeiteten Rautiefe $R_z \text{ unbearbeitet}$ und der bleibenden Eindringtiefe nach dem Glattwalzen δ_{pl} bestimmt, sodass gilt:

$$\varphi = \ln \left(\frac{R_z \text{ unbearbeitet} - \delta_{\text{pl}}}{R_z \text{ unbearbeitet}} \right). \quad (4.19)$$

Zur Ermittlung der Fließspannung in diesem Modell wird die Dehnung

$$\varepsilon_{\text{pl}} = \left(1 - \frac{R_z \text{ gewalzt}}{R_z \text{ unbearbeitet}} \right) \quad (4.20)$$

in der Gl. (2.16) durch den Umformgrad φ ersetzt. Hieraus folgt für die Fließspannung k_f , welche im Weiteren Anwendung findet:

$$k_f = \frac{8}{3\pi} \cdot \frac{F_{\text{Kugel}}}{d_{\text{el,pl}}^2 \cdot (\varphi)^2}. \quad (4.21)$$

Rauheit

Zur Berechnung der Rauheit nach dem Glattwalzen $R_z \text{ gewalzt}$ wird die Gl. (2.15) verwendet, wobei die Fließspannung entsprechend Gl. (4.21) ermittelt wird:

$$R_z \text{ gewalzt} = R_z \text{ unbearbeitet} \cdot \left(1 - \left(\frac{2}{3} \sqrt{\frac{p_{\text{Nk}(z)}}{k_f}} \right) \right). \quad (4.22)$$

Dabei wird der gemittelte Kontaktdruck $p_{\text{Nk,gem}}$ als Quotient aus der Kraft der Walzkugel F_{Kugel} und der elastisch-plastischen Kontaktfläche $A_{\text{el,pl}}$ angegeben. Nach Zhao et al. (2000) beginnt ein vollplastischer Kontakt im Fall $p_{\text{Nk,gem}} = \text{HBW}$, d. h. der Anpressdruck ist gleich dem Härtewert und überschreitet diesen nicht. Folglich werden für die Berechnung von $R_z \text{ gewalzt}$ die folgenden Randbedingungen verwendet:

$$p_{\text{Nk,max}} = \begin{cases} \frac{3}{2} \cdot \frac{F_K}{A_{\text{el,pl}}} \cdot \left(1 - \frac{a^2}{d_{\text{el,pl}}^2} \right), & \text{für } p_{\text{Nk,gem}} \leq \text{HBW} \\ \frac{3}{2} \cdot \text{HBW} \cdot \left(1 - \frac{a^2}{d_{\text{el,pl}}^2} \right), & \text{für } p_{\text{Nk,gem}} > \text{HBW}. \end{cases} \quad (4.23)$$

4.2.2 Vorhersage der Rauheit

Für die analytische Vorhersage der Oberflächenrauheit nach dem Glattwalzen wird das oben beschriebene Modell mit dem Ziel angewendet, aufwendige Experimente zur Untersuchung der resultierenden Rauheit zu vermeiden. Der Vergleich der analytischen und der experimentellen Werte der Oberflächenrauheit für zwei verschiedene Walzdrücke zeigt eine Abweichung von durchschnittlich 6 % (Bild 4.29).

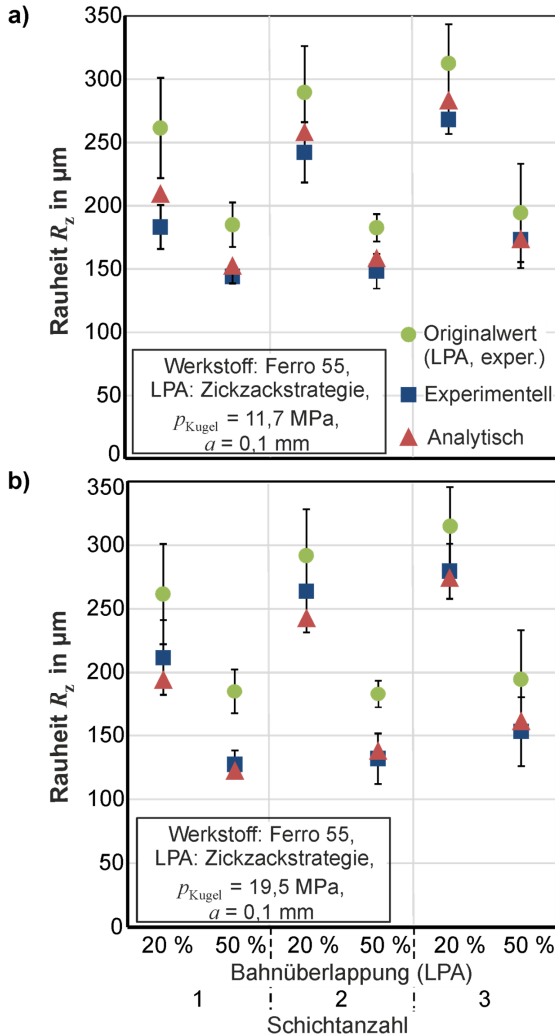


Bild 4.29 Vorhersage der Rauheit für Walzdrücke von **a)** 11,7 MPa und **b)** 19,5 MPa

Die analytischen Ergebnisse zeigen, dass eine Erhöhung des Walzdruckes zu einer geringeren Oberflächenrauheit für die beiden Bahnüberlappungen von 20 % und 50 % führt. Bei den experimentellen Ergebnissen besteht jedoch die Tendenz, dass die Bahnüberlappung von 20 % nach dem Glattwalzen mit einem Druck von 19,5 MPa zu einer etwas höheren Oberflächenrauheit führt im Vergleich zu 11,7 MPa. Dabei kommt es nicht nur zu einer Abflachung der Rauheitsspitzen, sondern auch zu einer Verstärkung der Täler zwischen den Schweißbraunen, insbesondere für die Anzahl von einer und zwei Schichten aufgrund der im Vergleich mit einer Bahnüberlappung von 50 % fehlenden Auffüllung der Täler zwischen den Schweißbraunen. Dieser Effekt wird durch das analytische Modell nicht abgebildet und führt zu einer Unterschätzung der Rauheit nach dem Glattwalzen für eine Bahnüberlappung von 20 %. Folglich führt eine höhere Bahnüberlappung, z. B. 50 %, zu einer zuverlässigeren Vorhersage der Oberflächenrauheit nach dem Glattwalzen durch das Modell, da solche Effekte wie bei kleineren Überlappungen, z. B. 20 %, nicht auftreten.

Die genauere Betrachtung der analytisch ermittelten Rauheitswerte mit einem umfangreicheren Vergleich mit den experimentell ermittelten Werten bzgl. unterschiedlicher Walzdrücke zeigt ebenfalls eine gute Übereinstimmung für die Bahnüberlappung von 50 % (Bild 4.30).

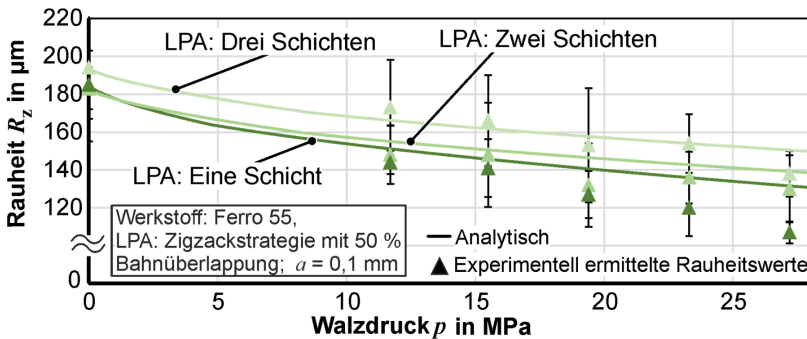


Bild 4.30 Analytisch ermittelte Rauheitswerte für den Werkstoff Ferro 55 mit einer Bahnüberlappung von 50 %

Die Analyse der Rauheitswerte über verschiedene Walzdrücke zeigt, dass das Modell für den im hier vorliegenden Anwendungsfall relevanten Walzdruckbereich (insbesondere bis 23,4 MPa) anwendbar ist. Dabei liegt die Abweichung im Mittel bei maximal 10 %. Insbesondere die für den Einsatz im Werkzeugbereich relevanteren Schichtzahlen von mehr als zwei zeigt eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den analytisch und experimentell ermittelten Werten. Die stellenweise größeren Abweichungen bei einer Schicht für höhere Walzdrücke sind vernachlässigbar, da sie für die meisten Anwendungsfälle nicht von besonderer Relevanz sind (eine einzelne Schicht wird meistens für

Beschichtungen angewendet). Für die Bahnüberlappung von 20 % liegt ebenfalls eine gute Übereinstimmung über die unterschiedlichen Walzdrücke vor (**Bild 4.31**).

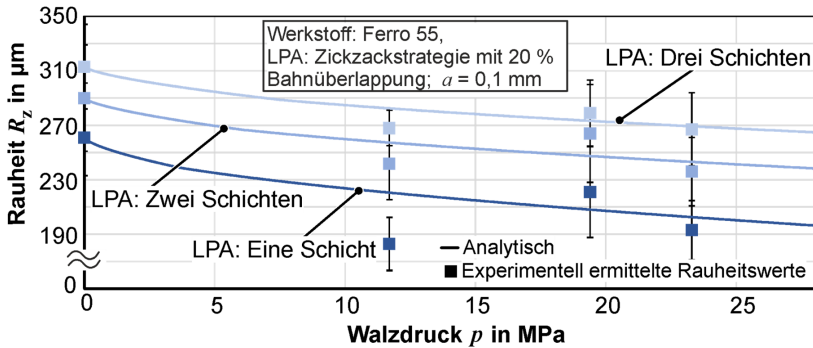


Bild 4.31 Analytisch ermittelte Rauheitswerte für den Werkstoff Ferro 55 mit einer Bahnüberlappung von 20 %

In diesem Zusammenhang fällt auf, dass die Rauheitswerte bei dem höchsten untersuchten Walzdruck wiederum geringer werden und mit einer Abweichung von weniger als 5 % die beste Übereinstimmung zwischen Analytik und Experiment liefert. Ein möglicher Grund hierfür ist die deutlichere Abflachung der Schweißraupen durch den höheren Walzdruck, sodass eine stärkerer Angleich an die Täler zwischen den Schweißraupen erfolgt.

Für den Werkstoff Ferro 702 fällt die Übereinstimmung der analytisch ermittelten mit den experimentell bestimmten Werten schlechter aus. Anhand der Annahmen bzw. Randbedingungen, welche bisher für den Werkstoff Ferro 55 getroffen wurden, fällt die Abweichung vergleichsweise hoch aus (**Bild 4.32**). Hierbei ist zu berücksichtigen, dass beim Glattwalzen des Werkstoffs Ferro 702 eine deutlich stärkere Plastifizierung durch seine geringere Härte stattfindet. Hieraus folgt eine größere Fehleranfälligkeit des Modells, da es im Wesentlichen auf Randbedingungen für den elastischen Bereich basiert. Eine mögliche Abhilfe hierfür stellt die Anpassung des Faktors aus Gl. (4.23) dar, um die Bestimmung des Kontaktdrucks in diesem Fall zu präzisieren. Die genaue Ermittlung dieses Faktors ist bspw. mittels der Durchführung von Stauchversuchen und anschließenden Härtemessungen möglich, um eine Beziehung zwischen der Einebnung bei einem definierten Druck und der damit verbundenen Plastifizierung des Werkstoffs herzustellen.

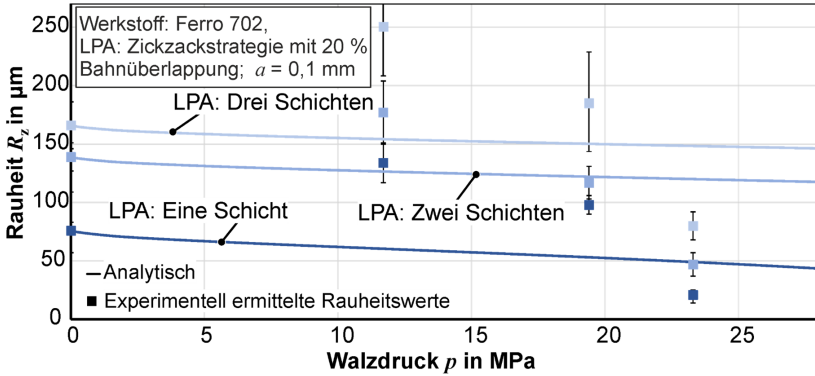


Bild 4.32 Analytisch ermittelte Rauheitswerte für den Werkstoff Ferro 702 mit einer Bahnüberlappung von 20 %

4.3 Fazit

Die vorgestellten Untersuchungen charakterisieren den Einfluss variiertes Parameter im LPA- und Glattwalzprozess auf die Oberflächenqualität von Werkzeugstählen für den Einsatz beim Presshärten. Für die vorgestellten Verfahren des LPA und des Glattwalzens konnte gezeigt werden, dass diese Verfahren für die Herstellung von Werkzeugoberflächen praktikabel sind. Das Glattwalzen ist in der Lage, eine Verbesserung der Oberflächenintegrität von additiv gefertigten Werkzeugstahloberflächen zu erreichen. Durch das Glattwalzen kann die aus dem LPA-Prozess resultierende Oberflächenrauheit bei Ferro 702 um bis zu 75 % und bei Ferro 55 um bis zu 35 % reduziert werden - abhängig vor allem von der Bahnüberlappung (LPA) und dem Glattwalzdruck. Die Vorhersage der Rauheit nach dem Glattwalzen ist durch die Anwendung des Prinzips des analytischen Modells von Hiegemann (2017) möglich. Aufgrund der durchschnittlichen Abweichung von den experimentellen Ergebnissen von 6 % für den Werkstoff Ferro 55 bietet die analytische Rauheitsvorhersage den Vorteil, dass auf eine experimentelle Charakterisierung der Oberflächenrauheit nach dem Glattwalzen verzichtet werden kann. Das Reibungsverhalten der untersuchten Werkzeugoberflächen in Kombination mit AISi-beschichteten 22MnB5-Blechen zeigt für den Werkstoff Ferro 55 eine Korrelation mit der Oberflächenrauheit der Werkzeuge, d. h. der Reibungskoeffizient steigt um 12 % bei einer Erhöhung der Oberflächenrauheit um 55 %. Den größten Einfluss hat dabei die Bahnüberlappung aus dem LPA-Prozess. Zusätzlich induziert das Glattwalzen der additiv gefertigten Werkzeugoberflächen Druckeigenspannungen in Richtung des Glattwalzens und senkrecht dazu, was zu einer höheren Dauerfestigkeit der Werkzeuge führt. Im Überblick weisen die hergestellten Werkzeugoberflächen die folgenden Eigenschaften auf:

- Höhere Rauheit im Vergleich zu konventionell hergestellten Werkzeugen
- Gehärtete Werkzeugoberfläche nach dem ersten Fertigungsschritt (je nach Werkstoff)
- Reibungsverhalten vergleichbar mit bekannten Presshärtebedingungen
- Geringfügig niedrigere Wärmeübergangskoeffizienten im Vergleich zu konventionellen Werkzeugoberflächen

Die beiden untersuchten Werkstoffe Ferro 55 und Ferro 702 unterscheiden sich hinsichtlich des Einsatzgebietes in ihrer Eignung für die Herstellung von Presshärte-Werkzeugen, da sie eine große Bandbreite an einstellbaren Parametern aufweisen (**Bild 4.33**).

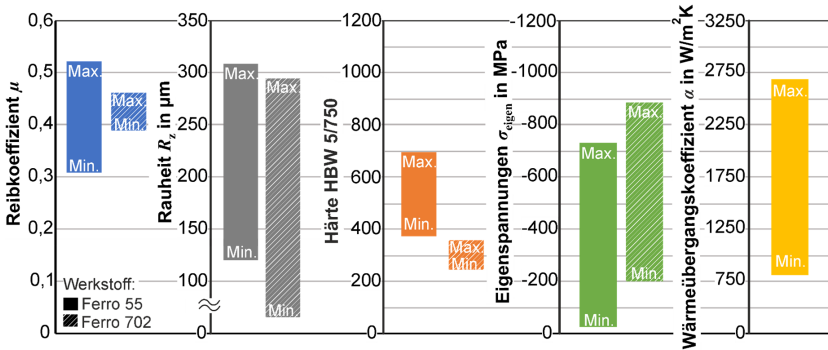


Bild 4.33 Zusammenfassung der durch LPA und Glattwalzen einstellbaren Eigenschaften mit entsprechenden Grenzwerten

5 Entwicklung der Kühlkanalfertigung mittels Laserpulverauftragschweißens

In diesem Kapitel wird die Entwicklung der Strategien für die Kühlkanalfertigung in Presshärterwerkzeugen beschrieben sowie verschiedene Kanalformen vor dem Hintergrund der Eignung für das Presshärten untersucht.²

5.1 Experimentelle Erprobung von Baustrategien

Bei der additiven Fertigung von Kühlkanälen mittels Laserpulverauftragschweißens wird zunächst ein offener Kühlkanal in das Substrat gefräst (**Bild 5.1**). Als Pulverwerkstoff wird der Ferro 55 verwendet, da dieser nach dem LPA bereits gehärtet ist (und somit keine weitere Wärmebehandlung notwendig ist). Anschließend wird zum Verschießen ein dünnwandiges Schweißgut aufgebracht.

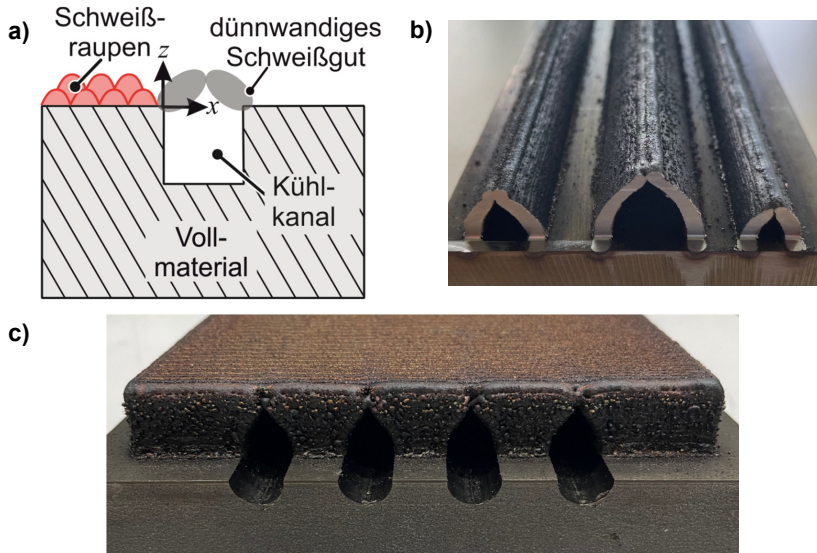


Bild 5.1 a) Strategie zur Fertigung von Kühlkanälen mittels Laserpulverauftragschweißens und vorherigem Fräsen sowie Vorversuche zu tropfenförmigen Kanälen b) vor bzw. c) nach Auffüllen der Zwischenbereiche (Werkstoff: Ferro 55)

² Teile dieses Kapitels sind in Zusammenarbeit mit R. Stücka im Rahmen seiner Masterarbeit zum Thema „Untersuchung additiv gefertigter Kühlkanäle in Presshärterwerkzeugen“ entstanden. Außerdem sind Teile dieses Kapitels in Komodromos et al. (2022) veröffentlicht.

Dieses wird schichtweise aufgebracht, wobei die einzelnen Schichten in alternierendem Wechsel auf den beiden Seiten des Kanals aufgetragen werden. Die Bereiche zwischen den verschlossenen Kühlkanälen müssen im alternierenden Wechsel zum Aufbau der Kanalwand sukzessive aufgefüllt werden, da es bei einem separaten Aufbau des Kühlkanals und des Zwischenbereichs zu einer Kollision der Pulverdüse mit dem bereits erstarrten Schweißgut kommen würde.

Bei der additiven Fertigung der Kühlkanäle mit Auffüllen der Zwischenbereiche ist zu beobachten, dass die Oberfläche nach dem Laserpulverauftragschweißen nicht eben ist. Dies ist auf die Wärmeleitung in den verschiedenen Bereichen des Bauteils zurückzuführen: während im geschweißten Vollkörper die Wärme schneller abgeleitet wird, verbleibt sie im Bereich des Kühlkanals für eine längere Zeit. Durch den so entstehenden Temperaturgradienten erstarrt dieser Bereich langsamer als die benachbarten Bereiche, wodurch es zu den geometrischen (sowie wahrscheinlich mikrostrukturellen) Abweichungen im Bauteil kommt. Da die Kühlkanal-Wände und die benachbarten bzw. zwischenliegenden Bereiche mit unterschiedlichen Aufbaustrategien beim Laserpulverauftragschweißen gefertigt werden (**Tabelle 5.1**), ist die Anbindung dieser zwei Bereiche ein wesentlicher Aspekt. Da die Spurbreite der Schweißraupen aufgrund des Düsendurchmessers von 3 mm sowie basierend auf den Erfahrungen vorangegangener Untersuchungen mit 2,7 mm definiert ist, wird der Abstand vom Mittelpunkt der Schweißbahn der Kühlkanalwand zum aufzufüllenden Bereich zunächst mit 1,4 mm festgelegt (**Bild 5.2 a**).

Tabelle 5.1. Verwendete Parameter zur Fertigung von Kühlkanalstrukturen

	Dünnwandiges Schweißgut (Kühlkanal-Wand)	Auffüllen (zwischen den Kanälen)
Anfangs-Laserleistung	2500 W	2000 W
Bahnüberlappung	/	50 %
Aufbau-/Bahnstrategie	/	Zickzack
Schichthöhe	0,45 mm / 0,6 mm	0,9 mm
Pulvermenge	16 g/min	12 g/min
Vorschub	1000 mm/min	1000 mm/min

Jedoch findet in diesem Fall keine Anbindung der beiden Bereiche statt (**Bild 5.2 b-c**). Zusätzlich ist während des Prozesses des Laserpulverauftragschweißens zu beobachten, dass die Kühlkanalwände höher aufgebaut werden, als die Schichten zum Auffüllen. Da dies zu einer Kollision des Schweißguts mit der Pulverdüse führen kann, wird die Schichthöhe der Kühlkanalwand von 0,45 mm auf 0,6 mm heraufgesetzt, um so die Schichtzahl zu reduzieren und die Anbindung zwischen Kanalwand und Auffüllbereich

zu gewährleisten. Zusätzlich werden folgende Maßnahmen getroffen, um die im Rahmen umfangreicher Vorversuche festgestellten Defekte bei der Anbindung zu vermeiden:

- Annäherung des Vollkörpers an die Kühlkanalwand über
 - Anpassung des Abstands der Schweißraupen (Auffüllbereich) zur Kanalwand
 - Anpassung des Radius in der oberen Hälfte der Tropfenform

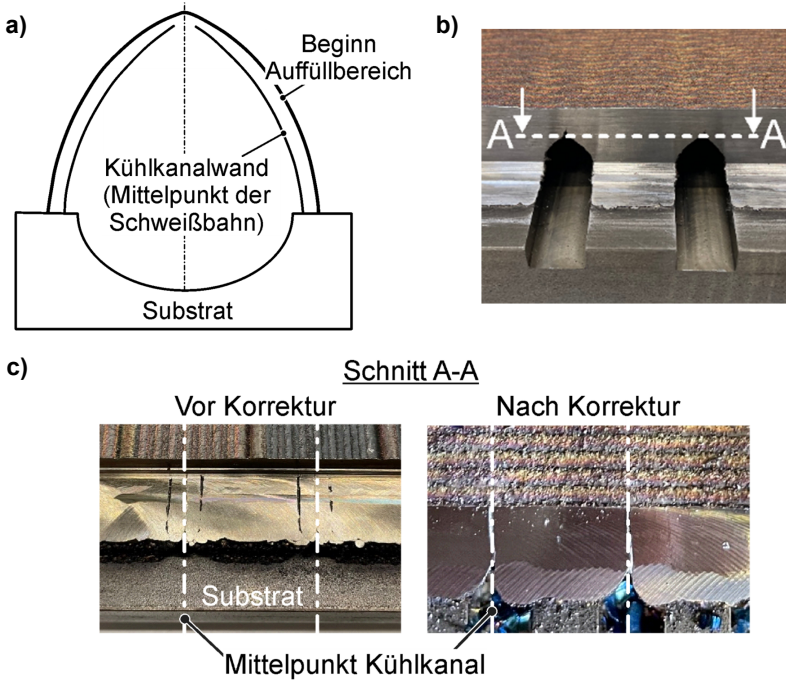


Bild 5.2 a) Detail-Skizze zur Fertigung von Kühlkanälen mittels LPA, b) reale tropfenförmige Kühlkanäle mit einer Breite von 10 mm und einem Abstand von 15 mm, c) Anbindungsfehler links und rechts des Mittelpunkts der Kanäle und Behebung zwischen dünnwandigem Schweißgut und aufzufüllendem Bereich

Mögliche Gründe für die beschriebenen Anbindungsfehler sind im vorliegenden Fall in der Tatsache zu finden, dass der Prozess des Laserpulverauftragschweißens mit unterschiedlichen Winkelstellungen der Pulverdüse einhergeht. Somit sind die zuvor für eine senkrechte Position der Pulverdüse ermittelten Parameter nicht ausnahmslos auf andere Zustände übertragbar. Es kann sich bspw. der Abstand des Schmelzbades zur Fokusebene des Lasers verändern, sodass die Bildung des Schmelzbades nicht ausreicht, da

der kritische Bereich für die Energiedichte nicht eingehalten wird. Weitere Einflussfaktoren stellen hier eine Schwankung der tatsächlichen Pulverrate oder der Laserleistung dar.

