

12

Maschinenbau
Lehrstuhl für
Umformtechnik
und Gießereiwesen

Maria Anna Hiller

Fügen durch Clinchen mit rotierender Werkzeugbewegung

*Schriftenreihe Umformtechnik
und Gießereiwesen*

Maria Anna Hiller

Fügen durch Clinchen mit rotierender Werkzeugbewegung

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

Vorsitzender:

Prof. Dr. Markus Zimmermann

Prüfer der Dissertation:

1. Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk

2. Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirtsch.-Ing. Peter Groche

Die Dissertation wurde am 18.09.2018 bei der Technischen
Universität München eingereicht und durch die Fakultät für
Maschinenwesen am 14.01.2019 angenommen.

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

Impressum

1. Auflage

Copyright © 2019 der vorliegenden Ausgabe: TUM.University Press

Copyright © 2019 Maria Anna Hiller

Alle Rechte vorbehalten

Herausgeber: Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen (utg),
Fakultät für Maschinenwesen, Technische Universität München

Reihe: Schriftenreihe Umformtechnik und Gießereiwesen

Layout und Gestaltung: utg/TUM.University Press

Layoutrichtlinien der Umschlaggestaltung: Designbuero Josef Grillmeier Munich

Umschlaggestaltung: Caroline Ennemoser

Umschlagabbildung: Maria Anna Hiller

TUM.University Press

Verlag der Technischen Universität München

Arcisstraße 21

80333 München

ISSN: 2364-6942

ISBN: 978-3-95884-024-9

ISSN der digitalen Ausgabe: 2569-4928

DOI der digitalen Ausgabe: 10.14459/2019md1453785

www.tum.de

Vorwort und Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München. Mein besonderer Dank gilt meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk, Ordinarius des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München, für das mir entgegengebrachte Vertrauen, die mir gewährte Freiheit bei der Bearbeitung und die uneingeschränkte Unterstützung während meiner Zeit am Lehrstuhl.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Dipl.-Wirtsch.-Ing. Peter Groche, Leiter des Instituts für Produktionstechnik und Umformmaschinen der Technischen Universität Darmstadt, danke ich für die Übernahme des Koreferats. Herrn Prof. Dr. Markus Zimmermann, Ordinarius des Lehrstuhls für Produktentwicklung und Leichtbau der Technischen Universität München, danke ich für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes.

Herrn Prof. i.R. Dr.-Ing. Hartmut Hoffmann danke ich herzlich für die Unterstützung und Förderung während meiner gesamten Zeit am Lehrstuhl und darüber hinaus. Dank gebührt ebenfalls Herrn Dr.-Ing. Roland Golle für die Durchsicht meiner Arbeit, die hilfreichen Tipps und Diskussionen.

Bedanken möchte ich mich bei allen Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern des Lehrstuhls sowie den Studierenden, die zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben. Viele sind zu guten Freunden geworden, wodurch ich auf persönlich prägende Jahre mit vielen freudigen Erlebnissen zurückblicken kann. Besonders hervorheben möchte ich meinen Bürokollegen Herrn Tim Benkert, der meinen Alltag am Lehrstuhl durch seine offene und positive Art bereichert hat.

Mein größter Dank gilt meiner Familie, welcher diese Arbeit gewidmet ist. Bei meinen Eltern Anna und Johann bedanke ich mich für die liebevolle Erziehung, die immerwährende Unterstützung und Förderung. Meinem Mann Florian danke ich von ganzem Herzen, dass er mich durch seinen Rückhalt und die gewährte Freiheit zum erfolgreichen Abschluss der Arbeit geführt hat.