Basierend auf den oben genannten Erkenntnissen wird die Herstellung von tropfenförmigen Kühlkanälen im LPA-Prozess untersucht. Während der Versuche wird die Breite der Kühlkanäle zwischen 6 mm und 10 mm und der Abstand zwischen den Kanälen zwischen 6 mm und 8 mm bzw. 10 und 15 mm variiert. Nach dem LPA-Prozess werden die Oberflächen der Werkzeugproben glattgewalzt. Die Auswertung der Rauheit R_z (mittels Lichtstreifenprojektion am Keyence VR5200) nach dem LPA-Prozess zeigt, dass die Proben mit einer Kühlkanal-Breite b von 10 mm eine um bis zu 50 % höhere Rauheit aufweisen als die mit einer Breite von 6 mm (**Bild 5.3**).

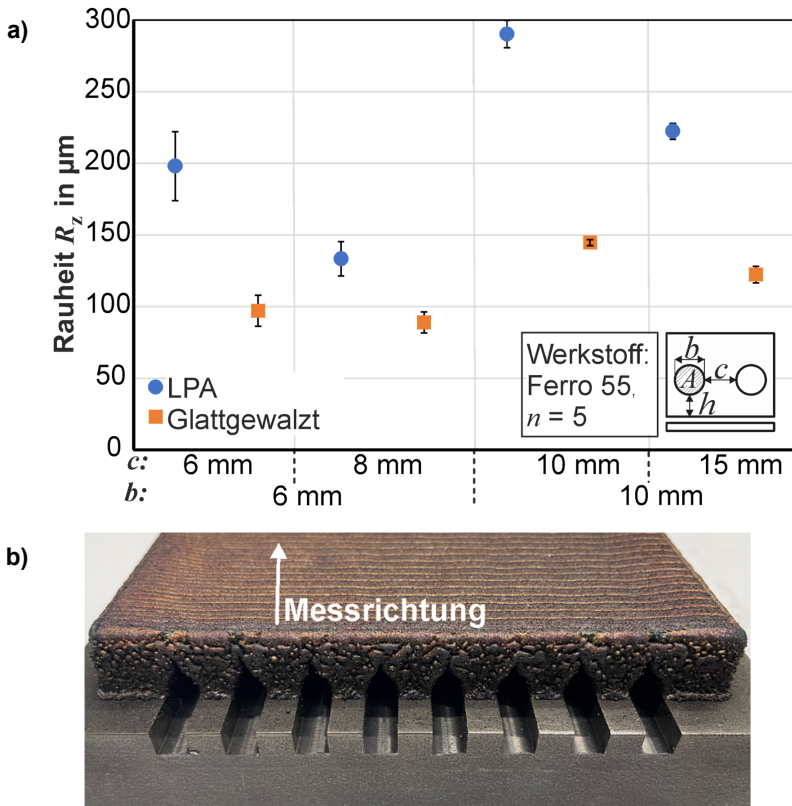


Bild 5.3 a) Oberflächenrauheit der Kühlkanalproben mit tropfenförmigen Kühlkanälen, b) Messrichtung für die Rauheit (senkrecht zu den Schweißraupen) der Kühlkanalproben, hier mit einer Breite von 6 mm und einem Abstand von 8 mm

Nach dem Glattwalzen sind die Rauheitsspitzen um ca. 50 % eingeebnet (außer bei einem Abstand zwischen den Kanälen von 8 mm mit 33 %). Die Ergebnisse zeigen, dass das Oberflächenprofil sowohl von der Breite als auch vom Abstand der Kühlkanäle beeinflusst wird. Während die Rauheit senkrecht zu den Schweißraupen gemessen wird, wird die Welligkeit parallel zu ihnen gemessen. Die Oberfläche der Werkzeugproben mit einer Kanalbreite von 6 mm weist eine um bis zu 30 % geringere Welligkeit auf als die der Proben mit einer Breite von 10 mm (**Bild 5.4**). Nach dem Glattwalzen ist die Welligkeit um bis zu 17 % geringer.

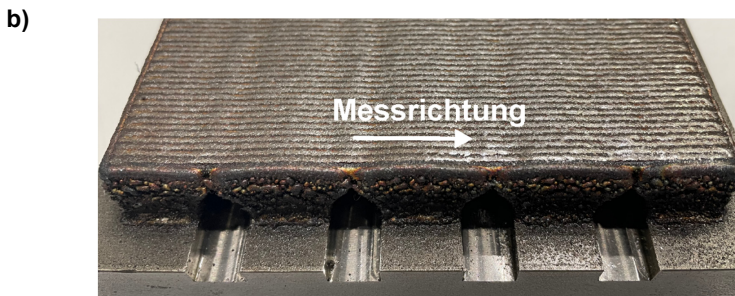
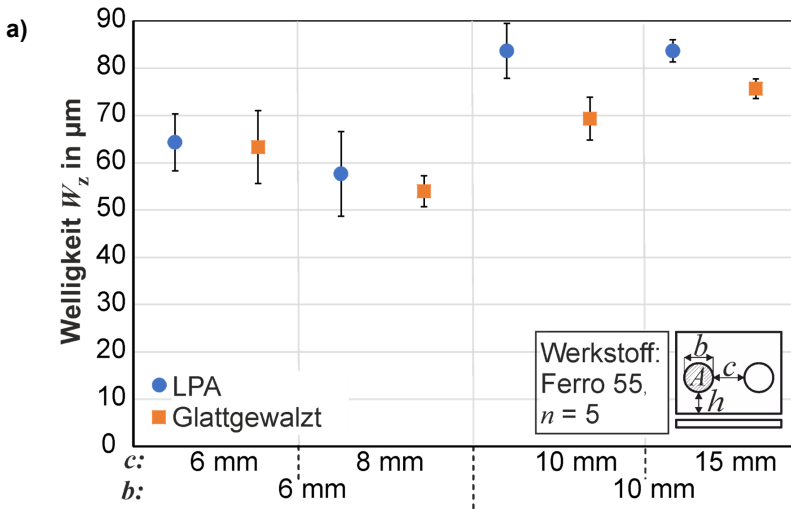


Bild 5.4 a) Welligkeit der Kühlkanalproben mit tropfenförmigen Kühlkanälen, **b)** Messrichtung für die Welligkeit (parallel zu den Schweißraupen) der Kühlkanalproben, hier im glattgewalzten Zustand mit einer Breite von 10 mm und einem Abstand von 15 mm

Sowohl die Ergebnisse der Rauheits- als auch der Welligkeitsmessungen zeigen, dass beide Werte höher ausfallen, je größer die Kanalbreite und je größer der Abstand zwischen den Kanälen ist. Dies ist zum einen darauf zurückzuführen, dass hierdurch der Temperaturgradient zwischen den Kanal- und den Auffüllbereichen insbesondere beim Abkühlen deutlicher ausfällt. Dies wird zusätzlich durch die unterschiedlichen verwendeten Laserleistungen in den beiden Bereichen beeinflusst. Hierdurch erfolgt die Erstarrung des abgeschiedenen Pulverwerkstoffs nicht homogen, sondern zu unterschiedlichen Zeitpunkten. Denn durch die höhere Wärmeleitfähigkeit des Stahlwerkstoffs (im Gegensatz zu Luft) erfolgt die Wärmeabfuhr zwischen den Kanälen schneller als über dem Kanal. Darüber hinaus können Schwankungen in der Pulverrate dazu führen, dass (lokale) Schwankungen der Schichthöhen auftreten, sodass z. B. der Kühlkanal höher aufgebaut wird. Durch kleinere Kanäle (mit geringen Abständen) kann dies besser kompensiert werden. Daher sollten auf Basis dieser Untersuchungen für die Kühlkanalfertigung in Presshärtewerkzeugen Kanäle mit Breiten kleiner als 10 mm verwendet werden (z. B. 6 mm oder 8 mm, Anhang C). Auf diese Weise ist es möglich, die beschriebenen Unebenheiten auf der Werkzeugoberfläche nach dem LPA zu minimieren. Zusätzlich ist zu berücksichtigen, dass der Abstand zwischen den Kanälen nicht zu klein gewählt wird, da hier das lückenlose Auffüllen gewährleistet werden muss. Dies ist durch die Größe der Pulverdüse eingeschränkt, wie anhand der durchgeführten Versuche festgestellt werden konnte. Für die Variante der Kanalbreite von 6 mm mit einem Abstand von 6 mm wurden nach dem Auftrennen der Probe kleine Hohlräume zwischen den Kanälen festgestellt. Diese beeinträchtigen zwar nicht die Funktion der Kanäle oder die Oberflächeneigenschaften, werden jedoch als nachteilig für die Werkzeugstabilität beim Presshärten eingestuft.

5.2 Numerische Analyse von Kühlkanalgeometrien

Die additive Fertigung von Kühlkanälen in Presshärtewerkzeugen ist mit zwei wesentlichen Aspekten verbunden, die im Rahmen der vorliegenden Analysen berücksichtigt werden müssen: Zum einen die Herstellbarkeit beim Laserpulverauftragschweißen, die u. a. in Bezug auf die Bearbeitung von Überhängen eingeschränkt ist. Zum anderen die erzielbare Kühlwirkung im Presshärteprozess. In diesem Zusammenhang ist der Oberflächenanteil der Kühlkanäle (im Verhältnis zum Querschnitt), der zur effektiven Wärmeabfuhr an der Werkzeugoberfläche beiträgt, wesentlich. Im Folgenden werden dazu vier verschiedene Geometrien für Kühlkanäle numerisch untersucht. Die Auswahl der Geometrien erfolgte u. a. vor dem Hintergrund, dass Kühlkanäle, welche nicht kreisrund sind, wie sie durch konventionelle Verfahren hergestellt werden, häufig Vorteile in Bezug auf die Kühlleistung besitzen. Daher sind z. B. rechteckige Kanalquerschnitte für die Anwendung in Spritzgießwerkzeugen untersucht worden (Wahab et al., 2018, sowie Saifullah und Masood, 2007). Diese zeigten in numerischen Analysen eine effizientere Kühlwirkung als die kreisrunden Kanäle. Jedoch ist für die Fälle runder Kühlkanäle und

solcher mit quadratischem Querschnitt die Fertigung mittels LPA kaum realisierbar. Dies liegt an den horizontalen Überhängen der Geometrien, die dazu führen, dass keine Abstützung des (ungeschmolzenen) Metallpulvers gegeben ist. Die Kühlleistung ist jedoch aufgrund des hohen Oberflächenanteils, der zur Kühlung an der Werkzeugoberfläche beiträgt, auf einem hohen Niveau zu erwarten. Dies ist bei einem quadratischen Querschnitt stärker ausgeprägt, da der Abstand der Kanaloberfläche, welche zur Werkzeugoberfläche gerichtet ist, zu dieser an jedem Punkt der entsprechend ausgerichteten Kante des Kühlkanals kleinstmöglich ist. Somit ist hier die effektive Fläche mit einem Beitrag zur Kühlung der Werkzeugoberfläche bei einem gegebenen Querschnitt größer als bei runden Kanälen (Shayfull et al., 2013). Bei den beiden anderen untersuchten Geometrien in Form eines dreieckigen und eines tropfenförmigen Querschnitts, bei denen beide Spitzen zur Werkzeugoberfläche hin orientiert sind, ist die Herstellung durch eine schrittweise Annäherung des Überhangs möglich (**Bild 5.5**). Allerdings ist der Oberflächenanteil, der zur Kühlleistung beiträgt, im Vergleich zum quadratischen oder runden Querschnitt geringer, weshalb eine schlechtere Kühlwirkung an der Werkzeugoberfläche erwartet wird.

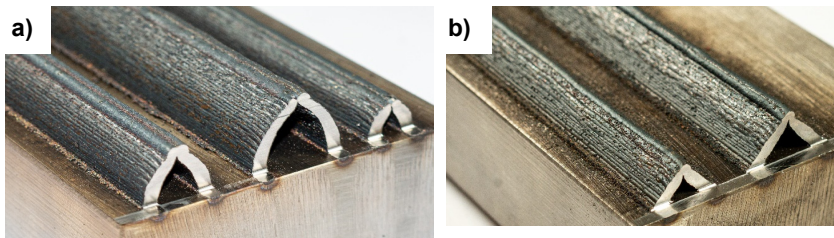


Bild 5.5 Oberer Teil der durch LPA hergestellten Kühlkanäle mit **a)** tropfenförmiger und **b)** dreieckiger Geometrie

Die thermo-mechanischen Finite-Elemente-Simulationen werden anhand eines vereinfachten Teilmodells eines Presshärtevorgangs in *LS-DYNA implicit* durchgeführt (**Bild 5.6**). Das Werkzeug weist eine Anfangstemperatur von 20 °C und die Kühlkanäle eine konstante Temperatur von 20 °C auf. Es wird angenommen, dass das Blech eine Anfangstemperatur von 850 °C hat, da es zuvor auf 950 °C erwärmt wurde und während des Transfers abkühlt. Die Zeit für die Abschreckphase wird auf 15 s festgelegt und der Simulationszyklus wird 10 Mal wiederholt. Während eines Zyklus sind Blech und Werkzeug für die Dauer der Abschreckphase in Kontakt, ohne dass eine Umformung stattfindet. Anschließend folgt eine Abkühlphase von 5 s ohne Kontakt. Die Abschreckphase besitzt mit 15 s eine etwas längere Dauer, als dies häufig, besonders im industriellen Einsatzbereich, mit durchschnittlich 10 s der Fall ist (z. B. Fernández et al. (2019) oder He et al. (2016)). In den vorliegenden Untersuchungen wird mit der höheren Abschreckdauer sichergestellt, dass auch bei niedrigen Wärmeübergangskoeffizienten oder

größeren Abständen der Kanäle zur Werkzeuggestrichfläche durch eine Kompensation dieser Parameter u. a. ausreichend Zeit für die Martensitbildung besteht. Außerdem werden kurze Abschreckzeiten meist gewählt, um hohe Taktzeiten zu erreichen. Dies steht jedoch nicht im Fokus dieser Untersuchungen.

Die Temperatur des Blechs zeigt einen für das Presshärten charakteristischen Verlauf mit einer höheren Steigung zu Beginn der Abschreckung und einer Abflachung nach etwa 4 s, wenn die Martensitumwandlung beginnt (Bild 5.6 b). Im weiteren Verlauf zeigt sich, dass der Abstand der Kühlkanäle zur Werkzeuggestrichfläche eine wichtige Rolle für die Endtemperatur des Blechs spielt. Die Abkühlgeschwindigkeit bis zum Erreichen eines Martensitanteils von 99,9 % ist in allen untersuchten Fällen größer als 27 K/s.

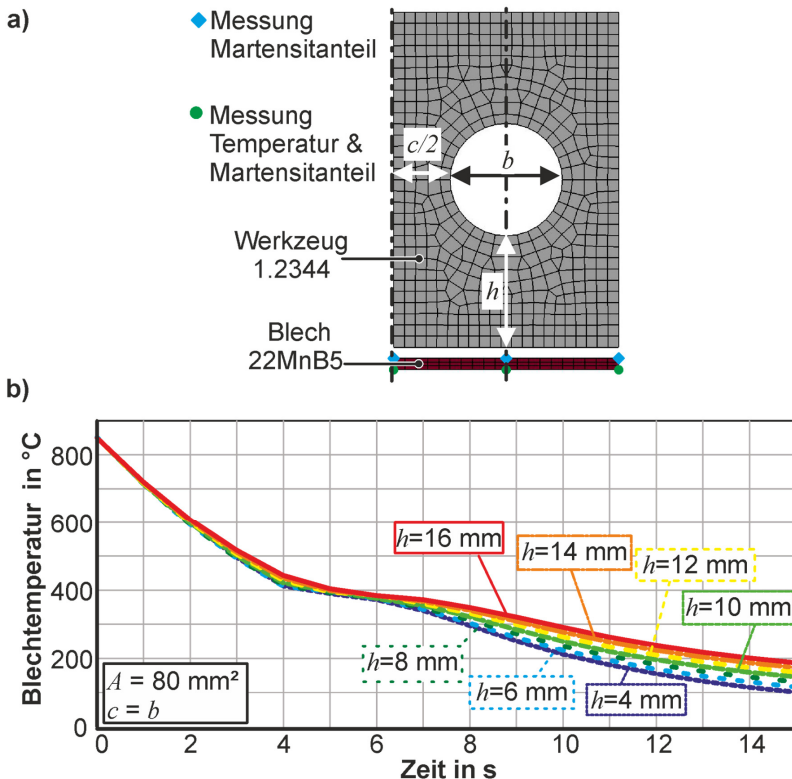


Bild 5.6 a) Aufbau des Simulationsmodells am Beispiel eines runden Kühlkanals, b) Entwicklung der Blechtemperatur in der Abschreckphase (in Anlehnung an Stücka, 2021)

Im Folgenden wurden zunächst Wärmeübergangskoeffizienten zwischen $500 \text{ W/m}^2\text{K}$ (für einen Kontaktdruck von $2,5 \text{ MPa}$) und $1200 \text{ W/m}^2\text{K}$ (für einen Kontaktdruck von 40 MPa) verwendet: Diese sind bis zu dreimal niedriger als die bisher untersuchten für konventionelle Werkzeuge (z. B. im Vergleich mit Lechler (2009)). Entsprechend soll dieser Wertebereich als eine untere Grenze der beim Presshärten relevanten Wärmeübergangskoeffizienten untersucht werden. Dies erfolgte vor dem Hintergrund, dass Werkzeugoberflächen, welche mittels Laserpulverauftragschweißens gefertigt sind, aufgrund ihrer vergleichsweise hohen Rauheit eine geringere Kontaktfläche mit dem Blechwerkstoff aufweisen. Zusätzlich kann in diesem Zusammenhang der zur Verfügung stehende Pulverwerkstoff eine bedeutende Rolle in Bezug auf den erzielbaren Wärmeübergang einnehmen (s. Kap. 4.1.1). Somit soll die Untersuchung geringerer Wärmeübergangskoeffizienten eine Aussage darüber ermöglichen, inwiefern dies durch die Kühlkanalform und die Anordnung der Kanäle ausgeglichen werden kann.

Der Vergleich der vier untersuchten Kühlkanalgeometrien in Abhängigkeit vom Abstand zur Werkzeugoberfläche h zeigt, dass die dreieckigen Kühlkanäle die höchste Endtemperatur des Blechs aufweisen (**Bild 5.7 a**, jeweils unterhalb des Kanals).

Außerdem ist die Zeit bis zum Erreichen einer Martensitumwandlung von $99,9 \%$ bei der dreieckigen Geometrie höher, was dazu führt, dass eine vollständige Martensitumwandlung während der Abschreckphase nicht erreicht wird, wenn der Abstand zur Werkzeugoberfläche mehr als 14 mm beträgt (**Bild 5.7 b**). Im Hinblick auf den Abstand zur Werkzeugoberfläche steigen sowohl die Endtemperatur des Blechs als auch die Zeit bis zur vollständigen Martensitbildung mit zunehmendem Abstand h . Die beste Kühlleistung wird bei den quadratischen Kühlkanälen erreicht, gefolgt von den runden und den tropfenförmigen Kühlkanälen.

Bei der Analyse des Abstands zwischen den Kühlkanälen werden auch die Endtemperatur des Blechs und die Zeit bis zur vollständigen Martensitbildung berücksichtigt (**Bild 5.8**). Auch hier zeigt die dreieckige Geometrie die geringste effektive Kühlung, während die quadratischen Kühlkanäle die niedrigste Temperatur und die geringste Zeit bis zur vollständigen Martensitbildung aufweisen, da der höchste Oberflächenanteil zur Kühlung an der Werkzeugoberfläche beiträgt. Im Gegensatz dazu haben die dreieckigen Kühlkanäle den kleinsten Oberflächenanteil, der zur effektiven Wärme an der Werkzeugoberfläche beiträgt. Je geringer der Abstand zwischen den Kühlkanälen ist, desto geringer ist die Temperatur des Blechs und desto kürzer ist die Zeit, die für eine vollständige Martensitbildung benötigt wird.

In allen Fällen führt ein geringerer Abstand zwischen den Kühlkanälen und ein geringerer Abstand der Kühlkanäle zur Werkzeugoberfläche zu einer Verbesserung der Kühlleistung bei der Warmumformung. Auf diese Weise ist eine Kompensation eines geringen Wärmeübergangskoeffizienten des Werkzeugwerkstoffs möglich. Anhand der numerischen Untersuchungen wurde nachgewiesen, dass die quadratischen Kühlkanäle

den signifikantesten Einfluss auf die Kühlwirkung haben, da sie die größte Wärmeabfuhr ermöglichen. Dagegen werden die dreieckigen Kühlkanäle aufgrund der geringen Kühlleistung als nicht geeignet für den Einsatz in Presshärtewerkzeugen angesehen. Allerdings wird die Herstellbarkeit im LPA-Verfahren durch eine schrittweise Annäherung der Überhänge ermöglicht (Bild 5.5).

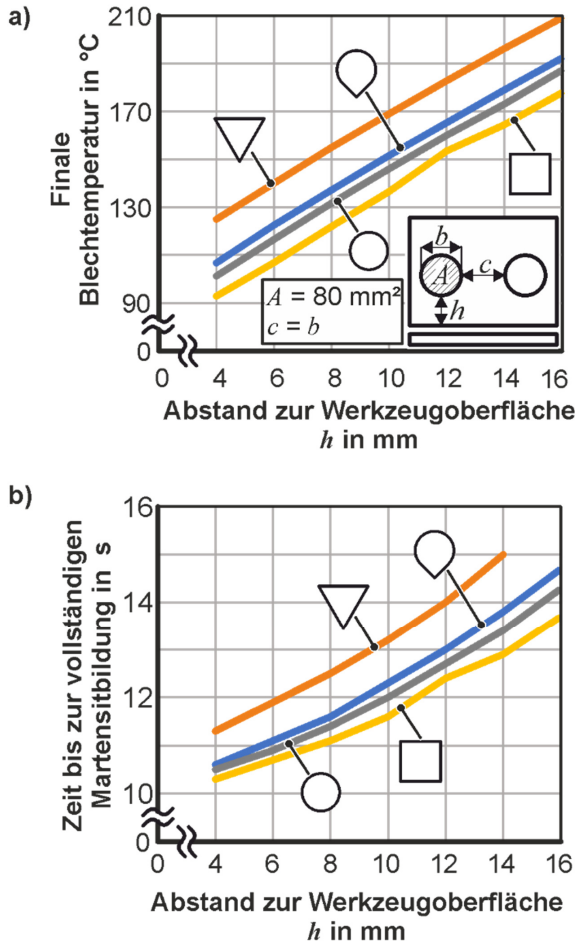


Bild 5.7 Numerische Ergebnisse mit niedrigen Wärmeübergangskoeffizienten für die Variation von h unter Berücksichtigung **a)** der Blechtemperatur am Ende der Abschreckzeit, **b)** der Zeit bis zur vollständigen Martensitbildung

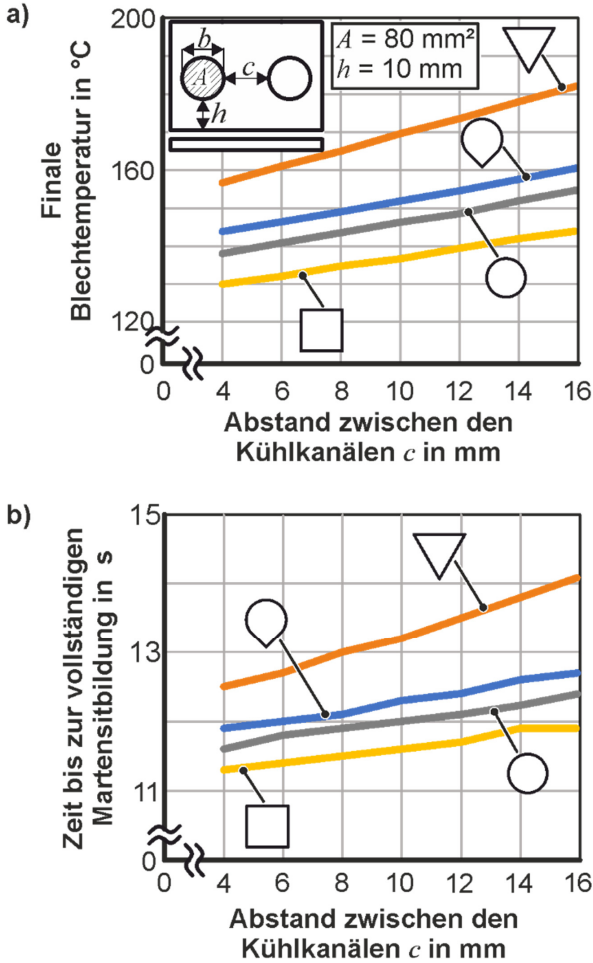


Bild 5.8 Numerische Ergebnisse mit niedrigen Wärmeübergangskoeffizienten für die Variation von c unter Berücksichtigung a) der Blechteperatur am Ende der Abschreckzeit, b) der Zeit bis zur vollständigen Martensitbildung

Die vorangegangenen numerischen Untersuchungen zu den unterschiedlichen Kühlkanalformen haben gezeigt, dass neben der Kanalform selbst weitere Einflüsse wie der Abstand zur Werkzeugoberfläche und zwischen den Kanälen eine Rolle spielt. Darüber hinaus beeinflusst der Wärmeübergangskoeffizient die Endtemperaturen und Zeiten bis zur Martensitbildung. Dies wird deutlich anhand der numerischen Analysen, welche un-

ter Verwendung des experimentell bzw. analytisch ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten aus Kap. 4.1.2 erfolgt sind. Durch den höheren Wärmeübergangskoeffizienten reduziert sich die finale Blechtemperatur nach der Abschreckzeit von 15 s um bis zu 60 % (**Bild 5.9 a**).

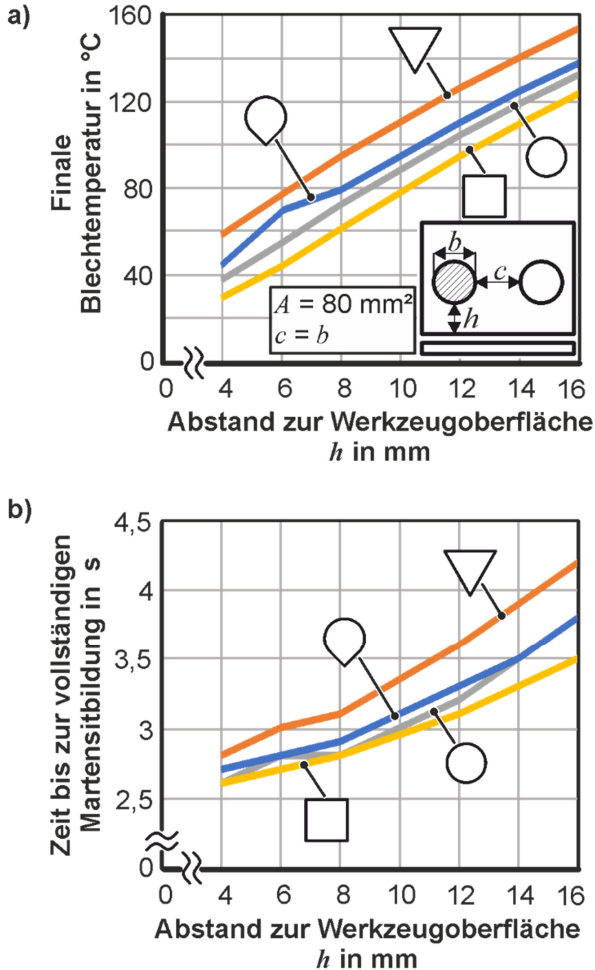


Bild 5.9 Numerische Ergebnisse für die Variation von h mit höheren Wärmeübergangskoeffizienten unter Berücksichtigung **a)** der Blechtemperatur am Ende der Abschreckzeit, **b)** der Zeit bis zur vollständigen Martensitbildung

Dabei treten deutlichere Temperaturunterschiede zwischen den verschiedenen Kühlkanalformen bei der Variation der Abstände zwischen den Kanälen auf (**Bild 5.10 a**). Ebenso reduziert sich die Zeit bis zur vollständigen Martensitbildung deutlich um bis zu 70 % (**Bild 5.9 b**). In diesem Fall weist der dreieckige Kühlkanal die längste Zeit bis zur Martensitbildung auf, während die anderen Kanalformen nur sehr geringe Unterschiede untereinander aufweisen. Durch den höheren Wärmeübergangskoeffizienten tritt die Bedeutung des Abstands zwischen den Kühlkanälen in diesem Zusammenhang in den Hintergrund (**Bild 5.10 b**).

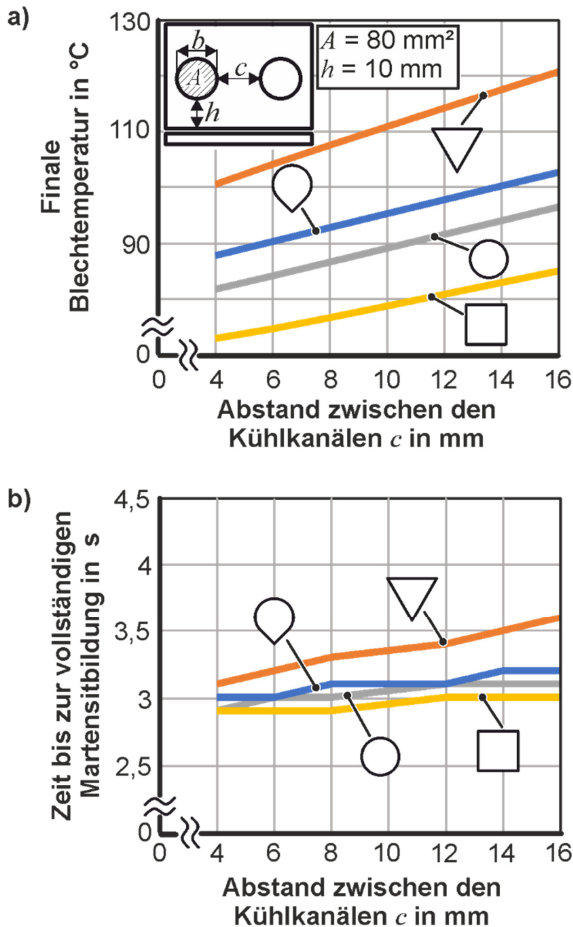


Bild 5.10 Numerische Ergebnisse für die Variation von c mit höheren Wärmeübergangskoeffizienten unter Berücksichtigung **a)** der finalen Blechtemperatur am Ende der Abschreckzeit, **b)** der Zeit bis zur vollständigen Martensitbildung

Bei der Auswahl der passenden Kühlkanäle für den Einsatz in Presshärtewerkzeugen sind neben den untersuchten thermischen Aspekten ebenso mechanische Aspekte, welche die Gesamtfestigkeit und somit auch die Lebensdauer des Werkzeugs beeinflussen, untersucht worden (Quan et al., 2017): Hierzu wurde exemplarisch die maximale von Mises-Vergleichsspannung anhand der vier unterschiedlichen Kanalformen ausgewertet (Bild 5.11). Die Auswertung der Spannungen erfolgte jeweils an den Kanaloberflächen.

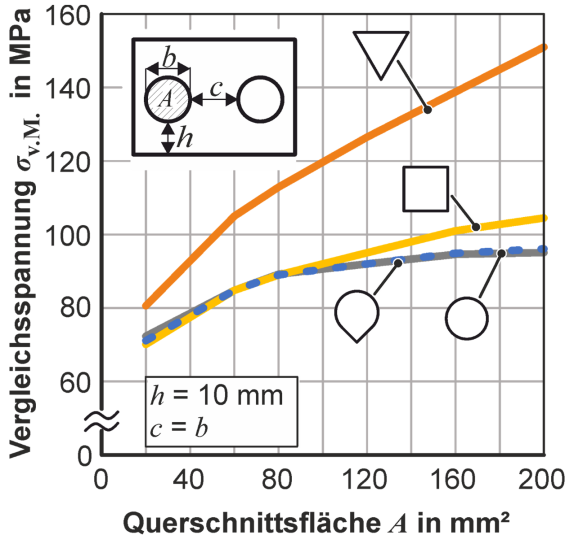


Bild 5.11 An den Kanaloberflächen auftretende maximale von Mises-Vergleichsspannung in Abhängigkeit der Kühlkanalform

Daraus wird deutlich, dass der dreieckige Kühlkanal die größten Spannungen im Werkzeug erzeugt und somit auch die höchste Kerbwirkung im Vergleich mit den anderen Kanalformen aufweist. Folglich wären diese der dreieckigen Kanalform vorzuziehen, um die Lebensdauer des Presshärtewerkzeugs nicht zu vermindern.

5.3 Fazit

Um eine flexible Gestaltung von oberflächennahen Kühlkanälen in Presshärte-Werkzeugen zu ermöglichen, wurde der Herstellungsweg des LPA- und Glattwalzverfahrens untersucht. Die numerischen Analysen zeigen, dass nicht nur die Lage oder Größe der Kühlkanäle für die Kühlleistung beim Presshärten relevant sind, sondern auch die Geometrie der Kanäle. Beim LPA-Verfahren gibt es aufgrund fehlender Stützstrukturen (z. B. Pulver) für Überhänge Einschränkungen bei der Herstellung bestimmter Kühlkanalgeometrien. Gleichzeitig spielt die Kanalform eine wesentliche Rolle für die Kühlleistung beim Presshärten. Folglich ist die untersuchte Kühlkanalgeometrie mit der

größten Kühlwirkung, die quadratische Geometrie, für eine Herstellung im LPA-Verfahren nicht geeignet. Geometrien, die für das LPA-Verfahren geeignet sind, sind die dreieckige und die tropfenförmige Geometrie. Jedoch bewirkt die dreieckige Form auch eine deutlichere Kerbwirkung durch die höchsten auftretenden Vergleichsspannungen. Die Geometrie des tropfenförmigen Kanals stellt einen Kompromiss zwischen der Kühlwirkung beim Presshärten und der Herstellbarkeit im LPA-Verfahren dar, um beiden Anforderungen gerecht zu werden.

Die bei der Herstellung der tropfenförmigen Kühlkanäle im LPA-Verfahren erzeugten Werkzeuoberflächen weisen Unterschiede hinsichtlich der Rauheit und der Welligkeit in Abhängigkeit von der Anordnung der Kanäle bzgl. ihrer Größe und der Abstände untereinander auf. Während die Rauheit ein Merkmal des LPA-Prozesses selbst ist, wird die Welligkeit im Wesentlichen durch die geometrischen Parameter der Kühlkanäle bestimmt. Dabei wurde festgestellt, dass kleinere Kanäle mit geringerem Abstand untereinander vorteilhafter für die erreichbare Ebenheit der Werkzeuoberflächen, sowohl in Bezug auf Rauheit als auch Welligkeit, ist. Zusätzlich besitzt diese Konfiguration den Vorteil einer hohen Kühlwirkung, wie in den numerischen Untersuchungen gezeigt wurde. Dies führt bei der Anwendung in realen Presshärtewerkzeugen zu dem Vorteil, dass mehr Kanäle (konturnah) unter der Werkzeuoberfläche positioniert werden, was weiterhin zu einer potentiell homogeneren Kühlwirkung führt.

Somit ist mit den in diesem Kapitel vorgestellten Analysen eine weitere Grundlage für die Realisierung der mit oberflächennahen Kühlkanälen versehenen additiv gefertigten Presshärtewerkzeuge gelegt worden. In den weiterführenden Untersuchungen wird daher der tropfenförmige Kühlkanal mit einer Breite von 6 mm verwendet.

6 Analyse des Presshärtens mit oberflächennah gekühlten Werkzeugen und texturierten Oberflächen

In diesem Kapitel werden die Erkenntnisse zu den mittels LPA und Glattwalzens gefertigten Werkzeugoberflächen für konkrete Anwendungsfälle im Bereich des Presshärtens genutzt. Im Besonderen wird hierbei die Auswirkung verschiedener Texturen auf den Werkzeugoberflächen experimentell und numerisch untersucht. Außerdem wird die Temperaturverteilung anhand unterschiedlicher Kühlkanalkonfigurationen in einem Stempel für das Presshärten untersucht.³

6.1 Grundlagenversuche zur Beeinflussung des Wärmeübergangs über die Texturierung der Werkzeugoberfläche

Da der verwendete Pulverwerkstoff Ferro 55 nach der Verarbeitung im Prozess des Laserpulverauftragschweißens eine gehärtete Oberfläche besitzt, ist ein Einbringen von lokalen Texturen in die Werkzeugoberfläche mithilfe des Glattwalzens nicht möglich, wie hierfür durchgeführte Vorversuche gezeigt haben. Denn durch eine einzelne Walzspur findet keine ausreichende plastische Formänderung statt, um eine potentiell wirksame Textur auf der Werkzeugoberfläche zu erzeugen. Aus diesem Grund wird die Texturierung durch das Aufbringen von Schweißraupen auf die Werkzeugoberfläche realisiert. Dabei wird im Gegensatz zum kontinuierlichen Beschichten der Oberflächen durch LPA, wie für das bereits genutzte Plattenwerkzeug (**Bild 6.1 a-b**), der Abstand zwischen den Schweißraupen, welche in direktem Kontakt mit dem Blech sind, vergrößert (**Bild 6.1 c-d**).

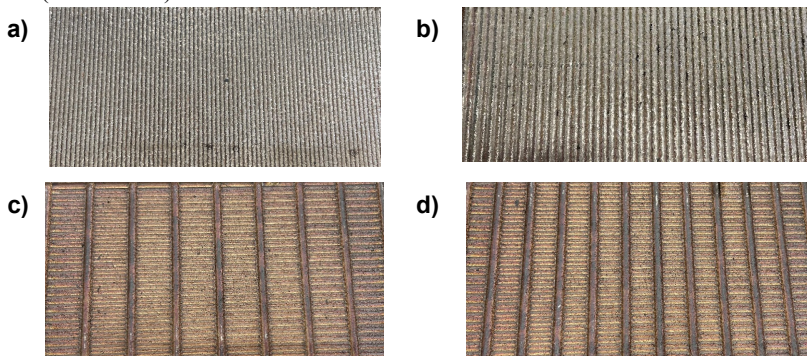


Bild 6.1 Mit LPA hergestellte Werkzeugoberflächen (Ferro 55): **a)** 50 % bzw. **b)** 20 % Bahnüberlappung, Abstand zwischen Schweißraupen: **c)** 12 mm, **d)** 7 mm.

³ Teile dieses Kapitels sind in Zusammenarbeit mit G. Marin im Rahmen seiner Masterarbeit zum Thema „Investigation of a hot stamping tool with near-surface cooling channels manufactured by Directed Energy Deposition“ entstanden. Außerdem sind Teile dieses Kapitels in Komodromos et al. (2023b) veröffentlicht.

Die auf diese Weise erzeugte Textur auf der Werkzeugoberfläche wird hinsichtlich der Fähigkeit, den Wärmeübergang zwischen dem Presshärte-
werkzeug und dem Blech (22MnB5 mit AlSi-Beschichtung) zu beeinflussen, untersucht. Dazu wird der Versuchsaufbau des Plattenwerk-

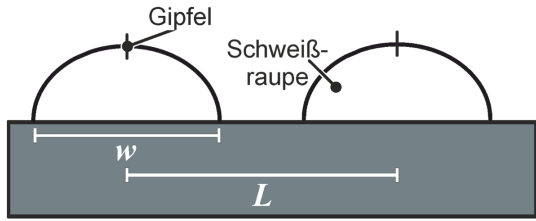


Bild 6.2 Definition der Breite der Schweißraupen w und des Gipfelabstandes L

zeugs mit konduktiver Erwärmung des Blechs (Kap. 4) genutzt und die Blechtemperatur während des Abkühlvorgangs mithilfe der Wärmebildkamera aufgenommen. Die Temperaturen werden über die gesamte Länge der Blechprobe, die in Kontakt mit dem Plattenwerkzeug ist, gemittelt. Die oben gezeigte Variation der Werkzeugoberflächen (Bild 6.1) wird hierzu über die Kenngrößen der Breite der Schweißraupen w und den Abstand zwischen den Gipfeln der Schweißraupen L definiert (**Bild 6.2**). So wird L in Abhängigkeit der Breite der Schweißraupen w beschrieben, dass eine Bahnüberlappung vorliegt, wenn w mit einem Faktor < 1 multipliziert wird. Folglich wird der Abstand von 12 mm zwischen den Schweißraupen mit $5,4 w$ und der Abstand von 7 mm mit $3,6 w$ definiert. Hierbei wird deutlich, dass durch die beidseitige Texturierung der Werkzeugoberflächen eine Verlangsamung der Abkühlung um bis zu 80 % erzielt werden kann (**Bild 6.3**). Folglich wird dies erreicht, wenn das Verhältnis $w / L < 1$ beträgt, sodass keine Überlappung der Schweißraupen vorliegt.

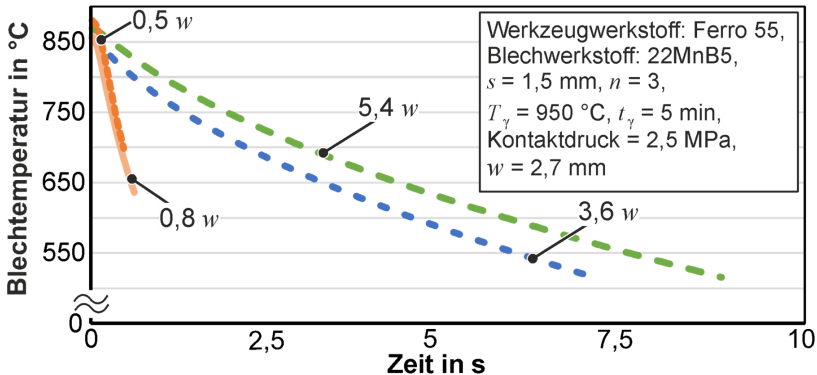


Bild 6.3 Steuerung des Wärmeübergangs mittels texturierter Werkzeugoberflächen: Entwicklung der Blechtemperatur in Abhängigkeit beidseitig additiv gefertigter Werkzeugoberflächen.

Somit wird anhand dieser Grundlagenversuche gezeigt, dass unter Presshärtebedingungen eine Beeinflussung des Wärmeübergangs zwischen dem Werkzeug und dem Blechbauteil mithilfe additiv gefertigter texturierter Oberflächen möglich ist. Dies kann genutzt werden, um bspw. gezielt duktile Flansche an einem Bauteil zu erzeugen, sodass Nachbearbeitungsschritte, wie Schweiß- und Trennvorgänge, erleichtert bzw. verkürzt werden. Die Variation der Bahnüberlappung aus dem Laserpulverauftragschweißen, also $w/L > 1$, reicht jedoch im Vergleich nicht aus, um eine signifikante Beeinflussung des Wärmeübergangs bzw. der Abkühlgeschwindigkeit zu erzielen.

Die gezeigten Untersuchungen wurden mit einer beidseitigen Texturierung durchgeführt, um eine Vergleichbarkeit mit den Untersuchungen, welche mittels Plattenwerkzeugs anhand der Laserpulverauftragsgeschweißten Oberflächen (Kap. 4) erfolgten, zu gewährleisten. Des Weiteren stellen sie somit hinsichtlich der erzielbaren Abkühlgeschwindigkeiten die jeweils maximal bzw. minimal erreichbaren Werte (z. B. im Vergleich zu einer einseitigen Textur) dar.

6.2 Numerische Analyse des Wärmehaushalts anhand von Texturvariationen

In diesem Abschnitt werden einseitige Texturierungen der Werkzeugoberflächen im Presshärtevorgang numerisch untersucht, da im Folgenden diese Werkzeug-Konfiguration auch experimentell genutzt wird. Dabei ist jedoch eine einfache Variation der texturierten bzw. konventionellen Werkzeugoberflächen aufgrund des Versuchsaufbaus lediglich anhand des Niederhalters möglich.

6.2.1 Aufbau des Simulationsmodells

Die Simulationen werden mit der FEM-Software *LS-DYNA* nach der von Hochholdinger (2012) entwickelten Methodik durchgeführt. Während des Presshärtens weist der Blechwerkstoff elastisch-viskoplastische Eigenschaften sowie einen Phasenübergang auf (Åkerström, 2006). Für diese Untersuchungen wird das temperatur- und dehnratenabhängige Verhalten durch die von Åkerström (2006) und Olsson (2009) entwickelten konstitutiven Gleichungen im Rahmen des verwendeten Materialmodells MAT_244 beschrieben. Dieses Modell zur Beschreibung des 22MnB5 wird mit der entsprechenden Charakterisierung des Werkstoffs durch Lechler (2009) und Hochholdinger (2012) ergänzt.

Das zur Modellierung des Presshärteprozesses verwendete Modell besteht aus der Matrize, dem Stempel und dem konventionellen bzw. texturierten Niederhalter als Werkzeuge (**Bild 6.4 a**). Die Blechtemperaturen werden im Folgenden anhand des eingezeichneten Pfades ausgewertet. Die Texturen werden anhand der in Kap. 6.1 gewonnenen Erkenntnisse mit einem Verhältnis $w/L < 1$ gestaltet (**Bild 6.4 b**). Dabei entspricht $w/L = 0,2$ einem Texturabstand von 12 mm und $w/L = 0,3$ einem Abstand von 7 mm.

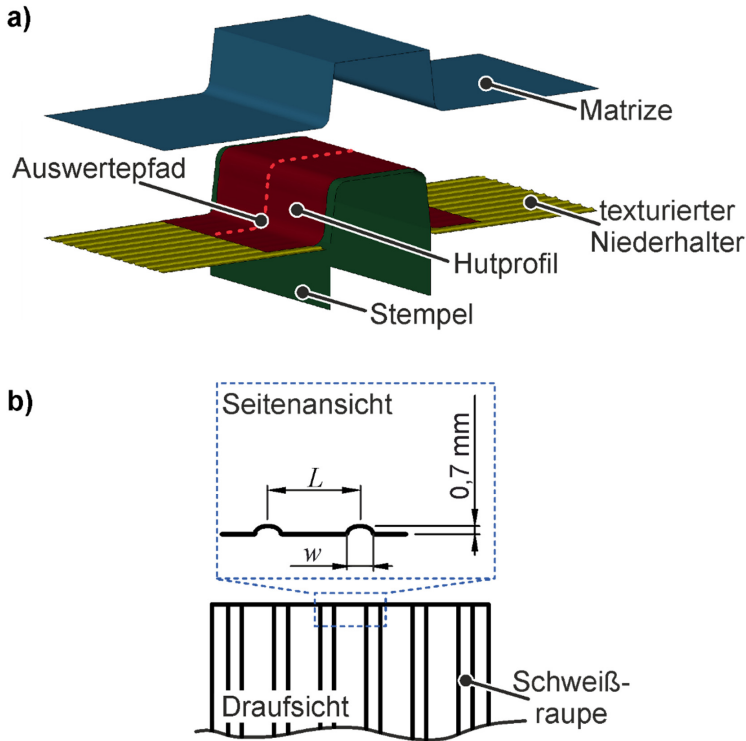


Bild 6.4 a) Aufbau des FE-Modells, **b)** Definition der Textur auf dem Niederhalter

Die Presshärtewerkzeuge und das Blech werden durch quadratische Belytschko-Tsay-Schalenelemente (Schalenelementtyp 16) diskretisiert. Die Werkzeuge werden als starre Körper (MAT_020) mit den Eigenschaften des Werkzeugstahls 1.2367 modelliert, während das 22MnB5-Blech als thermo-elastoplastischer Körper (MAT_244) modelliert wird. Der Prozess des Presshärtens ist in sechs Schritte unterteilt:

1. Transfer: Transport des bei $T_\gamma = 950 \text{ °C}$ austenitisierten Blechs vom Ofen zu den Umformwerkzeugen. Die Wärmeverluste werden durch ein Strahlungs- und Konvektionsmodell abgeschätzt (Hochholdinger, 2012).
2. Positionierung: Das erwärmte Blech wird auf dem Niederhalter, der eine Anfangstemperatur von 25 °C aufweist, positioniert. Aufgrund der Schwerkraftwirkung beim Ablegen des Blechs werden die thermomechanischen Effekte mit der dynamisch-impliziten Methode modelliert.
3. Werkzeuge schließen: Schließen der Matrize auf dem Niederhalter, mit einem Spalt von $0,5 \text{ mm}$ (entsprechend einer Niederhalterdistanz von $2,7 \text{ mm}$ beim texturierten

Niederhalter), sodass zwischen Blech und Matrize kein Kontakt herrscht. In dieser Phase werden der Stempel und der Niederhalter räumlich fixiert.