Wenzenbach, im Februar 2019

Maria Anna Hiller

Kurzbeschreibung

Durch den Einsatz einer rotierenden Werkzeugbewegung beim Clinchen können Endlosbauteile mit gleichbleibend hoher Geschwindigkeit verbunden werden. Für eine erfolgreiche Umsetzung des Verfahrens im industriellen Maßstab fehlen Aussagen zum Einfluss von Prozess- und Werkzeugparametern auf die Eigenschaften der Fügeverbindung. Die Belastungen der Werkzeugaktivelemente unbekannter Höhe erschweren die Auslegung von Werkzeugen und Anlagen. Die vorliegende Arbeit verfolgt daher das Ziel, diese Lücken zu schließen und ein tiefgehendes Prozessverständnis für das Rotationsclinchen zu schaffen.

Die Konstruktion eines Versuchswerkzeugs mit integrierter Messtechnik, welches die zweidimensionale Erfassung von Fügekräften erlaubt, bildet die Grundlage für die Untersuchung des Rotationsclinchprozesses. Finite-Elemente-Simulationen ermöglichen die Analyse des Prozessablaufs und der Spannungsverteilungen in den Werkzeugaktivelementen. Darauf aufbauend erfolgt abhängig von verschiedenen Halbzeugkombinationen die Variation der Parameter Stempelrollradius, Vorlochversatz und Stempelgeometrie, welche in Zusammenhang mit den wirkenden Fügekräften, der geometrischen Ausformung der Clinchpunkte sowie den mechanischen Eigenschaften der Fügeverbindung gebracht werden. Die direkte Gegenüberstellung des Hub- und Rotationsclinchens liefert Einblicke in die kinematikbedingten Unterschiede der beiden Verfahren und die Möglichkeit, die Verbindungsqualität anhand eines etablierten Referenzverfahrens zu bewerten. Die in Relation zum Hubclinchen vergleichbaren mechanischen Eigenschaften bei reduzierten Fügekräften und konstant hoher Ausbringungsrates erbringen den Nachweis der industriellen Umsetzbarkeit des Verfahrens.

Executive Summary

The use of rotating tool movement during clinching enables the joining of endless profiles at uniformly high speed. For a successful implementation in industrial scale, statements on the influence of process and tool parameters on the properties of the joints are missing. The loads during the process are of unknown amount and make it difficult to design tools and machines. Therefore, the aim of this work is to close these gaps and broaden the understanding of roller clinching.

The design of a test rig with integrated metrology, which allows the two-dimensional detection of joining forces, is the basis for the investigation of the roller clinching process. Finite element simulations enable the analysis of the process as well as the stress distributions in the tools. The effects of the parameters punch rolling radius, hole offset and punch geometry on the joining forces, the geometric shape of the clinchpoints and the mechanical properties of the joints are investigated for different material combinations. The direct comparison of translational and roller clinching provides insights into the kinematics-related differences between the two methods and the possibility to assess the joint quality using an established reference process. The comparable mechanical properties in relation to translational clinching with reduced joining forces and consistently high throughput rates provide the evidence of the industrial feasibility of the process.

Inhaltsverzeichnis

Verzeichnis der Kurzzeichen.....	XV
Verzeichnis der Abkürzungen.....	XXI
1 Einleitung.....	1
2 Grundlagen und Stand der Kenntnisse	3
2.1 Clinchen	3
2.1.1 Begriffsdefinition und Einordnung der Clinchverfahren	5
2.1.2 Ablauf von Clinchvorgängen	9
2.1.3 Bewertung geclinchter Fügeverbindungen	12
2.1.4 Auslegung von Clinchprozessen	16
2.1.5 Simulation von Clinchvorgängen	18
2.2 Scherschneiden	24
2.2.1 Begriffsdefinition und Einordnung der Scherschneidverfahren	25
2.2.2 Ablauf von Scherschneidvorgängen	28
2.2.3 Bewertung schergeschnittener Teile	32
2.2.4 Auslegung von Scherschneidprozessen	34
2.3 Kinematik rotierender Fertigungsverfahren	36
3 Zielsetzung und Vorgehensweise	39
4 Versuchs- und Messeinrichtungen.....	43
4.1 Versuchseinrichtung	43
4.2 Messeinrichtungen	44
4.2.1 Zugdruckprüfmaschine.....	44
4.2.2 Blechumformprüfmaschine mit optischem Messsystem.....	45
4.2.3 Auflichtmikroskop	46
4.2.4 Profilmesseinrichtung	46
4.2.5 Koordinatenmessgerät.....	46
4.2.6 Härteprüfsystem	47
4.2.7 Funkenemissionspektrometer	47
5 Versuchswerkstoffe.....	49
5.1 Werkstoffe der Halbzeuge.....	49
5.1.1 DC04	53