4. Umformung: Das Blech wird in die Form eines Hutprofils gebracht, indem der Stempel das Blech in die Matrize formt. Die Reibverhältnisse zwischen Werkzeug und Blech, die sich je nach Oberflächenbeschaffenheit ändern (Bild 6.4 b), wurden experimentell in Abhängigkeit von Temperatur, Ziehgeschwindigkeit und Kontaktdruck bestimmt (**Tabelle 6.1**). Aufgrund der hohen Dehnraten bei kurzen Prozesszeiten werden die thermomechanischen Effekte der Stufen 3 und 4 mit der expliziten Berechnungsmethode modelliert.
5. Abschrecken: Hier erfolgt die Abkühlung des Hutprofils, während die Werkzeuge geschlossen sind. Die zur Modellierung des Wärmeübergangs zwischen Werkzeugen und Blech verwendeten Wärmeübergangskoeffizienten wurden experimentell bzw. analytisch als Funktion des Kontaktdrucks bestimmt (Bild 4.27).
6. Werkzeuge öffnen: Matrize und Stempel werden zurückgefahren und das Blech kühlt unter kombinierten Konvektions- sowie Wärmestrahlungs- und Wärmeleitungsbedingungen auf dem Niederhalter ab. Die thermischen Effekte der Stufen 1, 5 und 6 werden mit einer impliziten Konvergenzmethode modelliert.

Tabelle 6.1 Für die FE-Analyse verwendete experimentell ermittelte Reibwerte (Kontaktdruck: 5 MPa, Ziehgeschwindigkeit: 60 mm/s)

Blechtemperatur	Niederhalter konventionell	Niederhalter texturiert	
		$w/L = 0,3$	$w/L = 0,2$
500 °C	0,41	0,57	0,49
650 °C	0,40	0,59	0,54
800 °C	0,39	0,65	0,57

6.2.2 Analyse des Presshärtens mit texturiertem Niederhalter

Vergleicht man die mit dem konventionellen (nicht texturierten) und dem texturierten Niederhalter erzielten Temperaturen der Bleche über einen definierten Pfad (Bild 6.4 a), so zeigen sich deutliche Unterschiede. Beim Schließen der Werkzeuge wird ein wichtiger Aspekt des texturierten Niederhalters deutlich: Die Temperatur des Blechs bleibt signifikant homogener und auf einem höheren Niveau im Bereich des Niederhalters, als beim herkömmlichen Niederhalter (**Bild 6.5 a**). Dieser Effekt setzt sich während der Umformphase fort (Bild 6.5 b).

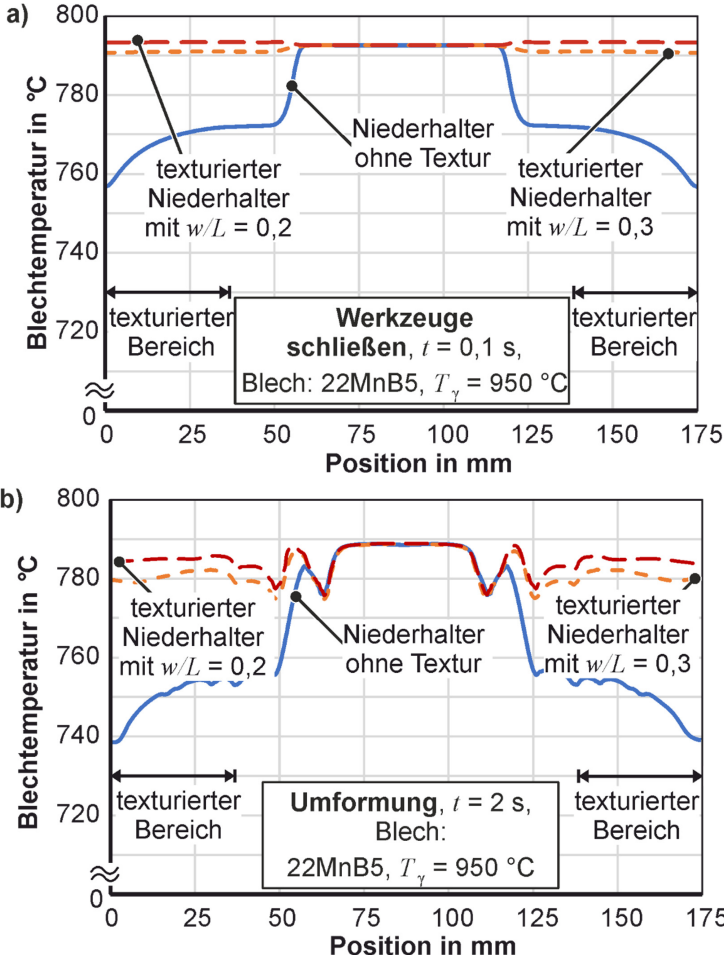


Bild 6.5 Numerische Analyse der Temperaturverteilung im Blech während des Presshärtens am Ende des **a)** Schließens der Werkzeuge und der **b)** Umformphase

Die Blechtemperatur bleibt hierbei bereits am Anfang des Presshärteprozesses auf einem höheren Temperaturniveau, sodass ein vorzeitiges Auskühlen bestimmter Bereiche des Blechs verhindert wird. Zusätzlich bringen die texturierten Werkzeugoberflächen den Vorteil mit sich, dass die Blechtemperatur eine homogenere Verteilung im Vergleich zur Blechtemperatur für den Fall des konventionellen Niederhalters aufweist. So

mit bleibt das Formänderungsvermögen über die Blechlänge für eine längere Zeit ebenfalls homogen verteilt, sodass bspw. eine unerwünschte Blechausdünnung verhindert wird (vgl. Maeno et al. (2015)).

Am Ende der Abschreckphase (**Bild 6.6 a**) wird das Blech im oberen Bereich des Hutprofils abgekühlt, während der Flanschbereich auf einem höheren Temperaturniveau bleibt.

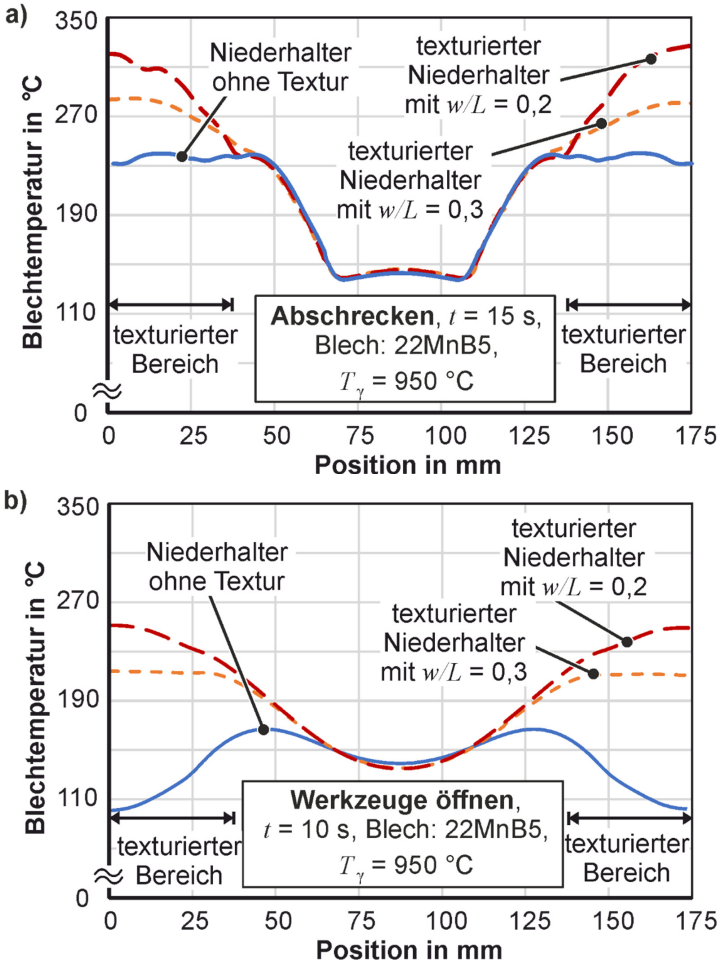


Bild 6.6 Numerische Analyse der Temperaturverteilung im Blech beim Presshärten am Ende der Phase des **a**) Abschreckens und des **b**) Öffnens der Werkzeuge

Dabei zeigt der texturierte Niederhalterbereich signifikantere Auswirkungen auf die Blechtemperatur, indem die Temperatur im Vergleich zum konventionellen Niederhalter um bis zu 30 % höher im Falle des Niederhalters mit größerer Textur gehalten wird. Nach dem Öffnen der Werkzeuge beeinflusst der texturierte Bereich die Temperatur des Blechs so, dass die Flansche auf einem höheren Temperaturniveau bleiben als beim konventionellen, nicht texturierten Niederhalter. Dabei bewirkt die Texturierung des Niederhalters ein um bis zu 45 % höhere Temperatur (im Vergleich zum Niederhalter ohne Texturierung). Das heißt, die Abkühlung wird durch die Textur verlangsamt, wobei eine größere Textur einen stärkeren Effekt hat (Bild 6.6 b). Dies birgt das Potenzial, dass bestimmte Bereiche des Bauteils (z. B. der Flansch) duktilere Eigenschaften aufweisen können als andere Bereiche. Dieser Effekt kann durch eine beidseitige Texturierung der Werkzeugoberflächen (z. B. auf Matrize und Niederhalter) verstärkt werden.

Insgesamt bieten die Texturierungen der Werkzeugoberflächen den Vorteil, dass die Wärmeverteilung über das Blech durch den gesamten Presshärteprozess hindurch beeinflusst wird und somit ebenso mit positiven Auswirkungen auf den Werkstofffluss einhergeht.

6.3 Numerische Analyse des Wärmehaushaltes anhand von Kühlkanalvariationen

Um zu untersuchen, wie sich unterschiedliche Kühlkanalvariationen, welche mittels Laserpulverauftragschweißens gefertigt werden können, auf die Temperaturverteilung in den Presshärtewerkzeugen, insbesondere im Stempel, auswirken, werden drei unterschiedliche Konfigurationen herangezogen (Bild 6.7 b-d). Als Referenz hierzu wird ein konventionell gefertigter Stempel mit zwei runden Kühlkanälen (mit einem Durchmesser von 8 mm und einem Abstand zur Werkzeugoberfläche von 15 mm) herangezogen (Bild 6.7 a). Ein wesentlicher Unterschied zwischen dem konventionell und den additiv gefertigten Stempeln besteht darin, dass bei der konventionellen Fertigung jeweils zwei Zu- und Abläufe für das Kühlmedium notwendig sind. Durch die additive Fertigung kann dies durch den kontinuierlichen Kanalverlauf auf je einen Zu- und Ablauf reduziert werden. Des Weiteren bietet die additive Fertigung, unter Berücksichtigung der prozessbedingten Restriktionen aus dem Laserpulverauftragschweißen, eine größere Flexibilität bei der Gestaltung der Kühlkanäle (Bild 6.7 d) sowie in Bezug auf die Nähe der Kanäle zur Werkzeugoberfläche. Im betrachteten Fall können die Kühlkanäle durch die additive Fertigung mindestens drei Mal näher an die Oberfläche gebracht werden. Denn durch die konventionelle Fertigung mittels Tiefbohrens der Kanäle in den Stempel ist ein entsprechend größerer Abstand der Kühlkanäle (in Abhängigkeit ihres Durchmessers) zur Werkzeugoberfläche notwendig, um ein Versagen des Werkstücks während der Bearbeitung zu vermeiden. Bei der additiven Fertigung müssen diese Restriktionen bzgl. der Herstellung nicht berücksichtigt werden. Die Auslegung der Kühlkanäle erfolgte unter den wesentlichen Aspekten, eine möglichst oberflächennahe Kühlung sowie

eine möglichst hohe Kühlwirkung anhand der Erkenntnisse aus Kap. 5 zu erzielen, ohne dabei die Festigkeit des Stempels herabzusetzen.

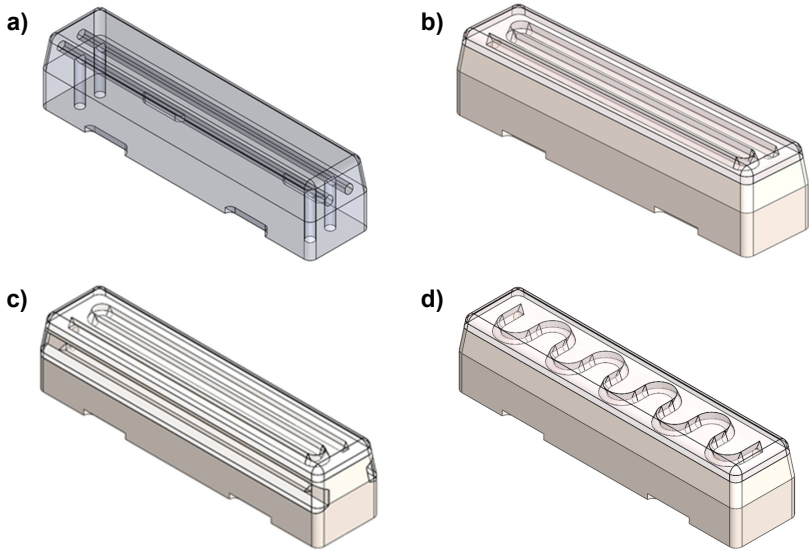


Bild 6.7 Numerisch untersuchte Stempelvarianten mit unterschiedlichen Kühlkanalvarianten: **a)** konventionell gefertigter Stempel mit zwei Kühlkanälen und je zwei Ein- und Ausläufen für das Kühlmedium, **b)** kontinuierlicher Kühlkanalverlauf für die additive Fertigung mit einem Ein- und Auslauf, **c)** zusätzliche seitliche Kühlkanäle, **d)** mäanderförmig verlaufender Kühlkanal

6.3.1 Aufbau des Simulationsmodells

Die numerischen Untersuchungen zur Temperaturverteilung in den Werkzeugen beim Presshärten werden mithilfe der Software *Autoform R8* durchgeführt. Das verwendete Modell besteht dabei aus der Matrize, dem Niederhalter und dem Stempel (**Bild 6.8**). Dabei bleiben die (konventionellen) Kühlkanäle in der Matrize unverändert, während die Kühlkanäle des Stempels entsprechend der vier unterschiedlichen Konfigurationen angepasst werden. Da die verwendete Software lediglich die Modellierung kreisrunder Kanäle zulässt, wurde die Tropfenform (mit einer Breite von 6 mm), welche durch das Laserpulverauftragschweißen entsteht, mittels einer Kombination von drei Kanälen mit kleiner werdendem Durchmesser angenähert.

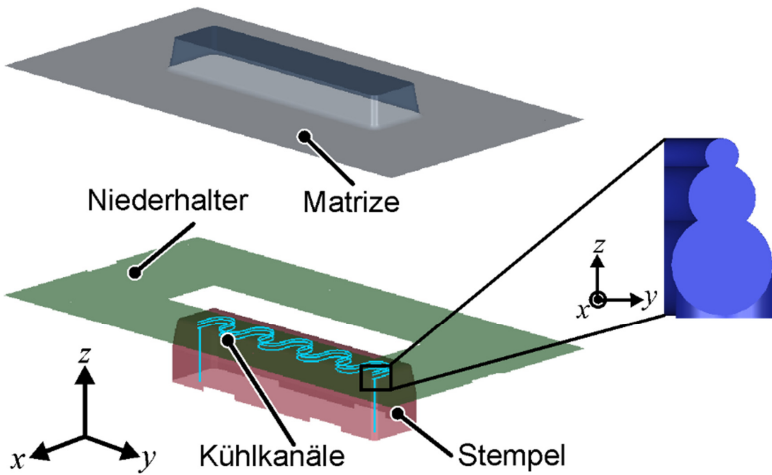


Bild 6.8 Simulationsaufbau mit Detail zur Kühlkanalmodellierung

Der Wärmeübergangskoeffizient in Abhängigkeit des Kontaktdrucks entspricht den im Rahmen dieser Arbeit ermittelten Werten (Bild 4.27). Zusätzlich wird der Wärmeübergang in Abhängigkeit des Spalts zwischen Werkzeugen und Blech über die entsprechenden Werte, die im Rahmen der Experimente mittels Plattenwerkzeugs (s. Kap. 4) ermittelt wurden, abgebildet (**Bild 6.9**).

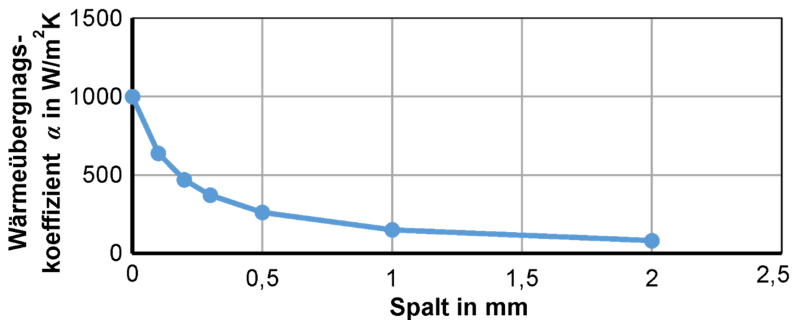


Bild 6.9 In der Simulation verwendete Werte für den Spalt-abhängigen Wärmeübergangskoeffizienten α (experimentell-invers ermittelt)

Die Werkzeuge werden als starr und mit Schalenelementen modelliert. Zur Modellierung des Blechwerkstoffs 22MnB5 mit einer Blechdicke von $t = 1,5$ mm wird die Materialkarte aus der Datenbank der Software verwendet. Die Abschreckzeit während des Presshärtevorgangs beträgt 15 s. Die Niederhalterdistanz (Abstand zwischen konventionellem Niederhalter und Matrize beim Umformen und Abschrecken) wird auf 2 mm und die Austenitisierungstemperatur T_7 wird auf 950 °C festgelegt.

6.3.2 Analyse der Werkzeugtemperatur am Beispiel des Stempels

Der Vergleich der Stempeltemperaturen anhand der numerischen Untersuchungen der vier unterschiedlichen Kühlkanalkonfigurationen zeigt, dass die oberflächennahe Anordnung der Kühlkanäle eine Reduzierung der Stempeltemperatur um bis zu 50 % bewirkt, wenn der konventionelle Stempel als Referenz herangezogen wird (**Bild 6.10**). Neben der Relevanz der Oberflächennähe wird ebenso deutlich, dass durch die Konturnähe eine Reduzierung sowie Verkleinerung von sog. Hot Spots durch die seitlichen Kühlkanäle erreicht wird (Bild 6.10 b-c). Die Variante des mäanderförmig verlaufenden Kühlkanals erzeugt jedoch in dieser Hinsicht keine signifikanten Verbesserungen (Bild 6.10 d). Dies ist darauf zurückzuführen, dass diese Kühlkanal-Variante in Bezug auf die Wärmeübertragung keinen Vorteil im Vergleich mit der konventionellen Variante mit sich bringt.

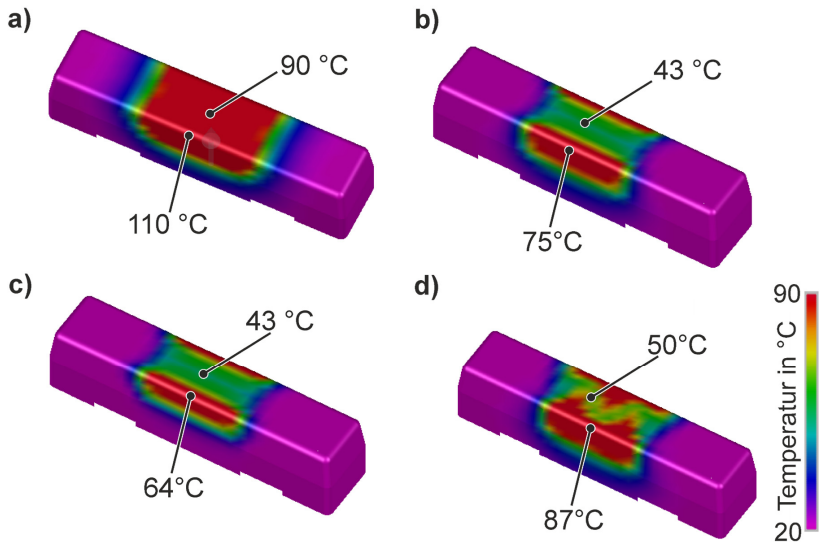


Bild 6.10 Stempeltemperaturen beim Abschrecken unter Einsatz des **a)** konventionellen Stempels (Referenz), **b)** des additiv gefertigten Stempels entspr. Bild 6.7 b, **c)** des additiv gefertigten Stempels entspr. Bild 6.7 c, **d)** des additiv gefertigten Stempels entspr. Bild 6.7 d

Denn das Volumen der Kühlkanäle ist bei der Mäanderform im Vergleich mit der konventionellen Variante um fast 40 % geringer. Gleichzeitig ist die Fläche der Kühlkanäle, welche zur Wärmeübertragung an der Werkzeuoberfläche beiträgt, identisch. Dahingegen weist die Stempelvariante mit den drei parallel verlaufenden Kühlkanälen nahe der Oberseite des Werkzeugs eine um fast 50 % größere Fläche in diesem Zusammenhang auf, während das Volumen lediglich um 8 % größer ist im Vergleich zur konventionellen Variante. Somit ist die Mäanderform zwar eine Variante, welche die Flexibilität in Bezug auf das Fertigungsverfahren des Laserpulverauftragschweißens demonstriert, jedoch in Bezug auf die erreichbare Reduzierung der Werkzeugtemperatur beim Presshärten in Bezug auf die untersuchte Stempelgeometrie nicht zu bevorzugen.

Beim Presshärten im industriellen Einsatz ist insbesondere die Entwicklung der Werkzeugtemperatur ein sehr wesentlicher Aspekt, da durch die kurzen Taktzeiten keine Möglichkeit besteht, die Werkzeuge abkühlen zu lassen. Daher spielt die Oberflächennähe der Kühlkanäle in diesem Zusammenhang eine besondere Rolle. Diese können bewirken, dass sich die Werkzeuoberfläche nicht über die aufeinanderfolgenden Zyklen hinweg kontinuierlich aufheizt. Somit kann für eine industrielle Anwendung sichergestellt werden, dass die Werkzeuge eine ausreichend geringe Temperatur beibehalten, um den Abschreckvorgang nicht zu behindern oder zu verlängern.

Die numerische Untersuchung des zyklischen Presshärtevorgangs (welcher bis zur Erreichung eines konstanten Temperaturzustands durchgeführt wurde) zeigt, dass die Temperatur des Stempels mit konventionellen Kühlkanälen einen Anstieg an der Werkzeuoberfläche über die fünf aufeinanderfolgenden Zyklen hinweg aufweist (**Bild 6.11**). Dahingegen weisen alle Kühlkanalkonfigurationen, welche für die additive Kanalfertigung vorgesehen sind, eine reduzierte Stempeltemperatur auf. Dabei fällt diese am geringsten für die parallel verlaufenden Kanäle aus. Zusätzlich weisen diese Varianten im Vergleich zur Referenz keinen Anstieg der Werkzeugtemperatur auf, sodass die Temperatur über mehrere Zyklen konstant bleibt.

Insgesamt sind somit die Varianten mit den parallel verlaufenden Kühlkanälen für die Fertigung mit dem Laserpulverauftragschweißen und hinsichtlich der Kühlwirkung beim Presshärten unter den oben erläuterten Aspekten am besten geeignet.

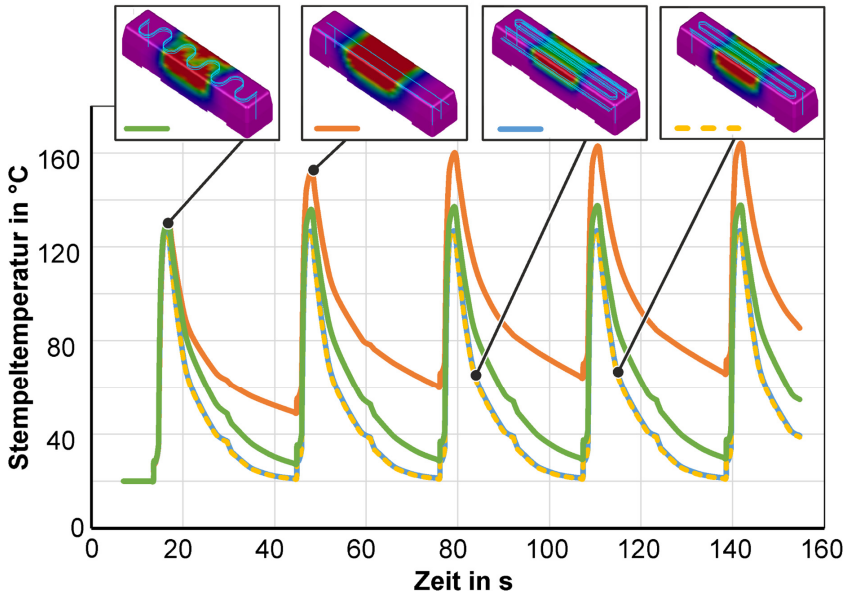


Bild 6.11 Entwicklung der Stempeltemperaturen im zyklischen Presshärtevorgang für die untersuchten Varianten der Kühlkanalkonfigurationen

6.4 Fazit

Die experimentellen und numerischen Untersuchungen zur Beeinflussung des Wärmehaushalts beim Presshärten haben gezeigt, dass dies sowohl über die Texturierung der Werkzeugoberfläche als auch über die Gestaltung der Kühlkanäle möglich ist. Beide Methoden können in diesem Zusammenhang mit besonders hoher Flexibilität bzgl. der Gestaltung und Positionierung mittels des Laserpulverauftragschweißens realisiert werden. Sowohl die experimentellen Grundlagenversuche als auch die numerische Analyse des Presshärtens machen deutlich, dass die Texturierung die Blechtemperatur auf einem höheren sowie homogeneren Niveau hält und so ein vorzeitiges Auskühlen des Blechs vermieden werden kann. Anhand der Anwendung dieser Erkenntnis am Beispiel des Niederhalters wurde gezeigt, dass auf diese Weise auch das Abkühlen der benachbarten Blechbereiche verzögert werden kann und so eine homogene Temperaturverteilung während des Umformvorgangs ermöglicht wird. Im weiteren Verlauf des Prozesses bietet die Textur den Vorteil, dass die Blechtemperatur lokal zwischen texturierten und nicht-texturierten Bereichen beeinflusst werden kann.

In Bezug auf die Gestaltung der Kühlkanäle bietet das Laserpulverauftragschweißen den Vorteil, dass die Kanäle deutlich näher an die Werkzeugoberfläche positioniert werden

können als mit konventionellen, spanenden Verfahren. Dieser Vorteil wurde anhand der numerischen Untersuchungen dreier Kanalvarianten für die additive Fertigung mit einer Referenzkonfiguration in konventioneller Form analysiert. Die auf Basis des Laserpulverauftragschweißens gestalteten Kühlkanäle im Stempel erzielen nicht nur eine Reduzierung der Stempeltemperatur um bis zu 50 %, sondern auch eine Konstanthaltung der Temperatur über mehrere Presshärtezyklen hinweg. Letzteres ermöglicht die Erhöhung von Taktzeiten im industriellen Einsatz.

Diese Erkenntnisse werden im nächsten Schritt genutzt, um die realen Presshärtewerkzeuge entsprechend auszulegen und die Wirksamkeit der untersuchten Maßnahmen anhand eines Demonstratorbauteils zu zeigen.

Weiterführende Untersuchungen können sich bspw. darauf beziehen, ob die additiv gefertigten Kühlkanäle noch näher zur Werkzeugoberfläche positioniert werden können, um die Kühlwirkung weiter zu verbessern ohne die Lebensdauer des Werkzeugs zu beeinträchtigen.

7 Übertragung der Erkenntnisse auf ein Demonstrator-Bauteil

Zur Erprobung der ermittelten Methoden zum Laserpulverauftragschweißen und Glattwalzen von Presshärtewerkzeugen werden diese anhand eines Demonstrators zur Anwendung gebracht. Dabei werden verschiedene Werkzeugkombinationen verwendet, um die unterschiedlichen Effekte der einzelnen Maßnahmen sowie deren Kombination zu validieren (**Bild 7.1**).⁴

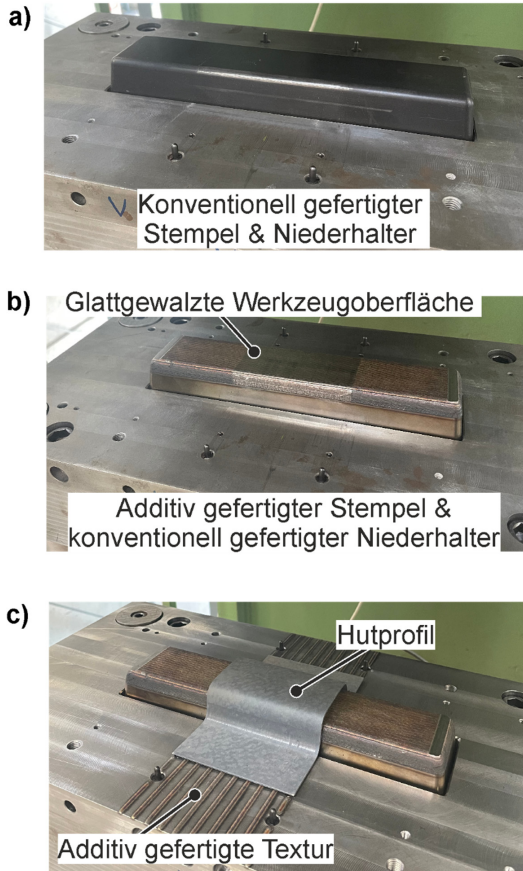


Bild 7.1 Verwendete Demonstratorwerkzeuge zum Presshärten eines Hutprofils

⁴ Teile dieses Kapitels sind in Zusammenarbeit mit G. Marín im Rahmen seiner Masterarbeit zum Thema „Investigation of a hot stamping tool with near-surface cooling channels manufactured by Directed Energy Deposition“ entstanden. Außerdem sind Teile dieses Kapitels in Komodromos et al. (2023a) bzw. Komodromos et al. (2023b) bzw. Dardaei et al. (2023) veröffentlicht.

Dabei erfolgt während des Presshärtens die Temperaturmessung in den Werkzeugen mittels Thermoelementen sowie am Werkstück mittels Wärmebildkamera. Das mit dem Demonstratorwerkzeug gefertigte Hutprofil wird anschließend hinsichtlich seiner Eigenschaften wie Blechdicke und Härte untersucht.

7.1 Experimentelle Erprobung eines Werkzeugs mit additiv gefertigten Kühlkanälen

Für die Anwendung von additiv gefertigten Kühlkanälen in einem Presshärte Werkzeug wird die Geometrie eines Hutprofils als Werkstück gewählt. In der Versuchsanordnung werden das Oberteil des Stempels und seine Kühlkanäle mit einer Breite von 6 mm und einem Abstand untereinander von 8 mm mittels Laserpulverauftragschweißens (an der Kombinationsmaschine *Lasertec 65 3D*) unter Verwendung des Werkzeugstahlpulvers Ferro 55 von voestalpine hergestellt (**Bild 7.2**).

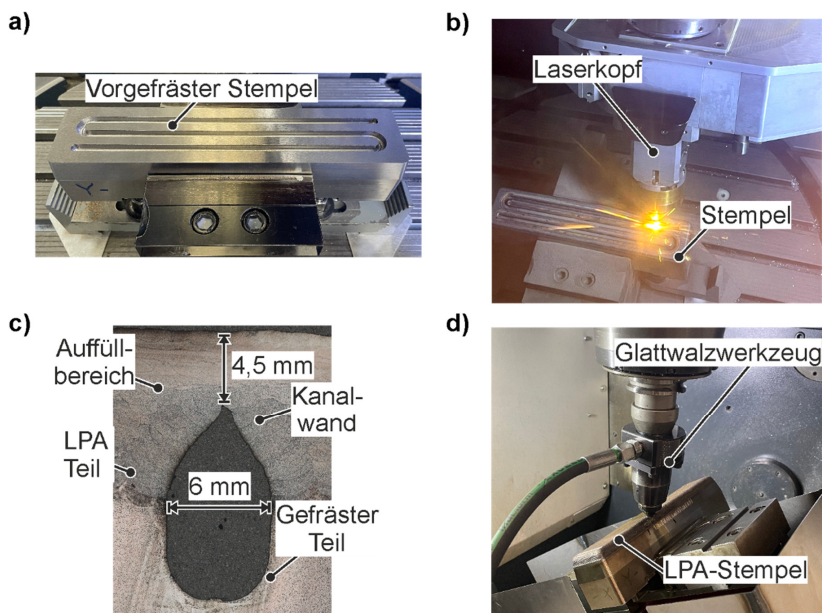


Bild 7.2 a) Mittels Fräsen vorbereiteter Stempel mit Kühlkanalverlauf, b) Fertigung des oberen Teils des Stempels durch Verschließen der Kühlkanäle mittels Laserpulverauftragschweißens, c) Querschliff eines additiv gefertigten Kühlkanals mit konventionell gefertigter Basis, d) Glatzwalzen des Stempels

Der mit Kühlkanälen versehene obere Teil des Stempels wird auf einem vorbereiteten Grundwerkstoff (1.2367) aufgebracht, um Zeit und Kosten zu sparen (im Gegensatz zu

einer kompletten Herstellung mittels LPA). Nach dem LPA-Prozess wird der Bereich des Stempels, der mit dem Blech während des Presshärtevorgangs in Kontakt ist, glattgewalzt (Bild 7.2 d). In diesem Zusammenhang werden die in den vorgestellten Untersuchungen ermittelten Parameter, welche als geeignet für das Presshärten identifiziert wurden, verwendet: Das LPA-Verfahren erfolgt mit einer Bahnüberlappung von 50 % und das Glattwalzen mit einem Walzdruck von 23,4 MPa sowie einer Seitenzustellung von 0,1 mm. Schließlich wird der Stempel im System mit Niederhalter und Matrize zum Presshärten in der Presse (Hydraulische Ziehpresse *Schuler Hydrap* 1000 kN) eingesetzt (Bild 7.3 a). Der Niederhalter ist als zweiteiliges Werkzeugelement ausgelegt, um den oberen Teil auf einfache Art auswechseln zu können, sodass sowohl der konventionelle als auch der texturierte Niederhalter im abgebildeten Versuchsaufbau eingesetzt werden kann. Neben der erzielbaren Nähe der Kühlkanäle zur Oberfläche des Werkzeugs ergibt sich ein weiterer Vorteil aus dem additiven Fertigungsverfahren, welcher hier umgesetzt wird: Das Kühlkanalsystem ist durchgängig und benötigt nur einen Zu- und einen Abfluss für das Kühlwasser. Im Gegensatz dazu benötigen die konventionell hergestellten Kühlkanäle jeweils einen Ein- und Auslass (Bild 7.3 b).

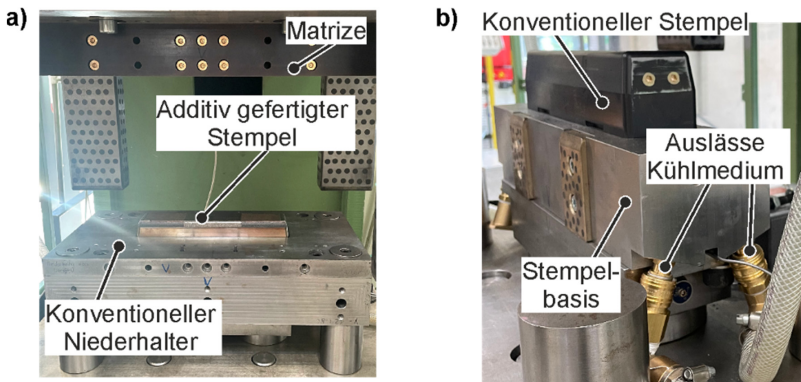


Bild 7.3 a) Kompletter Versuchsaufbau zum Presshärten in der Presse, **b)** Versuchsaufbau ohne Niederhalter

7.1.1 Geometrische Analyse des Stempels

Die geometrische Analyse des Stempels erfolgt anhand optischer Messung (mittels Lichtstreifenprojektion am Profilometer *Keyence VR5200*) der Stempelradien und des Winkels an dessen Längsseiten (Bild 7.4). Als Referenz wird der konventionell gefertigte Stempel herangezogen. Aufgrund des Einsatzes des Laserpulverauftragschweißens ergeben sich Maßabweichungen von den Sollwerten. Dies ist dem Fertigungsverfahren immanent und ist u. a. in der Korngröße des Metallpulvers, dem Durchmesser der Pulverdüse oder der Schweißstrategie begründet. Dies äußert sich in Abweichungen von bis zu 7 % für den Radius und bis zu 6 % für den Winkel nach dem Glattwalzen. Hierbei

fällt auf, dass sich der Radius bzw. Winkel nach erfolgtem Glattwalzen verkleinert haben, was zeigt, dass durch das Glattwalzen eine plastische Einebnung der Werkzeugoberfläche stattfindet. Darüber hinaus unterscheiden sich die beiden Seiten des Stempels, welcher mittels Laserpulverauftragschweißens gefertigt wurde, untereinander. Dies ist auf die dem Prozess immanente geringe Maßhaltigkeit zurückzuführen. Die hier ermittelten Abweichungen sind jedoch als geringfügig einzustufen und beeinträchtigen die Funktionsweise des Stempels nicht.

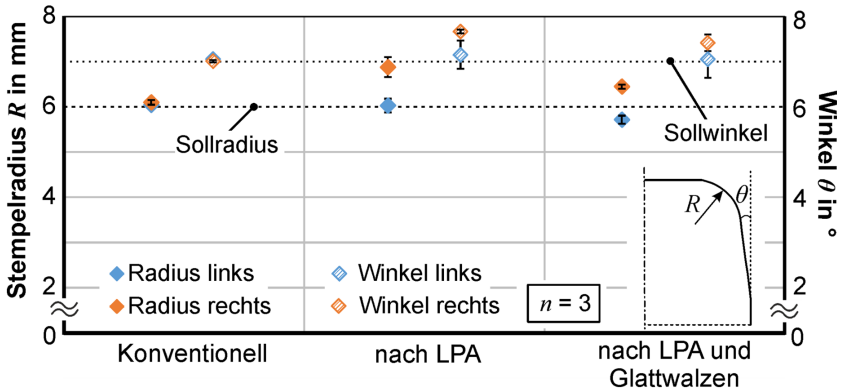


Bild 7.4 Geometrische Analyse der Stempelradien und des Neigungswinkels an den Längsseiten des Stempels

7.1.2 Presshärteversuche und Analyse der Werkzeugtemperaturen

Im Rahmen der Presshärteversuche erfolgten Untersuchungen mit den konventionell sowie den additiv gefertigten Werkzeugen (d. h. Stempel und Niederhalter). Dabei dienen die konventionellen Werkzeuge als Referenz. In Bezug auf den Stempel werden die folgenden drei Fälle miteinander verglichen:

- Konventionell gefertigter Stempel (Werkstoff 1.2367) mit zwei gebohrten Kühlkanälen mit einem Durchmesser von 8 mm und einem Abstand zur Werkzeugoberfläche von ca. 15 mm (bedingt durch fertigungsbedingte Einschränkungen beim Tieflochbohren)
- Additiv gefertigter Stempel mit einem Abstand der drei tropfenförmigen Kühlkanäle zur Oberfläche von ca. 4,5 mm ohne nachbearbeitete Oberfläche
- Additiv gefertigter Stempel mit einem Abstand der drei tropfenförmigen Kühlkanäle zur Oberfläche von ca. 4,5 mm und glattgewalzter Oberfläche. Die Breite der tropfenförmigen Kanäle beträgt jeweils 6 mm und der Abstand zwischen den Kanälen 8 mm.

Zu Beginn der Versuche wurden die AISi-beschichteten Bleche (22MnB5, $s = 1,5$ mm) in einem Hochtemperaturofen (Kammerofen *Nabertherm N161*) bei einer Temperatur

von 950 °C für 5 Minuten austenitisiert. Anschließend wird das Blech manuell vom Ofen in das Presshärtewerkzeug transferiert und auf dem Niederhalter abgelegt. Unmittelbar danach fährt die Matrize auf Kontakt mit dem Niederhalter (mit einer effektiven Niederhalterdistanz von 2 mm und einer durchschnittlichen Geschwindigkeit von 30 mm/s), sodass dieser nach unten geschoben wird und das Blech über den Stempel zu einem Hutprofil geformt wird. Die Haltezeit, in der die Werkzeuge nach dem Umformvorgang geschlossen bleiben, beträgt 15 s. Hiernach werden die Werkzeuge geöffnet und das Hutprofil wird entnommen. Während der Presshärteversuche wurde die Temperatur des Stempels mit Thermoelementen gemessen, die 2 mm unter der Werkzeugoberfläche positioniert waren. Nach vier umgeformten Blechproben (mit einer Wartezeit zwischen den einzelnen Presshärtevorgängen von maximal 5 Minuten entsprechend der Austenitisierungszeit des Blechs t_γ) unterscheidet sich die Temperatur des Stempels je nach Konfiguration der Kühlkanäle und der Werkzeugoberfläche. Bei Verwendung des additiv gefertigten Stempels mit der glattgewalzten Oberfläche wird die Temperatur im Vergleich zum konventionell gefertigten Stempel um bis zu 40 % reduziert (**Bild 7.5**).

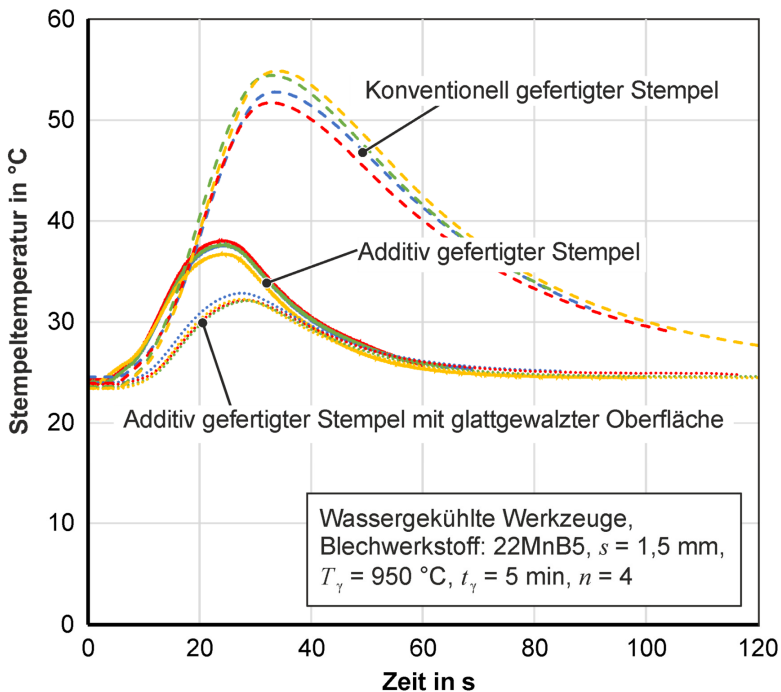


Bild 7.5 Vergleich der gemessenen Stempeltemperaturen des mittels LPA additiv sowie des konventionell gefertigten Stempels während des Presshärtens von jeweils vier aufeinanderfolgenden Blechproben

Der additiv gefertigte Stempel ohne nachbearbeitete Oberfläche zeigt ebenfalls eine reduzierte Temperatur. Aufgrund der höheren Rauheit der additiv gefertigten Oberflächen lässt sich jedoch ableiten, dass der Wärmeübergang im Vergleich zum konventionell gefertigten Stempel geringer ist. Daraus resultiert ein geringerer Beitrag des Werkzeugwerkstoffs zur Kühlwirkung in der Abschreckphase. In Kombination mit den oberflächennahen Kühlkanälen kann dieser Nachteil jedoch ausgeglichen werden. Weiterhin besitzt die erzielte Kühlwirkung das Potential, eine Reduzierung der durch das Glattwalzen eingebrachten Druckeigenspannungen, welche vorteilhaft für die Lebensdauer des additiv gefertigten Werkzeugs sind, zu verhindern. Denn die Stempeltemperatur an der Werkzeugoberfläche bleibt unterhalb der Temperaturen, welche eine solche Reduzierung bewirken können (s. Kap. 4.1.2). Darüber hinaus wurden die im Experiment gemessenen Stempeltemperaturen mit der entsprechenden Simulation (s. Kap. 6.2) verglichen, um diese zu validieren. Dabei weisen die Stempeltemperaturen aus dem Experiment und der Simulation eine Abweichung von 5 % voneinander ab.

Die mit dem LPA-Verfahren hergestellten oberflächennahen Kühlkanäle bieten somit die Möglichkeit, eine starke Erwärmung der Werkzeuge im industriellen Produktionsmaßstab zu vermeiden. Dabei unterliegt die Stempeltemperatur der additiv gefertigten Werkzeuge einer geringeren Schwankung zwischen den einzelnen Versuchen als die Temperatur des konventionell gefertigten Stempels (Bild 7.5). Dies wird nochmals deutlicher, wenn die Wartezeit zwischen den einzelnen Blechproben entfällt, indem fünf Bleche gleichzeitig im Hochtemperaturofen erwärmt werden und möglichst schnell aufeinanderfolgend (manuell) in die Presshärtewerkzeuge eingelegt werden (Bild 7.6).

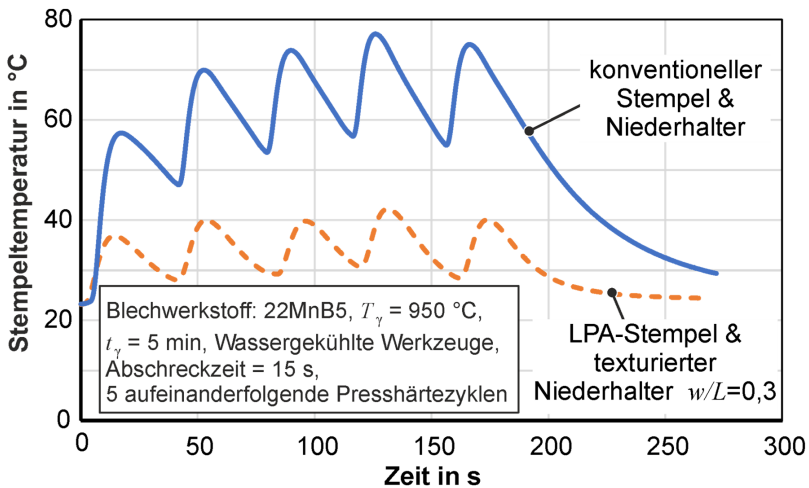


Bild 7.6 Stempeltemperaturen während fünf Presshärtevorgängen mit konventionellen und additiv gefertigten Werkzeugen

Nach fünf aufeinanderfolgenden Presshärtezyklen (inklusive Umformung des Hutprofils) wird somit gezeigt, dass die additiv gefertigten Kühlkanäle nicht nur die Temperatur im Presshärteprozess um fast bis zu 50 % reduzieren. Sie halten auch die Temperatur während aufeinanderfolgender Umformzyklen konstant, während die Temperatur des konventionell hergestellten Stempels ansteigt (Bild 7.6). Diese Erkenntnisse entsprechen den numerischen Analysen aus Kap. 6.3.2 und stellen somit eine Validierung der numerisch generierten Ergebnisse dar.

7.2 Charakterisierung der Werkstückeigenschaften

Im Anschluss an den Presshärtevorgang werden die Eigenschaften des Hutprofils unter Berücksichtigung unterschiedlicher Werkzeugkombinationen untersucht. Ein wesentlicher Aspekt stellt hierbei der Einfluss von texturierten Werkzeugoberflächen auf die Werkstückeigenschaften dar. Hierzu wurde mittels LPA eine Textur mit einem Abstand von 7 mm zwischen den Schweißraupen auf dem Niederhalter aufgebracht, um den Einfluss auf die Wärmeverteilung und den Werkstofffluss des Blechs zu analysieren. Durch den Einsatz des texturierten Niederhalters werden mehrere Effekte in Bezug auf das Umformergebnis des Hutprofils erzielt:

- Verringerung der Rückfederung
- Vermeidung von Orangenhaut an der Zarge des Hutprofils
- Geringere Reduktion der Blechdicke
- Gleichmäßigere Verteilung der Härte des Hutprofils

Diese Effekte werden im Folgenden genauer erläutert und analysiert. Die Rückfederung des mit dem texturierten Niederhalter geformten Hutprofils ist bis zu sechsmal geringer als ohne Texturierung (Bild 7.7).

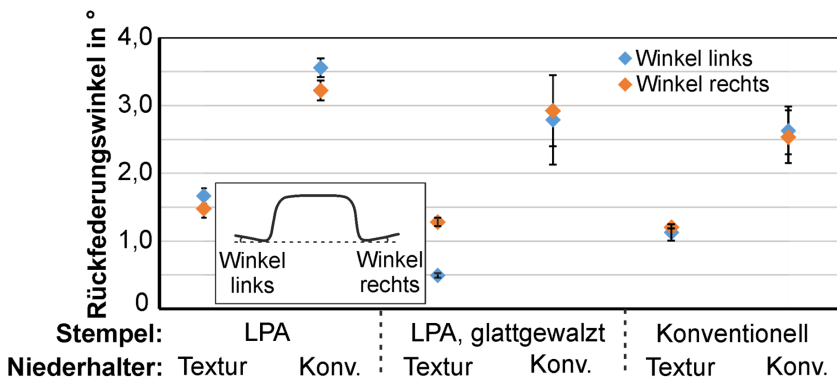


Bild 7.7 Rückfederungswinkel am Hutprofil (je drei Messstellen) unter Variation der untersuchten Stempel- und Niederhalterkonfigurationen

Ein möglicher Grund hierfür ist, dass die Texturierung ein homogenes Temperaturfeld im Hutprofil, das die Bildung von Eigenspannungen minimiert, erzeugt, sodass eine unerwünschte Rückfederung verhindert wird. Auf diese Weise bieten die texturierten Werkzeugoberflächen bspw. das Potential insgesamt maßhaltige Werkstücke herzustellen, selbst wenn die Werkstücktemperatur bei Entnahme noch hoch ist oder die Haltezeit verkürzt wird.