5.1.2	EN AW-6082	55
5.1.3	HCT980XG+ZE	57
5.2	Werkstoffe der Werkzeugaktivelemente	59
6	Versuchswerkzeug und Messkonzept	61
6.1	Definition der Anforderungen	61
6.2	Aufbau des Versuchswerkzeugs	62
6.3	Messkonzept zur Erfassung der Prozesskräfte	66
6.3.1	Auswahl geeigneter Messmethoden	67
6.3.2	Messdatenerfassung	68
6.3.3	Bestimmung der Messgrößen	71
6.3.4	Kalibrierung der Messeinrichtung	73
7	Modellbildung und Simulation	79
7.1	Numerische Abbildung der Problemstellung	79
7.2	Randbedingungen und Modellierung der Komponenten	80
7.3	Abbildung der Kontaktverhältnisse	84
8	Versuchsplanung, -durchführung und -auswertung	85
8.1	Prozess	85
8.2	Faktoren	86
8.3	Zielgrößen	90
8.4	Auswertung der Versuchsergebnisse	95
9	Ergebnisse	97
9.1	Validierung der verwendeten Methoden	97
9.1.1	Validierung des Messkonzepts	97
9.1.2	Validierung der Simulationsmodelle	98
9.1.3	Diskussion	100
9.2	Gegenüberstellung von Hub- und Rotationsclinchen	102
9.2.1	Ablauf der Verbindungsausbildung	102
9.2.2	Fügekräfte und Werkzeugbeanspruchungen	107
9.2.3	Geometrische Ausformung	110
9.2.4	Mechanische Eigenschaften	113
9.2.5	Diskussion	115
9.3	Einfluss des Stempelrollradius	118
9.3.1	Fügekräfte und Werkzeugbeanspruchungen	119

9.3.2	Geometrische Ausformung.....	123
9.3.3	Mechanische Eigenschaften	125
9.3.4	Diskussion.....	129
9.4	Einfluss des Vorlochversatzes	129
9.4.1	Fügekräfte	129
9.4.2	Geometrische Ausformung.....	130
9.4.3	Mechanische Eigenschaften	131
9.4.4	Diskussion.....	133
9.5	Einfluss der Werkzeugelastizitäten.....	134
9.5.1	Fügekräfte	134
9.5.2	Geometrische Ausformung.....	135
9.5.3	Diskussion.....	135
9.6	Anpassung der Stempelgeometrie an das Rotationsclinchen	137
9.6.1	Analyse der kinematischen Gegebenheiten	137
9.6.2	Haupteffekte und Wechselwirkungen.....	139
9.6.3	Auswahl der optimalen Stempelgeometrie	142
9.6.4	Validierung der optimierten Stempelgeometrie	145
9.6.5	Diskussion.....	148
9.7	Potential für die Industrie	150
10	Zusammenfassung und Ausblick.....	153
10.1	Zusammenfassung	153
10.2	Ausblick	155
A	Abbildungsverzeichnis	157
B	Tabellenverzeichnis.....	167
C	Literaturverzeichnis	169
D	Normenverzeichnis	185
E	Studentische Arbeiten	187
F	Anhang	189
F.1	Berechnung der Werkzeugelastizitäten	189
F.2	Regressionsanalyse im Rahmen der Anpassung der Stempelgeometrie	190