Die Temperaturen des umgeformten Hutprofils werden unmittelbar nach dem Öffnen der Werkzeuge mittels einer Wärmebildkamera (*Infratec VarioCam HD 680 S*) ausgewertet (**Bild 7.8 a**).

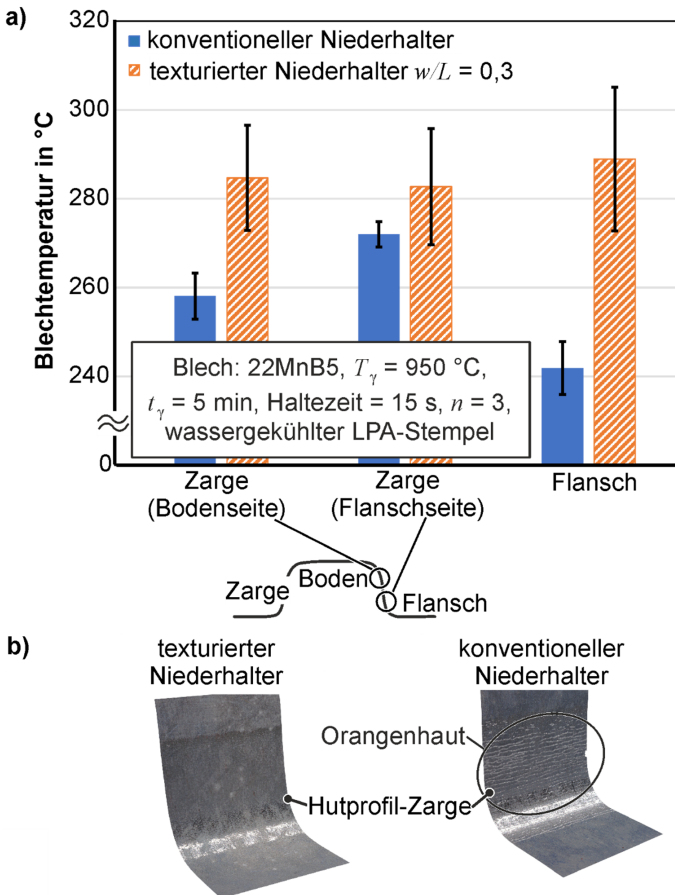


Bild 7.8 a) Temperaturen des Hutprofils unmittelbar nach dem Presshärten, **b)** Oberflächenfehler in Form von Orangenhaut an der Zarge des Hutprofils

Hinsichtlich der Flanschtemperatur des mit dem konventionellen Niederhalter umgeformten Hutprofils, im Vergleich zu dem mit dem texturierten Niederhalter umgeformten, wird die Temperatur mit der additiv gefertigten Textur um bis zu 20 % höher gehalten (Bild 7.8 a). Dieser Effekt setzt sich auch in den angrenzenden Teilen des Hutprofils fort. Somit profitiert der Werkstofffluss im gesamten Prozess von der höheren und homogeneren Temperaturverteilung in allen Abschnitten des Hutprofils, wodurch eine gleichmäßige Umformung über das gesamte Hutprofil gefördert wird (Verlinden et al., 2007). Unerwünschte Effekte, wie Orangenhaut (Bild 7.8 b) sowie eine übermäßige Ausdünnung in der Zarge, können vermieden werden. Der Vergleich der experimentell und numerisch ermittelten Temperaturen (s. Kap. 6.2.2) zeigt eine Abweichung von etwa 10 %, was auf eine insgesamt gute Übereinstimmung hinweist.

Ein möglicher Grund für das Auftreten der Orangenhaut ist die inhomogene Korngrößenverteilung über das Bauteil. Dies wird durch die frühzeitige Abkühlung bestimmter Bereiche des Hutprofils, insbesondere des Flansches, verursacht. Ein Nachteil der verwendeten Textur ist jedoch das lokale Auftreten von leichten Kratzern auf der Innenseite des Hutprofils. Dies könnte verhindert werden, wenn die Schweißbahnen z. B. glattgezogen werden.

Nach dem Presshärten werden Härtemessungen an den Hutprofilen durchgeführt. Der Vergleich der experimentell mit den numerisch ermittelten Werten zeigt eine Abweichung von etwa 6 %. Die Ergebnisse zeigen, dass der Boden und der Zargenbereich des Profils eine höhere Härte besitzen, wenn durch LPA hergestellte oberflächennahe Kühlkanäle verwendet werden (**Bild 7.9 a**). Die Textur des Niederhalters hingegen verringert die Härte im Flanschbereich und in den angrenzenden Bereichen des Profils aufgrund der veränderten thermischen Vorgeschichte während des Prozesses. Die Härteverteilung über alle Bereiche ist homogener als bei den Hutprofilen, welche mit konventionell hergestellten Werkzeugen pressgehärtet wurden. Diese Hutprofile weisen einen starken Härteabfall vom Boden zum Zargenbereich auf. Ähnliche Beobachtungen lassen sich für die Blechdicke und deren Verteilung machen (mit einer Abweichung von 4 % zu den numerischen Ergebnissen). Bei den additiv gefertigten Texturen weist das Bauteil in allen Bereichen eine höhere Dicke auf und die Verteilung ist deutlich homogener (Bild 7.9 b). Bei den konventionell hergestellten Bauteilen korreliert der Härteabfall in der Zarge mit der geringsten Blechdicke, die in diesem Bereich zu beobachten ist.

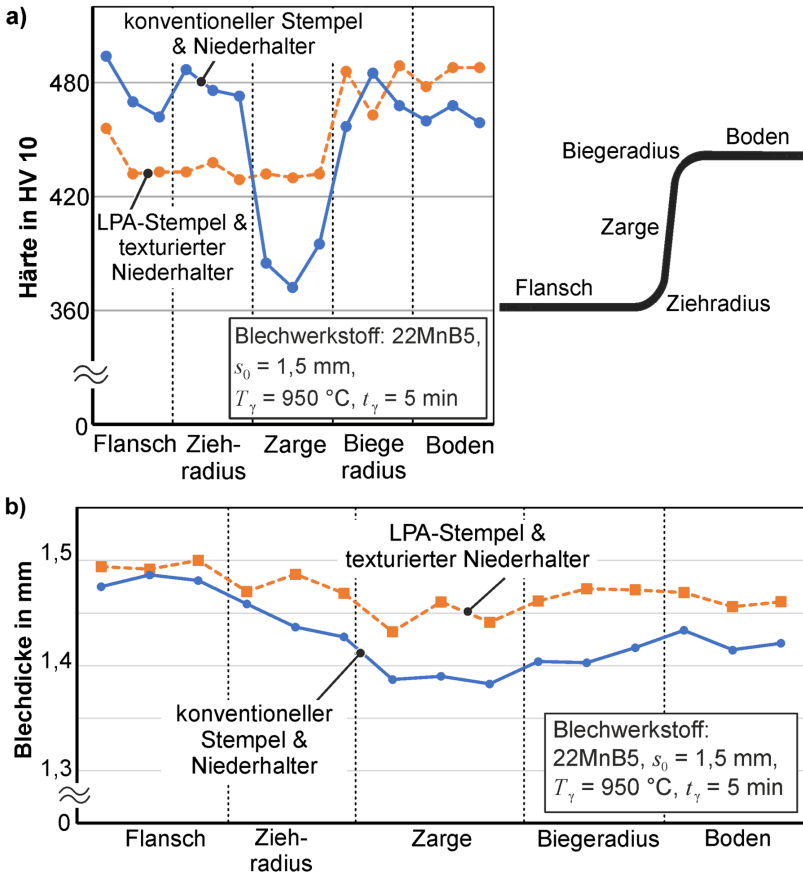


Bild 7.9 a) Härtemessungen am pressgehärteten Hutprofil, **b)** Auswertung der Blechdicke des Hutprofils nach dem Presshärten

Zusätzlich wurden Härtemessungen sowie Messungen der Blechdicke an Hutprofilen, welche unter Verwendung des konventionellen Niederhalters pressgehärtet wurden, durchgeführt. Die Ergebnisse zeigen, dass das Hutprofil eine höhere Härte aufweist, wenn die mittels LPA hergestellten oberflächennahen Kühlkanäle verwendet werden (**Bild 7.10 a**). Die Härteverteilung über alle Bereiche ist homogener als bei konventionell hergestellten Hutprofilen. Diese weisen einen starken Härteabfall vom Boden zur Zarge auf.

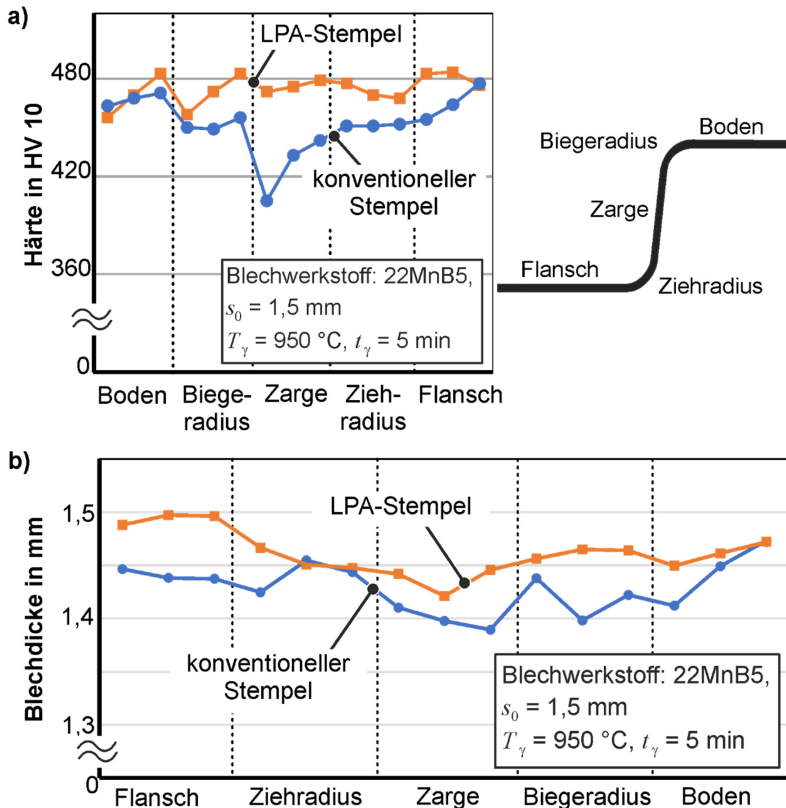


Bild 7.10 a) Härtemessungen am pressgehärteten Hutprofil, **b)** Auswertung der Blechdicken des Hutprofils nach dem Presshärten (jeweils unter Verwendung des konventionellen Niederhalters)

Ähnliche Beobachtungen lassen sich hinsichtlich der Blechdicke und ihrer Verteilung machen: Das Hutprofil hat in allen Bereichen eine höhere Dicke und die Verteilung ist homogener (Bild 7.10 b). Bei den konventionell pressgehärteten Hutprofilen korreliert der Härteabfall in der Wand mit der geringsten Blechdicke in diesem Bereich. Kraft-Weg-Messungen aus Standard-Zugversuchen vergleichen die mechanische Leistungsfähigkeit mittels konventioneller Zugproben, die aus dem Flansch, den Zargen und dem Boden des pressgehärteten Hutprofils entnommen wurden (**Bild 7.11**). Normalisierte Spannungs-Dehnungs-Ergebnisse werden nicht verwendet, da sich die Ausdünnung der Bleche bei den untersuchten Presshärtemethoden unterschiedlich verhält. Was die maximale Zugkraft der aus den Hutprofilen entnommenen Proben betrifft, so weisen die mit dem konventionellen Niederhalter umgeformten Proben eine um 41 % reduzierte

Maximalkraft im Zargenbereich im Vergleich zu Flansch und Boden auf, während die mit dem texturierten Niederhalter umgeformten Proben einen Kraftabfall von nur 12 % aufweisen. Dies ist ein Indiz für die homogenere und feinere Korngröße (Morris, 2001), die durch die homogenere Temperaturverteilung bei der Verwendung des texturierten Niederhalters erreicht wird. In ähnlicher Weise deutet die größere Bruchdehnung der Probe aus der Zarge des Hutprofils, das mit dem texturierten Niederhalter pressgehärtet wurde, auf eine höhere Zähigkeit des Gefüges hin, was ebenfalls ein Zeichen für eine feinere Korngröße ist (Li und Li, 1989).

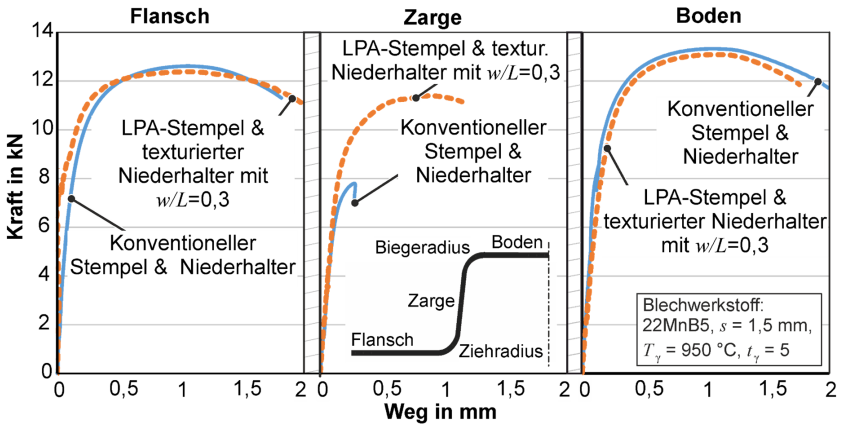


Bild 7.11 Kraft-Weg-Verläufe aus Standard-Zugversuchen am pressgehärteten 22MnB5-Hutprofil

Basierend auf diesen Erkenntnissen sind die Auswirkungen der additiv hergestellten oberflächennahen Kühlkanäle und texturierten Werkzeugoberflächen auf das pressgehärtete Hutprofil nun qualitativ bekannt. Durch die texturierte Werkzeugoberfläche wird die Wärme länger im Blech gehalten und ein frühzeitiges Abkühlen bestimmter Bereiche des Bauteils verhindert, sodass die Umformung des Bauteils homogener verläuft bzw. der Werkstofffluss, z. B. zwischen Flansch und Zarge, gleichmäßiger ist. Beim konventionellen Niederhalter kühlt das Blech im Flanschbereich schneller ab. Folglich wird der Werkstofffluss in diesem Fall behindert, was zu einer Ausdünnung der Wand des Hutprofils führt. Die Wärme länger in bestimmten Bereichen zu halten, kann für verschiedene Anwendungen nützlich sein. Im Falle des Flanschbereichs kann sie zur Erleichterung von Nachbearbeitungsprozessen wie Trennen oder Schweißen genutzt werden.

7.3 Fazit

Die vorliegenden Erkenntnisse anhand der experimentellen Untersuchungen zu den vorgestellten Demonstratorwerkzeugen zeigen, dass die additiv hergestellten oberflächennahen Kühlkanäle in der Lage sind, die Stempeltemperatur beim Presshärten deutlich zu senken. Im Vergleich zum konventionell hergestellten Stempel bietet das Laserpulverauftragschweißen den Vorteil, dass die Kühlkanäle dreimal näher an der Werkzeugoberfläche liegen und einen kontinuierlichen Kühlmittelkreislauf im Stempel erzeugen. Da die Temperatur des Stempels bei aufeinanderfolgenden Presshärtezyklen reduziert und konstant gehalten wird, besteht das Potenzial, die Zykluszeiten zu reduzieren und eine Überhitzung der Werkzeuge zu vermeiden. Zudem kann durch die oberflächennahen Kühlkanäle die Härtungswirkung auf das Bauteil im gekühlten Kontaktbereich erhöht werden.

Neben der erfolgreichen Herstellung des oberflächennah gekühlten Stempels wurde gezeigt, dass das LPA-Verfahren auch zur Herstellung von Texturen auf den Werkzeugoberflächen geeignet ist. Durch den Einsatz eines texturierten Niederhalters wird der thermische Verlauf des Bauteils verändert. Die additiv hergestellte Textur hält die Wärme länger im Blech, was eine höhere Duktilität des Bauteils während des Presshärtens und eine potenzielle Reduzierung der Umformkräfte ermöglicht. Außerdem bietet der texturierte Niederhalter den Vorteil einer homogenen Temperaturverteilung über das Hutprofil während der Umformung (was u. a. feine und gut verteilte Korngrößen im Gefüge ermöglicht). Dies hat einen direkten Einfluss auf die Blechdicke, die Festigkeit und die Härte des umgeformten Bauteils: Eigenschaften, die im Vergleich zur konventionellen Werkzeugführung höhere und homogener verteilte Werte aufweisen.

Die beschriebenen positiven Effekte beim Einsatz von texturierten Niederhaltern ergeben sich somit aus der gleichmäßigeren Temperaturverteilung während des Presshärtevorgangs im Vergleich zum nicht-texturierten Werkzeug. Zusätzlich bewirkt die oberflächennahe Kühlung in Kombination hiermit einen Vorteil in Bezug auf eine höhere Härte des Bauteils durch Reduzierung der Werkzeugtemperatur. Daher kann das angestrebte Ergebnis der Verwendung oberflächennah gekühlter und texturierter Werkzeuge für das Presshärten als erfolgreich erreicht angesehen werden.

Die Temperatursteuerung ist somit ein Wegbereiter für angepasste Eigenschaften der pressgehärteten Bauteile. Numerische Simulationen des Prozesses können diese Effekte ebenfalls genau vorhersagen.

8 Zusammenfassung und Ausblick

Die neuartige Verfahrenskombination aus dem Laserpulverauftragschweißen und anschließendem Glattwalzen ist erfolgreich für die Herstellung von Presshärtewerkzeugen entwickelt und angewendet worden. Mit dem oberflächennah gekühlten Stempel, welcher mittels LPA und Glattwalzen hergestellt wurde, ist das Presshärten von 22MnB5-Blechen erfolgreich durchgeführt worden.

Zunächst wurden die Eigenschaften der Werkzeugoberflächen, welche mit dem Laserpulverauftragschweißen und dem Glattwalzen generiert wurden, untersucht. Dabei wurden die Einflüsse des LPA- und Glattwalz-Verfahrens sowie deren Kombination auf die resultierenden Eigenschaften analysiert. Die wichtigsten Erkenntnisse aus diesen Untersuchungen sind zusammengefasst:

- Die Rauheit der Werkzeugoberflächen wird im Wesentlichen durch die Bahnüberlappung aus dem Laserpulverauftragschweißen bestimmt:
 - Eine größere Bahnüberlappung erzeugt eine höhere Rauheit.
- Durch das Laserpulverauftragschweißen werden Werkzeugoberflächen, welche unmittelbar nach der Entnahme aus der Maschine gehärtet sind, generiert, sodass sie für den Einsatz in einem Presshärtewerkzeug bereit sind.
 - Dies ist hier limitiert auf den Pulverwerkstoff Ferro 55, also werkstoffabhängig.
- Das Glattwalzen ermöglicht eine Reduzierung der Rauheit, jedoch bleibt diese auf einem höheren Niveau als bei konventionell hergestellten Werkzeugen.
- Das Glattwalzen induziert Druckeigenspannungen an der additiv gefertigten Werkzeugoberfläche, sodass die Oberflächenintegrität verbessert wird.
- Das Reibverhalten der Werkzeugoberflächen in Kombination mit einem AlSi-beschichteten 22MnB5-Blech ist vergleichbar mit bislang bekannten Werten für das Presshärten.
- Der Wärmeübergangskoeffizient aus der o. g. Werkstoffkombination ist geringfügig niedriger als bei konventionellen Werkzeugoberflächen.
 - Die Bahnüberlappung aus dem LPA besitzt keinen signifikanten Einfluss.

Darüber hinaus ermöglicht das LPA die Fertigung von Texturen auf der Werkzeugoberfläche. Hierdurch entstehen Einflussmöglichkeiten auf den Wärmeübergang und somit auf den Werkstofffluss beim Presshärten. Dies wurde erfolgreich anhand einer Texturierung auf dem Niederhalter gezeigt.

In Bezug auf die Herstellung von Kühlkanälen mittels Laserpulverauftragschweißens in Presshärtewerkzeugen wurden unterschiedliche Formen hinsichtlich der Herstellbarkeit

beim LPA sowie der Kühlwirkung beim Presshärten analysiert. Dabei wurde der tropfenförmige Kühlkanal als die Form, die diese beiden wesentlichen Aspekte vereinbart, identifiziert.

Die wesentlichen Erkenntnisse aus den Grundlagenversuchen zum LPA und Glattwalzen von Werkzeugoberfläche sowie der Kühlkanalfertigung mittels LPA für das Presshärten sind erfolgreich auf ein Demonstratorwerkzeug übertragen worden. Hieraus leiten sich folgende Erkenntnisse ab:

- Möglichkeit zur Herstellung von Hutprofilen aus dem Blechwerkstoff 22MnB5 mittels Presshärte Werkzeugen, welche mittels LPA und Glattwalzen gefertigt wurden. Diese besitzen folgende wesentliche Eigenschaften:
 - Hohe Härte durch oberflächennahe Werkzeugkühlung
 - Geringere Dickenschwankung durch homogenen Werkstofffluss mittels texturiertem Niederhalter (im Vergleich zu konventionellem Niederhalter)
- Die neue Prozesskombination zur Fertigung der Presshärte Werkzeugen bewirkt eine Reduktion sowie eine Konstanthaltung der Werkzeugtemperatur (im Vergleich zu konventionell hergestellten Werkzeugen).

Anhand der untersuchten Parameter wurden insgesamt die folgenden als für den beschriebenen Anwendungsfall idealen Parameter identifiziert:

- Bahnüberlappung von 50 % beim Laserpulverauftragschweißen, um eine möglichst geringe Rauheit der Oberfläche zu erzielen, sowie Verwendung des Pulverwerkstoffs Ferro 55 für eine gehärtete Oberfläche nach dem LPA.
- Walzdruck von 23,4 MPa mit einer Seitenzustellung von 0,1 mm, um eine ausreichende Reduzierung der Rauheit aus dem LPA zu erzielen, ohne dass es zu einer Wellenbildung kommt.
- Generieren von tropfenförmigen Kühlkanälen mittels LPA sowie Vorbearbeiten einer konventionell gefertigten Basis
- Verwendung kleiner Kühlkanalbreiten von 6 mm mit kleinen Abständen von 8 mm untereinander, um eine größtmögliche Ebenheit der Werkzeugoberfläche sowie eine möglichst effiziente Kühlwirkung zu erzielen.

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass die in den vorangegangenen Kapiteln entwickelten Werkzeugstrategien für den Einsatz beim Presshärten geeignet und anwendbar sind. Des Weiteren wurden die Machbarkeit und die Eigenschaften der Herstellung von Presshärte Werkzeugen durch die neuartige Verfahrenskombination von LPA und Glattwalzen nachgewiesen, sodass die Erkenntnisse für weitere Entwicklungen in diesem Bereich genutzt werden können, z. B. für die Anwendung beidseitiger Texturen auf den Werkzeugen oder oberflächennaher Kühlkanäle in weiteren Werkzeugteilen. Durch die

vorgestellten Variationen der Fertigungsparameter ist eine globale oder lokale Einstellung der Oberflächeneigenschaften der Werkzeuge und somit auch der Werkstückeigenschaften durch Steuerung des Wärmeübergangs sowie des Werkstoffflusses möglich.

Ausblick

Auf Basis der vorgestellten Untersuchungen und Erkenntnisse zur neuen Prozesskombination für die Fertigung oberflächennah gekühlter Presshärtewerkzeuge ergeben sich weitere Entwicklungsmöglichkeiten, die im Folgenden vorgestellt werden.⁵

Bislang wurde das Laserpulverauftragschweißen und das Glattwalzen auf zwei verschiedenen Maschinen durchgeführt. Jedoch bietet eine direkte Abfolge der beiden Fertigungsprozesse Potentiale, wie eine Einsparung der gesamten Fertigungszeit oder Nutzung von durch das LPA erzeugten Zuständen für das anschließende Glattwalzen. In Abhängigkeit des Werkstoffs ist z. B. die Nutzung einer Restwärme im Werkstück denkbar, um die Fließgrenze herabzusetzen und somit eine stärkere Einebnung der Oberflächenrauheit zu erreichen. Hierzu sind Voraussetzungen geschaffen, indem für den Bau- raum der Maschine zum LPA eine Kupplung (Fa. Ecoroll) entwickelt wurde (**Bild 8.1**).

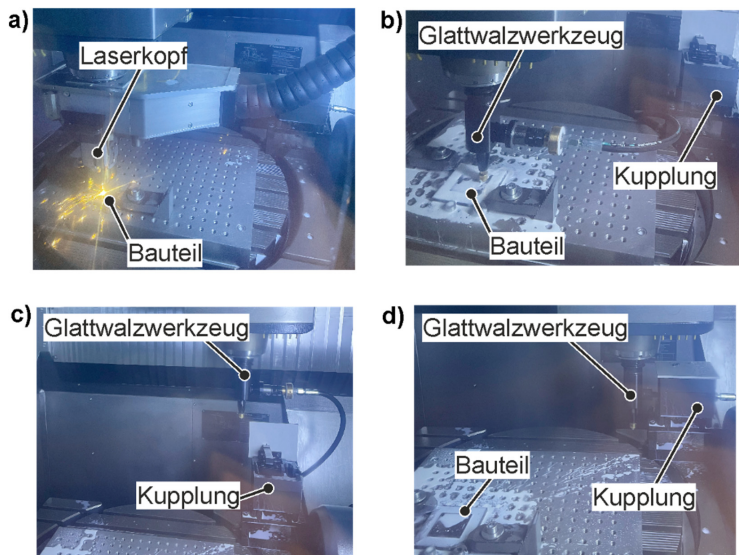


Bild 8.1 Abfolge LPA **a)** und Glattwalzen mit Kupplung: **b)** nach Einkuppeln des Hydraulikschlauchs an das Walzwerkzeug, **c)-d)** Vorgang des Auskuppelns

⁵ Teile dieses Abschnitts sind in Zusammenarbeit mit F. Weinert im Rahmen seiner Bachelorarbeit zum Thema „Numerische Untersuchungen zur Temperaturverteilung bei der Kühlkanalfertigung mittels Laserpulverauftragschweißens“ entstanden.

Diese Kupplung dient für den automatisierten Anschluss des Hydraulikschlauchs an das hydrostatisch gelagerte Glattwalzwerkzeug unmittelbar nach dem LPA. Der Hydraulikschlauch selbst wird aus der Maschine heraus geleitet zu einem entsprechenden Hydraulikaggregat. Somit sind die technologischen Voraussetzungen für die Automatisierung dieser Fertigungsabläufe bereits erfüllt. Auf diese Weise kann eine mögliche Einflussnahme auf die resultierenden Werkstückeigenschaften zukünftig untersucht werden.

Da das Glattwalzen der mittels LPA gefertigten Werkzeugoberflächen Druckeigenspannungen in die Werkzeugoberfläche induziert, wie in dieser Arbeit gezeigt wurde, ist zu quantifizieren, wie hoch die Lebensdauersteigerung des Presshärtewerkzeugs ausfällt. Hier wäre bspw. die Beziehung zwischen der Höhe der Druckeigenspannungen und der entsprechenden Verlängerung der Lebensdauer zu untersuchen (z. B. anhand der Dauerfestigkeit). Im Rahmen dieser Untersuchungen ist zu ergänzen, dass tiefergehende Analysen der Eigenspannungsentwicklung beim LPA und Glattwalzen von Werkzeugstählen zu einem besseren Verständnis der ablaufenden Mechanismen beitragen können. Dies gilt insbesondere im Hinblick auf die entsprechende Mikrostruktur-Entwicklung und die Abhängigkeit der (Tiefe der) Eigenspannungen sowie der plastischen Formänderungszone beim Glattwalzen. Das Vorhandensein dieser Effekte wurde z. B. von Sunny et al. (2022) oder Courbon et al. (2019) nachgewiesen. Die dort verwendeten Verfahrenskombinationen sind jedoch – abweichend vom vorliegenden Fall – das Selektive Laserschmelzen mit Rollenwalzen bzw. das sog. Laser cladding mit Glattwalzen eines Edlstahls.

Eine weitere Möglichkeit zur Reduzierung der Rauheit stellt neben dem Glattwalzen das Wiederaufschmelzen der Werkzeugoberfläche mittels Lasers dar (Jardon et al., 2022). Dabei wird der Laserkopf mit einer definierten Laserleistung ohne Pulverzufuhr nach dem Aufbau über das Werkstück gefahren. Ein möglicher Nachteil kann hier jedoch sein, dass sich die Oberflächenhärte durch dieses Vorgehen reduziert, was nachteilig für den Einsatz in Presshärtewerkzeugen ist. Anhand von Vorversuchen mit Laserleistungen zwischen 800 und 1800 W mit dem Werkstoff Ferro 55 konnte gezeigt werden, dass sich die Härte der Proben mit zwei Schichten nicht signifikant reduziert: sie liegt weiterhin im Bereich zwischen 50 und 60 HRC. Folglich ist genauer zu untersuchen, in welchem Wertebereich die Rauheitsreduktion mit der Methode unter Vermeidung eines Härteverlusts möglich ist.

Des Weiteren sind Aspekte des Laserpulverauftragschweißens, insbesondere in Bezug auf die Fertigung verschiedener Kühlkanalgeometrien, weiterzuentwickeln. Wie in Kap. 5 beschrieben, können die quadratischen Kühlkanäle die größte Kühlwirkung im Vergleich zu anderen Kanalgeometrien erzielen. Daher wäre zu untersuchen, wie diese im LPA trotz der aktuell fehlenden Abstützung des Pulvers realisiert werden können, um die Kühlwirkung beim Presshärten zu verbessern und so z. B. kürzere Taktzeiten zu

realisieren. Zusätzlich ist hier der Einsatz von Methoden zur Topologieoptimierung sinnvoll, um die größtmögliche Reduzierung der Werkzeugtemperatur im Hinblick auf bspw. minimal mögliche Abstände der Kanäle untereinander oder zur Werkzeugoberfläche zu identifizieren.

Darüber hinaus besteht in der Untersuchung der Entstehung und Ursachen der Welligkeit an den Oberflächen der Werkzeuge mit oberflächennahen Kühlkanälen weiteres Potential, um die Unebenheiten der Oberflächen bereits bei der Fertigung mittels LPA zu reduzieren. Hierzu wurde ein thermomechanisches FEM-Modell des LPA-Prozesses von tropfenförmigen Kühlkanälen entwickelt, welches sowohl die im Prozess entstehenden Temperaturfelder als auch die Spannungsverteilungen abbilden kann. Die Analyse der auftretenden Vergleichsspannungen zeigt, dass Spannungsminima und Spannungsmaxima teilweise schichtweise alternierend auftreten (**Bild 8.2**).

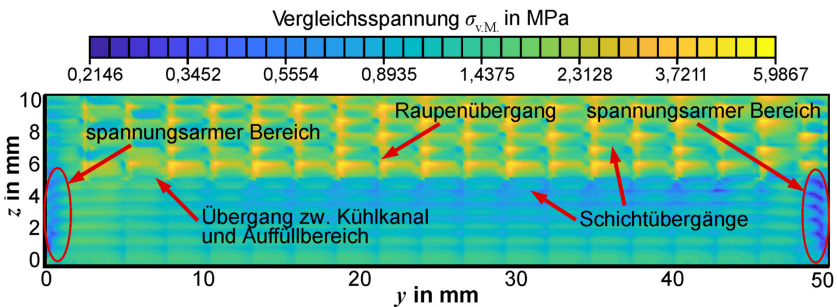


Bild 8.2 Beispiel eines Spannungsfeldes aus der thermomechanischen Analyse mittels FEM des Laserpulverauftragschweißens von tropfenförmigen Kühlkanälen (in Anlehnung an Weinert, 2023)

Somit deckt sich die periodische Gestaltabweichung aus dem Versuch (in Form der Welligkeit) mit den Erkenntnissen aus der numerischen Modellierung. Insbesondere die graduelle Spannungsverteilung in den obersten Deckschichten untermauert dies. Mit Zunahme dieser Deckschichten werden die Vergleichsspannungen und somit die Gestaltabweichungen geringer, wie sowohl im Experiment als auch im numerischen Modell zu beobachten war. Hiermit wurde eine Grundlage geschaffen, um zukünftig zu untersuchen, auf welche Weise eine Anpassung der Prozessparameter beim LPA, wie Laserleistung, oder der Prozesskinematik, dazu beitragen können, die Welligkeit bei der Kühlkanalfertigung zu reduzieren.

Schließlich bietet die additive Fertigung von Presshärtewerkzeugen weitere Potentiale hinsichtlich des (ergänzenden) Einsatzes des Selektiven Laserschmelzens, da die Kühlkanalgröße beim LPA in Bezug auf kleinere Kanäle durch die Korngröße und Pulverdüsendgröße begrenzt ist. Denn hiermit ist es (u. a. aufgrund der kleineren Korngrößen des Pulvers) möglich, die Größe und Abstände der Kühlkanäle weiter zu verkleinern,

um die Kühlwirkung auch bei komplexeren Werkzeuggeometrien kontur- und oberflächennah steigern zu können. Möglich wäre bei begrenztem Bauraum im SLM-Verfahren die Fertigung eines Teils des Werkzeugs, welches später mit dem gesamten Werkzeug gefügt wird. Weitere mögliche Untersuchungen im Rahmen der vorliegenden Arbeit umfassen die Analyse verschiedener Kühlkanalkonfigurationen in Kombination mit der Texturierung im Hinblick auf den Wärmehaushalt im Presshärteprozess.

Literaturverzeichnis

- Åkerström, P., 2006. Modelling and Simulation of Hot Stamping. Dissertation, Luleå University of Technology, Schweden.
- Albrecht, H., 2020. Elementare Koordinatengeometrie. Springer Spektrum, Berlin.
- Behrens, B. A.; Demir, M.; Bräuer, G.; Weber, M., 2011. Praxistaugliche Prozessschmierung für das Presshärten borlegierter Stähle, EFB-Forschungsbericht Nr. 328.
- Bergman, G., 1999. Modeling and Simultaneous forming and quenching. Dissertation, Luleå University of Technology, Schweden.
- Billur, E., Senuma, T., 2019. Die Design and Manufacturing. In: Hot Stamping of Ultra-High Strength Steels – From a Technological and Business Perspective, Billur, E. (Ed.), Springer Nature, Cham, Switzerland, pp. 105–129.
- Bosetti, P., Bruschi, S., Stoehr, T., Lechler, J., Merklein, M., 2010. Interlaboratory Comparison for Heat Transfer Coefficient Identification in Hot Stamping of High Strength Steels. In J Mater Form, Volume 3, pp. 817–820.
- Chantzis, D., Liu, X., Politis, D. J., el Fakir, O., Chua, T. Y., Shi, Z., Wang, L., 2020. Review on additive manufacturing of tooling for hot stamping. Int J of Adv Manu Tech, Volume 109 (1–2), pp. 87–107.
- Chomienne, V., Valiorgue, F., Rech, J., Verdu, C., 2016. Influence of ball burnishing on residual stress profile of a 15-5PH stainless steel. CIRP J of Manufacturing Science and Technology, Volume 13, pp. 90–96.
- Cortina, M., Arrizubieta, J. I., Calleja, A., Ukar, E., Alberdi, A., 2018. Case study to illustrate the potential of conformal cooling channels for hot stamping dies manufactured using hybrid process of laser metal deposition (LMD) and milling. Metals, Volume 8, 102, <https://doi.org/10.3390/met8020102>.
- Courbon, C., Sova, A., Valiorgue, F., Pascal, H., Sijobert, J., Kermouche, G., Bertrand, Ph., Rech, J., 2019. Near surface transformations of stainless steel cold spray and laser cladding deposits after turning and ball-burnishing, Surface and Coatings Tech, Volume 371, pp. 235-244, <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2019.01.092>.
- Danielczyk, P., Wróbel, I., 2021. Analysis of Hot Stamping tool Cooling System – A case study. Materials, 14, 2759. <https://doi.org/10.3390/ma14112759>.
- Denkena, B., Wichmann, M., Pillkahn, P., 2022. Effect of mechanical finishing on residual stresses and application behavior of wire arc additive manufactured aluminum components. Procedia CIRP, Volume 108, pp. 135–140.

- Denkena, B., Grove, T., Maiss, O., 2016. Influence of hard turned roller bearings surface on surface integrity after deep rolling. *Procedia CIRP*, Volume 45, pp. 359–362.
- DIN EN ISO 4288, 1997, Geometrische Produktspezifikation (GPS) — Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren — Regeln und Verfahren für die Beurteilung der Oberflächenbeschaffenheit, Beuth GmbH, Berlin.
- DIN EN ISO 6506-1, 2014, Metallische Werkstoffe — Härteprüfung nach Brinell— Teil 1: Prüfverfahren, Beuth GmbH, Berlin.
- Fernández, B., Gonzáles, B., Artola, G., de Lacalle, N., Angulo, C., 2019. A Quick Cycle Time Sensitivity Analysis of Boron Steel Hot Stamping. *Metals*, Volume 9, DOI: 10.3390/met9020235.
- Gebhardt, A., 2013. Generative Fertigungsverfahren, Additive Manufacturing und 3D Drucken für Prototyping – Tooling – Produktion. 4. Auflage, Carl Hanser Verlag, München.
- George, R. Bardelick, A., Worswick, M., 2009. Localized Die Temperature Control for Tailored Properties in Hot Forming of Boron Steels – Numerical Study. In: Levy, B. S., Matlock, D. K., Van Tyne, C. J. (Eds.), *Proceedings of International Deep Drawing Research Group (IDDRG) Conference*, Golden, Columbus, USA, pp. 131–139.
- Ghiotti, A., Bruschi, S., Borsetto, F., 2011. Tribological characteristics of high strength steel sheets under hot stamping conditions. *J Mater Process Tech*, Volume 211, pp.1694–1700.
- Ghiotti, A., Bruschi, S., Medea, F., 2015. Comparison of tribological and wear performances of AlSi and Zn coatings in hot stamping of boron steel sheets. *Wear*, Volume 332–333, pp. 810–821.
- Gibson, I., Rosen, D., Stucker, B., 2015. Directed Energy Deposition Processes. In: *Additive Manufacturing Technologies*, 2nd ed., Gibson, I., Rosen, D., Stucker, B. (Eds.), Springer, New York, USA, pp. 245–268.
- Güner, A., Hol, J., Venema, J., Sigvant, M., Dobrowolski, F., Komodromos, A., Tekkaya, A. E., 2021. Application of an Advanced Friction Model in Hot Stamping Simulations: A Numerical and Experimental Investigation of an A-Pillar Reinforcement Panel from Volvo Cars. 40th International Deep-Drawing Research Group Conference, IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering 1157 012020, doi:10.1088/1757-899X/1157/1/012020.
- He, B., Ying, L., Li, X., Hu, P., 2016. Optimal design of longitudinal conformal cooling channels in hot stamping tools. *Applied Thermal Engineering*, Volume 106, pp. 1176-1189. doi: 10.1016/j.applthermaleng.2016.06.113

- Hertz, H., 1881. Über die Berührung fester elastischer Körper. *J für die reine und angewandte Mathematik* 92, pp. 156–171.
- Hiegemann, L., Weddeling, C., Ben Khalifa, N., Tekkaya, A. E., 2013. Control of the Material Flow in Deep Drawing by the Use of Rolled Surface Textures. In: 6. Öffentliches Kolloquium SFB 708, Tillmann, W., Baumann, I., Eds., pp. 33–45.
- Hiegemann, L., Weddeling, C., Tekkaya, A. E., 2016. Analytical contact pressure model for predicting roughness of ball burnished surfaces. *J Mater Process Tech*, Volume 232, pp. 63–77.
- Hiegemann, L., 2017. Glattwalzen beschichteter Oberflächen. Dr.-Ing. Dissertation, Technische Universität Dortmund, Institut für Umformtechnik und Leichtbau, Shaker Verlag, Aachen.
- Hochholdinger, B., 2012. Simulation des Presshärteprozesses und Vorhersage der mechanischen Bauteileigenschaften nach dem Härten. Dr.-Ing. Dissertation, ETH Zürich, Schweiz.
- Hölker, R., Haase, M., Ben Khalifa, N., Tekkaya, A. E., 2015. Hot extrusion dies with conformal cooling channels produced by additive manufacturing. *Materials Today: Proceedings* 2, pp. 4838–4846.
- Huskic, A., 2014. Forschung und Entwicklung im Bereich der generativen Fertigung an der FH OÖ, Vortrag, Wels, 2.10.2014.
- Huskic, A., Behrens, B.-A., Giedenbacher, J., Huskic, A., 2013. Standzeituntersuchungen generativ hergestellter Schmiedewerkzeuge. *Spektrum Schmiedejournal* September 2013, S. 66–70.
- Huskic, A., Giedenbacher, J., Pschebezin, U., Wild, N., 2012. Rapid Tooling für Umformwerkzeuge. *RTEjournal – Forum für Rapid Technologie*, Vol. 2012, Ausgabe 9, Iss. 1.
- Jardon, Z., Ertveldt, J., Lecluyse, R., Hinderdael, M., Pyl, L., 2022. Directed Energy Deposition roughness mitigation through laser remelting, *Procedia CIRP*, Volume 111, pp. 180–184, <https://doi.org/10.1016/j.procir.2022.08.042>.
- Karbasian, H., Tekkaya, A. E., 2010. A review on hot stamping. *J Mater Process Tech*, Volume 210, pp. 2103–2118.
- Karbasian, H., 2010. Formgenauigkeit und mechanische Eigenschaften pressgehärteter Bauteile. Dr.-Ing. Dissertation (Technische Universität Dortmund), Shaker Verlag, Aachen.
- Kolleck, R.; Veit, R., 2008. Technologien und Fertigungsmittel für die temperierte Blechumformung, Tagungsband 13. *Dresdener Werkzeugmaschinen-Fachseminar: Thermisch unterstützte Formprozesse*, 11./12.12.2008.

- Kunz, J., 2009. Kontaktprobleme und ihre praktische Lösung. Konstruktion, Sonderdruck aus Heft 11-12 (2009), S. 54–58.
- Kuo, C.-C., You, Z.-Y., 2021. Enhancing the structural strength for injection molding tooling with conformal cooling channels using ANSYS Software. Preprint, research square, <https://doi.org/10.21203/rs.3.rs-399879/v1>.
- Lechler, J., 2009. Beschreibung und Modellierung des Werkstoffverhaltens von presshärtbaren Bor-Manganstählen. Dr.-Ing. Dissertation (Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg), Meisenbach Verlag, Bamberg.
- Li, C., Liu, Z. Y., Fang, X. Y., Guo, Y. B., 2018. Residual Stress in Metal Additive Manufacturing. *Procedia CIRP*, Volume 71, pp. 348–353.
- Li, S., Zhou, L., Wu, X., Zhang, Y., Li, J., 2016. The Influence of Thermal Conductivity of Die Material on the Efficiency of Hot-Stamping Process. *Journal of Materials Engineering & Performance*. Volume 25 (11), pp. 4848-4867. doi: 10.1007/s11665-016-2332-9.
- Li, W.-L., Li, J. C. M., 1989. The effect of grain size on fracture toughness, *Philosophical Magazine A*, Volume 59 (6), pp. 1245-1261, <https://doi.org/10.1080/01418618908221173>.
- Li, A., Ji, V., Lebrun, J. L., Ingelbert, G., 1995. Surface Roughness Effects on Stress Determination by the X-ray Diffraction Method. *Experimental Techniques*, Volume 19, pp. 9–11.
- Liang, J., Lu, H., Zhang, L., Li, F., Cao, R., Liu, K., Pan, H., Teng, H., Li, X., Guo, A., Zhao, Z., 2021. A 2000 MPa grade Nb bearing hot stamping steel with ultra-high yield strength, *Materials Science and Engineering: A*, Volume 801, <https://doi.org/10.1016/j.msea.2020.140419>.
- Lim, W.-S., Choi, H.-S., Ahn, S.-Y., Kim, B.-M., 2014. Cooling channel design of hot stamping tools for uniform high-strength components in hot stamping process. *Int J Adv Manuf Technol*, 70, 1189–1203, DOI 10.1007/s00170-013-5331-0.
- Löbbecke, C., 2019. Temperaturunterstütztes Biegen und Wärmebehandeln in mehrstufigen Werkzeugen. Dr.-Ing. Dissertation (Technische Universität Dortmund), Shaker Verlag, Aachen.
- López de Lacalle, L. N., Lamikiz, A., Sánchez, J. A., Arana, J. L., 2007. The effect of ball burnishing on heat-treated steel and Inconel 718 milled surfaces. *Int J Adv Manuf Technol*, Volume 32, pp. 958–968.
- Luca, L., Neagu-Ventzel, S., Marinescu, I., 2005. Effects of working parameters on surface finish in ball-burnishing of hardened steels. *Precision Engineering*, Volume 29, pp. 253–256.

- Maeno, T., Mori, K., Fujimoto, M., 2015. Improvements in productivity and formability by water and die quenching in hot stamping of ultra-high strength steel parts. *CIRP Annals*, Volume 64, Issue 1, pp. 281-284, <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2015.04.128>.
- Mori, K., Bariani, P. F., Behrens, B.-A., Brosius, A., Bruschi, S., Maeno, T., Merklein, M., Yanagimoto, J., 2017. Hot stamping of ultra-high strength steel parts. *CIRP Annaly – Manufacturing Technology*. Volume 66, pp. 755-777.
- Morris, J. W., 2001. The Influence of Grain Size on the Mechanical Properties of Steel. Lawrence Berkeley National Laboratory. <https://escholarship.org/uc/item/88g8n6f8>, zuletzt abgerufen am 10.07.2023.
- Mückenheim, W., 2015. *Mathematik für die ersten Semester*. De Gruyter Studium, Berlin.
- Müller, B. Konturnahe Temperierung beim Presshärten, 2013. Infoblatt des Fraunhofer IWU, Chemnitz, <https://www.iwu.fraunhofer.de/content/dam/iwu/de/documents/Infoblatt/Infoblatt-Konturnahe-Temperierung-beim-Pressh%C3%A4rten.pdf>, zuletzt abgerufen am 10.05.2023.
- Olsson, T., 2009. An LS-DYNA material model for simulations of hot stamping processes of ultra-high strength steels. 7th European LS-DYNA Conference, Salzburg, Österreich.
- Pelcastre, L., Hardell, J., Prakash, B., 2011. Investigations into the occurrence of galling during hot forming of Al-Si-coated high-strength steel. *Proc. IMechE*, Volume 225 Part J: *J. Engineering Tribology*, pp. 487–498.
- Porzner, H., Billur, E., 2019. Computer Modeling of Hot Stamping. In: *Hot Stamping of Ultra-High Strength Steels – From a Technological and Business Perspective*, Billur, E. (Ed.), Springer Nature, Cham. Switzerland, pp. 203–223.
- Quan, G., Zhang, Z., Wang, X., Li, Y., Mao, A., Xia, Y., 2017. Parameter optimization of cooling system in U-shape hot stamping mold for high strength steel sheet based on MOPSO. *Int J Adv Manuf Tech*, Vol. 90, Heft 1-4, pp. 887-906. DOI: 10.1007/s00170-016-9446-y.
- Ribeiro, K. S. B., Mariani, F. E., Coelho, R. T., 2020. A Study of Different Deposition Strategies in Direct Energy Deposition (DED) Processes. *Procedia Manufacturing*, Volume 48, pp. 663–670.
- Ritter, S., 2020. *Formnext AM Field Guide compact*. Hochschule Reutlingen, <https://www.tec.reutlingen-university.de/fakultaet/unsere-projekte-a-z/pep-produkt-entwicklungsprojekt/am-field-guide/>, zuletzt abgerufen am 09.08.2022.