Verzeichnis der Kurzzeichen

Zeichen	Einheit	Bedeutung
A	-	Erzeugender Kreis
A_g	-	Gleichmaßdehnung (plastische Dehnung bei Höchstkraft)
A_{gt}	-	Gesamte Gleichmaßdehnung (gesamte Dehnung bei Höchstkraft)
A_n	mm ²	Querschnittsfläche des Clinchpunkts im Bereich der Halsdicke n
A_S	mm ²	Schergeschnittene Fläche
A_{S0}	mm ²	Fläche des Stempelquerschnitts
a_W	mm	Achsabstand der Werkzeugwalzen
A_{80}	-	Bruchdehnung bei $L_0 = 80$ mm
B	-	Kreisförmige Leitkurve
b_E	mm	Kanteneinzugsbreite
b_G	mm	Schnittgratbreite
b_{RZ}	mm	Beeinflusste Randzone
b_0	mm	Anfangsbreite einer Zugprobe
C	N/mm ²	Werkstoffkonstante
c_B	-	Faktor zur Bestimmung der Scherfestigkeit
C_K	-	Konstante bei der Regressionsanalyse
c_S	(mm ² /N) ^{0,5}	Beiwert zur Bestimmung des Schneidspalts
c_T	Nmm	Gesamte Torsionsfederkonstante
c_{Ti}	Nmm	Torsionsfederkonstante des i -ten Wellenabschnitts
C_{2-20/A_g}	N/mm ²	Verfestigungskoeffizient
d_i	mm	Durchmesser des i -ten Wellenabschnitts
d_{MBO}	mm	Durchmesser des Matrizenbodens
d_{M0}	mm	Durchmesser der Matrizenkavität
d_n	mm	Differenz zwischen n_{180} und n_0
d_S	mm	Durchmesser des Stempelpins
d_{S0}	mm	Durchmesser des konventionellen Stempelpins
d_u	mm	Differenz zwischen u_{180} und u_0
d_1	mm	Durchmesser des ersten Wellenabschnitts
d_2	mm	Durchmesser des zweiten Wellenabschnitts
d_3	mm	Durchmesser des dritten Wellenabschnitts
E	N/mm ²	Elastizitätsmodul
f	mm	Wellendurchbiegung

F	kN	Kraft
F_K	kN	Kopfzugkraft
F_{Kmax}	kN	Kopfzugfestigkeit
F_n	kN	Festigkeit bei Versagen durch Halsriss
F_N	kN	Normalkraft
F_{NH}	kN	Niederhalterkraft
F_{Nmax}	kN	Maximale Normalkraft
F_{Nmin}	kN	Minimale Normalkraft
$F_{N,Ber}$	kN	Berechnete Normalkraft
$F_{N,Dyn}$	kN	Vom Dynamometer ausgegebene Normalkraft
F_Q	kN	Querkraft
F_{Qmax}	kN	Maximale Querkraft
F_{Qmin}	kN	Minimale Querkraft
$F_{Q,Ber}$	kN	Berechnete Querkraft
$F_{Q,Dyn}$	kN	Vom Dynamometer ausgegebene Querkraft
F_{Smax}	kN	Scherzugfestigkeit
F_{Smax0}	kN	Scherzugfestigkeit in 0°-Richtung
$F_{Smax180}$	kN	Scherzugfestigkeit in 180°-Richtung
F_{S0}	kN	Scherzugkraft in 0°-Richtung
F_{S180}	kN	Scherzugkraft in 180°-Richtung
F_u	kN	Festigkeit bei Versagen durch Ausknöpfen
g	-	Gerade Leitkurve
G	N/mm ²	Schubmodul
h_B	mm	Bruchflächenhöhe
h_E	mm	Kanteneinziehungshöhe
h_G	mm	Schnittgrathöhe
h_P	mm	Höhe des Clinchpunkts
h_S	mm	Glattschnitthöhe
H_0	HV 0,2	Grundhärte
H_1	HV 0,2	Härte nach dem Scherschneiden
i	-	Index bzw. Laufvariable
k	-	DMS-spezifischer Proportionalitätsfaktor
k_f	N/mm ²	Fließspannung
$k_{f,H/S}$	N/mm ²	Fließspannung nach Hockett/Sherby
$k_{f,s}$	N/mm ²	Sättigungsfließspannung