- Saifullah, A., Masood, S., 2007. Optimum cooling channels design and thermal analysis of an Injection moulded plastic part mould. *Materials Science Forum*, Volume 561, pp. 1999-2002. Doi: 10.4028/www.scientific.net/MSF.561-565.1999.
- Salzgitter, 2014. Werkstoffdatenblatt Vergütungsstahl 22MnB5, borlegiert, Salzgitter Flachstahl. https://www.salzgitter-flachstahl.de/fileadmin/mediadb/szfg/informationsmaterial/produktinformationen/kaltgewalztes_feinblech/deu/22mnb5.pdf, zuletzt abgerufen am 20.07.2023.
- Schulze, S., 2022. Inline-Festwalzen zur Erhöhung der Zahnfußtragfähigkeit. Dissertation, Institut für Fertigungstechnik und Qualitätssicherung, Otto von Guericke-Universität Magdeburg, Shaker Verlag.
- Schwingenschlögl, P., Steiner, J., Andreas, K., Merklein, M., 2017. Investigation of Tribological Conditions within Partial Hot Stamping. *Proceedings of 6th International Conference: Hot Sheet Metal Forming of High-Performance Steel (CHS²)*, Oldenburg, M., Prakash, B., Steinhoff, K., Eds., pp. 233–239.
- Schwingenschlögl, P., 2020. Erarbeitung eines Prozessverständnisses zur Verbesserung der tribologischen Bedingungen beim Presshärten. Dissertation, Lehrstuhl für Fertigungstechnologie, Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg. <https://doi.org/10.25593/978-3-96147-298-7>.
- Shayfull, Z., Sharif, S., Zain, A., Saad, R., Fairuz, M., 2013. Milled Groove Square Shape Conformal Cooling Channels in Injection Molding Process. *Mater Manuf Proc*, Volume 28, pp. 884-891. DOI: 10.1080/10426914.2013.763968
- So, H., Steinbeiss, H., Hoffmann, H., 2006. Entwicklung einer Methodik zur Optimierung von Umformwerkzeugen für die Warmblechumformung. In: Geiger, M., Merklein, M. (Eds.), 1. Erlanger Workshop Warmblechumformung, Meisenbach Verlag, pp. 102-117.
- Srinivasa Rao, D., Suresh Hebbar, H., Komaraiah, M., Kempaiah, U. N., 2008. Investigations on the Effect of Ball Burnishing Parameters on Surface Hardness and Wear Resistance of HSLA Dual-Phase Steels. *Materials and Manufacturing Processes*, Volume 23, pp. 295–302.
- Steinbeiss, H., So, H., Michelitsch, T., Hoffmann, H., 2007. Method for optimizing the cooling design of hot stamping tools. *Production Engineering*, Volume 1 (2), pp. 149-155, doi: 10.1007/s11740-007-0010-3.
- Sunny, S., Mathews, R., Yu, H., Malik, A., 2022. Effects of microstructure and inherent stress on residual stress induced during powder bed fusion with roller burnishing, *Int J Mechanical Sciences*, Volume 219, <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2022.107092>.

- Tan, C., Wang, D., Ma, W., Chen, Y., Chen, S., Yang, Y., Zhou, K., 2020. Design and additive manufacturing of novel conformal cooling molds. *Materials and Design*, 196, <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2020.109147>.
- Veit, R., Hofmann, H., Kolleck, R., Sikora, S., Chinesta, F., Chastel, Y., El Mansori, M., 2011. Investigation of the Phase Formation of AlSi-Coatings for Hot Stamping of Boron Alloyed Steel. *AIP Conference Proceedings*, pp. 769–774.
- Venema, J., Hazrati, J., Matthews, D., van den Boogaard, T., 2018. An Insight in Friction and Wear Mechanisms during Hot Stamping. *Key Engineering Materials*, Volume 767, pp. 131–138.
- Venema, J., Atzema, E., Hazrati, J., Matthews, D., van den Boogaard, T., 2020. Modeling of Friction in Hot Stamping. *Procedia Manufacturing*, Volume 47, pp. 596–601.
- Venema, J., Hazrati, J., Zaman, S. B., Matthews, D. T. A. and Atzema, E., 2022. Temperature and strain dependent fracture of AlSi coating in hot stamping of press hardening steel. *Int J Mater Form*, Volume 15 (29). <https://doi.org/10.1007/s12289-022-01685-5>.
- Verlinden, B., Driver, J., Samajdar, I., Doherty, R., 2007. *Thermo-Mechanical Processing of Metallic Materials*. Volume 11, Pergamon Materials Series, Elsevier.
- voestalpine, 2016. Material data sheet for UTP PLASweld™ Ferro 55, www.voestalpine.com/welding.
- voestalpine, 2017. Material data sheet for UTP PLASweld™ Ferro 702, www.voestalpine.com/welding.
- Vollmer, R., Kolleck, R., Schwemberger, P., 2014. Herstellung oberflächennaher Kühlkanalstrukturen für das Presshärten mittels Laserauftragsschweißen. In: Merklein, M. (Hrsg.), *Tagungsband zum 9. Erlanger Workshop Warmblechumformung*, Meisenbach Verlag, Bamberg, S. 61–73.
- Wahab, M., Raus, A., Amir, I., Ahmed, A., Kamarudin, K., 2018. The Thermal Effect of Variate Cross-Sectional Profile on Conformal Cooling Channels in Plastic Injection Moulding. *International Journal of Integrated Engineering* Volume 10, No. 5, pp.156-163. DOI: 10.30880/ijie.2018.10.05.023.
- Wied, J., 2011. *Oberflächenbehandlung von Umformwerkzeugen durch Festklopfen*, Dissertation, Technische Universität Darmstadt.
- Zhao, Y., Maietta, D. M., Chang, L., 2000. An Asperity Microcontact Model Incorporating the Transition from Elastic Deformation to Fully Plastic Flow. *Journal of Tribology*, Volume 22, pp. 86-93.

Zheng, K., Politis, D. J., Lin, J., Dean, T. A., 2017. An experimental and numerical investigation of the effect of macro-textured tool surfaces in hot stamping. *Int J Mater Form*, Volume 10, pp. 241–254.

Anhang A: Einfluss der Seitenzustellung beim Glattwalzen des Ferro 55

Der Einfluss einer kleineren Seitenzustellung beim Glattwalzen zeigt sich beim Werkstoff Ferro 55 in einer größer werdenden Rauheit (**Bild A.1**). Dies wird in Kap. 4.1.2 genauer diskutiert.

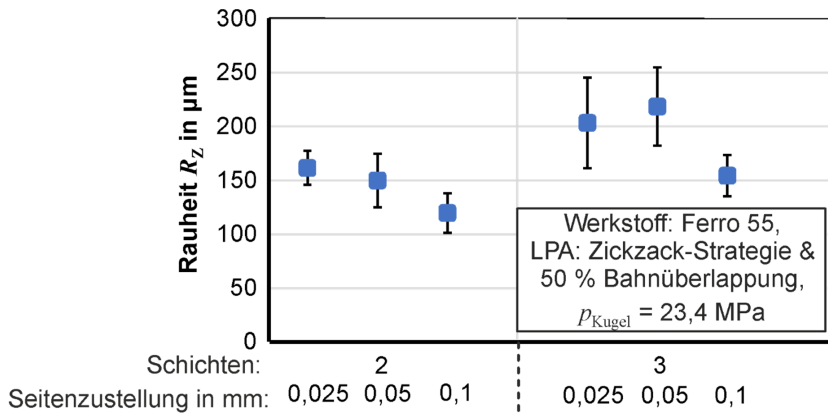


Bild A.1 Gemessene Rauheit der additiv gefertigten Werkzeugoberflächen nach dem Glattwalzen mit unterschiedlicher Seitenzustellung

Anhang B: Herleitungen zum analytischen Modell

Der Krümmungsradius $r_{1,2}$ einer Ellipse kann mithilfe der gegebenen Größen RS_m , R_z und h_{sch} hergeleitet werden.

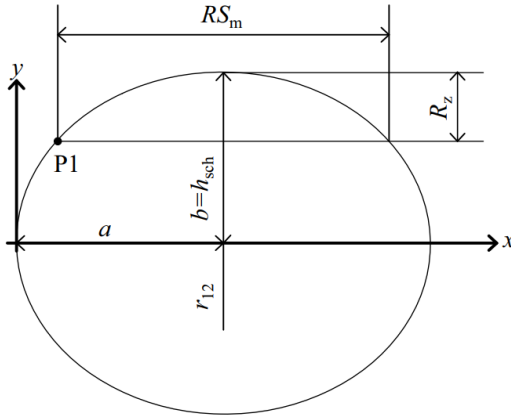


Bild B.1: Ellipse mit Größen aus einer laserpulverauftragsgeschweißten Oberfläche

Die Scheitelgleichung einer Ellipse lautet nach Albrecht (2020) wie folgt:

$$y^2 = \frac{2 \cdot b^2 \cdot x}{a} - \frac{b^2 \cdot x^2}{a^2} \quad (\text{B.1})$$

Für den Punkt P1 sind x und y bekannt:

$$P1 \left(a - \frac{RS_m}{2} \mid h_{sch} - R_z \right)$$

Durch Einsetzen von P1 in die Scheitelgleichung und mit $b = h_{sch}$ folgt:

$$(h_{sch} - R_z)^2 = \frac{2 \cdot h_{sch}^2 \cdot \left(a - \frac{RS_m}{2} \right)}{a} - \frac{h_{sch}^2 \cdot \left(a - \frac{RS_m}{2} \right)^2}{a^2} \quad (\text{B.2})$$

Umgestellt für die große Halbachse a der Ellipse folgt:

$$a = \frac{RS_m \cdot h_{sch} \sqrt{-R_z \cdot (R_z - 2h_{sch})}}{2 \cdot (2 \cdot R_z \cdot h_{sch} - R_z^2)} \quad (\text{B.3})$$

Die Radien des Krümmungskreises am Scheitel lassen sich nach Mückenheim (2015) gemäß folgender Gleichung berechnen. Hier wird die Gleichung entsprechend des Anwendungsfalls umgestellt:

$$r_a = \frac{a^2}{b} \rightarrow r_{12} = \frac{a^2}{h_{sch}} \quad (\text{B.4})$$

Durch Einsetzen von a folgt für den Krümmungsradius r_{12} im Scheitelpunkt einer Ellipse entsprechend der Gl. (4.4) in Kap. 4:

$$r_{12} = \frac{\left(\frac{RS_m \cdot h_{sch} \sqrt{-R_z \cdot (R_z - 2h_{sch})}}{2 \cdot (2 \cdot R_z \cdot h_{sch} - R_z^2)} \right)^2}{h_{sch}} \quad (\text{B.5})$$

Herleitung des elastischen Kontaktradius im Eindruck

Gegeben sind Gl. (2.2) und $F_{Kugel} = p_{Kugel} \cdot d_{Kugel}^2 \cdot \pi / 4$ (vgl. Gl. (2.12) und Bild 2.22). Durch Einsetzen von F_{Kugel} in Gl. (2.2) folgt:

$$a_e = 1,15 \cdot C_1 \sqrt[3]{p_{Kugel} \cdot \frac{d_{Kugel}^2 \cdot \pi}{4} \cdot r_v \cdot \frac{1 - \mu_v^2}{E_v}} \quad (\text{B.6})$$

Der elastische Faktor 1,15 wird unter die Wurzel gezogen und der Vergleichsradius r_v nimmt bei einer Kugel den Kugelradius r_{Kugel} an. (Kunz, 2009) Dieser wird im Folgenden als $r_{Kugel} = d_{Kugel}/2$ in Gl. (B.6) eingesetzt.

$$a_e = C_1 \sqrt[3]{\frac{3}{2} p_{Kugel} \cdot \frac{d_{Kugel}^2 \cdot \pi}{4} \cdot \frac{d_{Kugel}}{2} \cdot \frac{1 - \mu_v^2}{E_v}} \quad (\text{B.7})$$

Im nächsten Schritt wird die Formel vereinfacht:

$$a_e = C_1 \sqrt[3]{\frac{3}{16} \cdot p_{Kugel} \cdot d_{Kugel}^3 \cdot \pi \cdot \frac{1 - \mu_v^2}{E_v}} \quad (\text{B.8})$$

Anschließend werden der Druck p_{Kugel} und der Kugeldurchmesser d_{Kugel} separiert:

$$a_e = C_1 \cdot d_{Kugel} \cdot \sqrt[3]{p_{Kugel} \cdot \frac{3\pi}{16} \cdot \frac{1 - \mu_v^2}{E_v}} \quad (\text{B.9})$$

Anhang C: Welligkeit weiterer Kühlkanalproben

Wie in Kap. 5 genauer beschrieben, zeigt die optische Messung der Welligkeit der Kühlkanalproben, dass kleinere Kühlkanäle (mit einer Breite bis 8 mm) zu einer ebeneren Oberfläche führen als größere Kanäle (**Bild C.1**).

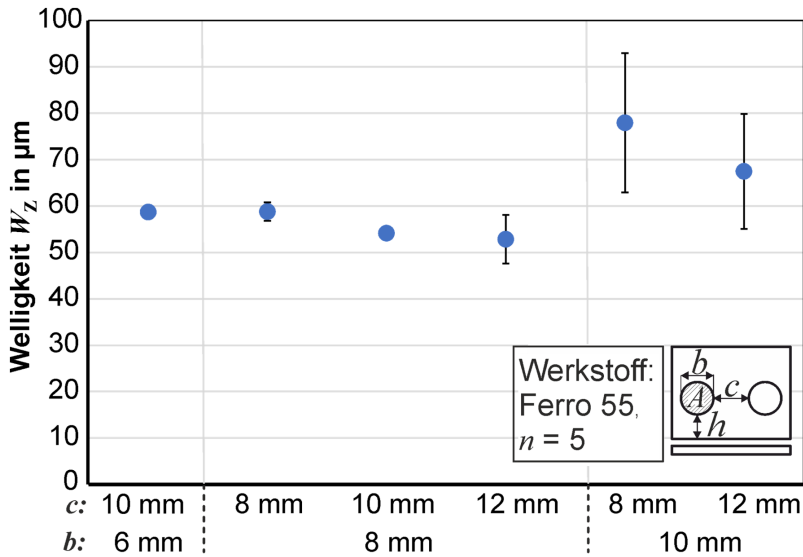


Bild C.1 Oberflächenrauheit der Kühlkanalproben mit tropfenförmigen Kühlkanälen nach dem Laserpulverauftragschweißen

Lebenslauf

Persönliche Daten

Name Anna Katarina Komodromos
Geburtsdatum 13. Dezember 1989
Geburtsort Witten
Staatsangehörigkeit deutsch, zyprisch

Beruflicher Werdegang

05/2016 – 04/2023 Wissenschaftliche Mitarbeiterin
Institut für Umformtechnik und Leichtbau, TU Dortmund
04/2014 – 04/2016 Studentische Hilfskraft
Institut für Umformtechnik und Leichtbau, TU Dortmund

Akademische Ausbildung

04/2014 – 04/2016 Studium des Wirtschaftsingenieurwesens
Vertiefungsrichtung: Produktionsmanagement
Technische Universität Dortmund
Abschluss: Master of Science
10/2009 – 03/2014 Studium des Wirtschaftsingenieurwesens
Vertiefungsrichtung: Produktionsmanagement
Technische Universität Dortmund
Abschluss: Bachelor of Science

Schulische Ausbildung

08/2000 – 06/2009 Stadtgymnasium in Dortmund
Abschluss: Abitur

Aus der Dortmunder Umformtechnik sind im Shaker Verlag bisher erschienen:

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

- U. Dirksen: Testumgebung für Prozessregelungen zum Drei-Rollen-Profilbiegen mit virtuellem und realem Biegeprozess.
ISBN 978-3-8322-7673-7
- D. Risch: Energietransfer und Analyse der Einflussparameter der formgebundenen elektromagnetischen Blechumformung.
ISBN 978-3-8322-8360-5
- M. Marré: Grundlagen der Prozessgestaltung für das Fügen durch Weiten mit Innenhochdruck. ISBN 978-3-8322-8361-2
- D. Becker: Strangpressen 3D-gekrümmter Leichtmetallprofile.
ISBN 978-3-8322-8488-6
- V. Psyk: Prozesskette Krümmen - Elektromagnetisch Komprimieren - Innenhochdruckumformen für Rohre und profilförmige Bauteile.
ISBN 978-3-8322-9026-9
- M. Trompeter: Hochdruckblechumformung großflächiger Blechformteile.
ISBN 978-3-8322-9080-1
- H. Karbasian: Formgenauigkeit und mechanische Eigenschaften pressgehärteter Bauteile. ISBN 978-3-8322-9250-8
- M. J. Gösling: Metamodell unterstützte Simulation und Kompensation von Rückfederungen in der Blechumformung. ISBN 978-3-8322-9355-0
- H. Pham: Process Design for the Forming of Organically Coated Sheet Metal.
ISBN 978-3-8440-0309-3
- B. Rauscher: Formschlüssig verbundene Metall-Kunststoff-Hybridbauteile durch Integration von Blechumformung und Spritzgießen.
ISBN 978-3-8440-0655-1
- T. Cwiekala: Entwicklung einer Simulationsmethode zur zeiteffizienten Berechnung von Tiefziehprozessen.
ISBN 978-3-8440-0701-5
- M. Hermes: Neue Verfahren zum rollenbasierten 3D-Biegen von Profilen.
ISBN 978-3-8440-0793-0
- N. Ben Khalifa: Strangpressen schraubenförmiger Profile am Beispiel von Schraubenrotoren.
ISBN 978-3-8440-0969-9
- J. Kolbe: Thermisch beschichtete, faserverstärkte Polymerwerkzeuge für die Umformung höherfester Blechwerkstoffe.
ISBN 978-3-8440-1353-5

L. Kwiatkowski: Engen dünnwandiger Rohre mittels dornlosen Drückens.
ISBN 978-3-8440-1381-8

T. Kloppenborg: Analyse- und Optimierungsmethoden für das
Verbundstrangpressen.
ISBN 978-3-8440-1384-9

A. Schuster: Charakterisierung des Faserverlaufs in umgeformten Stählen
und dessen Auswirkung auf mechanische Eigenschaften.
ISBN 978-3-8440-1581-2

A. Jäger: Strangpressen von Aluminiumprofilen mit prozessintegrierter
umformtechnischer Weiterverarbeitung.
ISBN 978-3-8440-1654-3

M. M. Hussain: Polymer Injection Sheet Metal Forming – Experiments and
Modeling.
ISBN 978-3-8440-2041-0

M. S. Aydin: Efficient Parameter Characterization for Hardening and Yield
Locus Models for Sheet Metals.
ISBN 978-3-8440-2118-9

A. Canpolat: Experimentelle und numerische Bewertung der
Fließortbestimmung mittels Kreuzzugversuch.
ISBN 978-3-8440-2126-4

V. Güley: Recycling of Aluminum Chips by Hot Extrusion.
ISBN 978-3-8440-2476-0

D. Pietzka: Erweiterung des Verbundstrangpressens zu höheren
Verstärkungsanteilen und funktionalen Verbunden.
ISBN 978-3-8440-2538-5

M. Haase: Mechanical Properties Improvement in Chip Extrusion with
Integrated Equal Channel Angular Pressing.
ISBN 978-3-8440-2571-2

Q. Yin: Verfestigungs- und Schädigungsverhalten von Blechwerkstoffen im
ebenen Torsionsversuch.
ISBN 978-3-8440-2839-3

C. Becker: Inkrementelles Rohrumformen von hochfesten Werkstoffen.
ISBN 978-3-8440-2947-5

R. Hölker: Additiv hergestellte Werkzeuge mit lokaler Innenkühlung zur
Produktivitätssteigerung beim Aluminium-Strangpressen.
ISBN 978-3-8440-3149-2

C. Weddeling: Electromagnetic Form-Fit Joining.
ISBN 978-3-8440-3405-9

A. Güner: In-situ stress analysis with X-ray diffraction for yield locus
Determination.
ISBN 978-3-8440-3414-1

A. Güzel: Microstructure Evolution during Thermomechanical Multi-Step
Processing of Extruded Aluminum Profiles.
ISBN 978-3-8440-3428-8

S. Hänisch: Verzugsanalyse kaltmassivumgeformter und wärmebehandelter
Bauteile.
ISBN 978-3-8440-3761-6

A. Foydl: Strangpressen partiell verstärkter Aluminiumprofile.
ISBN 978-3-8440-3875-0

A. Weinrich Mora: Das Freibiegen mit inkrementeller Spannungsüberlagerung.
ISBN 978-3-8440-4221-4

S. Cai: Tailored and double-direction pressure distributions for vaporizing-foil
Forming.
ISBN 978-3-8440-4255-9

G. Sebastiani: Erweiterung der Prozessgrenzen inkrementeller Blechumform-
verfahren mittels flexibler Werkzeuge.
ISBN 978-3-8440-4359-4

C. Pleul: Das Labor als Lehr-Lern-Umgebung in der Umformtechnik.
Entwicklungsstrategie und hochschuldidaktisches Modell.
ISBN 978-3-8440-4569-7

H. Hassan: Springback in deep drawing – Accurate prediction and reduction.
ISBN 978-3-8440-4924-4

L. Chen: An Investigation of Failure Mechanisms in Forming of Monolithic and
Composite Sheets.
ISBN 978-3-8440-5168-1

L. Hiegemann: Glatzwalzen beschichteter Oberflächen.
ISBN 978-3-8440-5419-4

G. Georgiadis: Hot stamping of thin-walled steel components.
ISBN 978-3-8440-5435-4

S. P. Afonichev: Numerische Simulation der Umformung von
Sandwichblechen unter Berücksichtigung großer Krümmungen.
ISBN 978-3-8440-5471-2

D. May: Globally Competent Engineers. Internationalisierung der Ingenieurausbildung am Beispiel der Produktionstechnik.
ISBN 978-3-8440-5615-0

H. Chen: Granular medium-based tube press hardening.
ISBN 978-3-8440-5701-0

G. Grzanic: Verfahrensentwicklung und Grundlagenuntersuchungen zum Inkrementellen Profilmformen.
ISBN 978-3-8440-5889-5

S. Alkas Yonan: Inkrementelle Kaltumformung von Thermoplasten.
ISBN 978-3-8404-6026-3

P. Siczekarek: Inkrementelle Blechmassivumformung.
ISBN 978-3-8440-6118-5

S. Ossenkemper: Verbundfließpressen in konventionellen Fließpresswerkzeugen.
ISBN 978-3-8440-6175-8

K. Isik: Modelling and characterization of damage and fracture in sheet-bulk metal forming.
ISBN 978-3-8440-6278-6

S. Gies: Thermische Spulenverluste bei der elektromagnetischen Blechumformung.
ISBN 978-3-8440-6468-1

C. H. Löbbe gen. Brüggemann: Temperaturunterstütztes Biegen und Wärmebehandeln in mehrstufigen Werkzeugen.
ISBN 978-3-8440-6485-8

J. Lueg-Althoff: Fügen von Rohren durch elektromagnetische Umformung – Magnetpulsschweißen.
ISBN 978-3-8440-6558-9

C. Dahnke: Verbundstrangpressen adaptiver Leichtbaukomponenten aus Aluminium und Formgedächtnislegierungen.
ISBN 978-3-8440-6630-2

O. K. Demir: New test and interpretation of electromagnetic forming limits of sheet metal.
ISBN 978-3-8440-6986-0

M. Schwane: Entwicklung und Eigenschaften von Längspressnähten beim Aluminiumstrangpressen.
ISBN 978-3-8440-6994-5

R. Meya: Schädigungskontrolliertes Blechbiegen mittels
Druckspannungsüberlagerung.
ISBN 978-3-8440-7510-6

O. Hering: Schädigung in der Kaltmassivumformung: Entwicklung,
Auswirkungen und Kontrolle.
ISBN 978-3-8440-7525-0

H. Traphöner: Erweiterung der Anwendungsgrenzen des ebenen
Torsionsversuchs.
ISBN 978-3-8440-7737-7

O. Napierala: Tiefzieh-Verbundfließpressen: Analyse, Bauteileigenschaften
und Potentiale.
ISBN 978-3-8440-7856-5

S. Wernicke: Inkrementelle Blechmassivumformung belastungsangepasster
Funktionsbauteile.
ISBN 978-3-8440-7980-7

D. Staupendahl: 3D Profile Bending with Five Controlled Degrees of Freedom.
ISBN 978-3-8440-8006-3

S. Heibel: Schädigung und Versagensverhalten hochfester Mehrphasenstähle.
ISBN 978-3-8440-8269-2

F. Kolpak: Anisotropic Hardening in Cold Forging. Characterization,
Simulation and Consequences.
ISBN 978-3-8440-8519-8

T. Mennecart: In-situ Hybridisierung von Faser-Metall Laminaten.
ISBN 978-3-8440-8566-2

S. Rosenthal: Umformung additiv gefertigter Bleche mit strukturiertem Kern.
ISBN 978-3-8440-8948-6

A. Schulze: Bleche aus stranggepressten Aluminiumspänen:
Herstellung, Charakterisierung und Umformbarkeit.
ISBN 978-3-8440-8968-4

M. Hahn: Umformung mittels vaporisierender Aktuatoren: Experimente und
Modellierung.
ISBN 978-3-8440-9106-9

M. Kamaliev: Isotherme Innenhochdruckumformung geschlossener Profile.
ISBN 978-3-8440-9168-7

F. Maaß: Gezielte Eigenspannungseinstellung in der inkrementellen
Blechumformung.
ISBN 978-3-8440-9373-5

A. Schowtjak: Vorhersage der Porenentwicklung in der Umformtechnik.
ISBN 978-3-8440-9433-6

H. Dardaei Jaghan: Hybrid additive manufacturing of metal laminated forming tools.
ISBN 978-3-8440-9481-7