$k_{f,S}$	N/mm ²	Fließspannung nach Swift
$k_{f,S-H/S}$	N/mm ²	Fließspannung nach Swift-Hockett/Sherby
$k_{f,0}$	N/mm ²	Anfangsfließspannung
K_i	-	i -ter Koeffizient des Regressionsmodells
k_{SB}	1/mm	Krümmung des Stempelpins
l_i	mm	Länge des i -ten Wellenabschnitts
l_{M0}	mm	Tiefe der Matrizenkavität
l_S	mm	Schnittlinienlänge
l_{S0}	mm	Länge des Stempelpins
L_0	mm	Anfangsmesslänge beim Zugversuch
l_1	mm	Länge des ersten Wellenabschnitts
l_2	mm	Länge des zweiten Wellenabschnitts
l_3	mm	Länge des dritten Wellenabschnitts
M	-	Mittelpunkt
M_M	-	Mittelpunkt der Matrizenwalze
M_R	Nm	Rückzugsmoment der Haspel
M_S	-	Mittelpunkt der Stempelwalze
n	mm	Halsdicke
N	-	Freier Parameter beim Extrapolationsansatz nach Hockett/Sherby
n_E	-	Exponent zur Beschreibung des Verfestigungsverhaltens
n_V	-	Versuchsanzahl
n_0	mm	Halsdicke in 0°-Richtung
n_{180}	mm	Halsdicke in 180°-Richtung
n_{270}	mm	Halsdicke in 270°-Richtung
$n_{2-20/Ag}$	-	Verfestigungsexponent
n_{90}	mm	Halsdicke in 90°-Richtung
$n_{90,270}$	mm	Gemittelte Halsdicke aus n_{90} und n_{270}
p	-	Freier Parameter beim Extrapolationsansatz nach Hockett/Sherby
P_H	kW	Antriebsleistung des Servomotors der Haspel
P_i	-	Punkt mit dem Index i
P_W	kW	Antriebsleistung des Servomotors der Matrizenwalze
Q_i	pC	Ladung des i -ten Quarzkristallplattenpaares
R	Ω	Widerstand
R^2	-	Bestimmtheitsmaß
r_A	mm	Radius des Kreises A

Ra	μm	Mittenrauwert
R_{adj}^2	-	Adjustiertes Bestimmtheitsmaß
r_B	mm	Radius des Kreises B
R_e	N/mm^2	Streckgrenze
r_i	mm	Abstand zwischen dem Kreismittelpunkt M und dem Punkt P_i
r_{K0}	mm	Kantenradius des konventionellen Stempelpins
r_M	mm	Matrizenrollradius
R_m	N/mm^2	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	N/mm^2	0,2 %-Dehngrenze
r_R	mm	Referenzkreisradius
r_S	mm	Stempelrollradius
r_{SB}	mm	Stirnflächenradius des Stempelpins
r_{SK}	mm	Kantenradius des Stempelpins
$r_{2-20/Ag}$	-	Senkrechte Anisotropie
s	mm	(Traversen-)Weg
s_S	k. A. ¹	Standardabweichung der Stichprobe
t	mm	Blechdicke
t_{ges}	mm	Gesamtlechdicke
u	mm	Hinterschnitt
U_a	mV	Elektrische Ausgangsspannung am DMS a
U_b	mV	Elektrische Ausgangsspannung am DMS b
U_c	mV	Elektrische Ausgangsspannung am DMS c
U_E	V	Elektrische Brückenspeisespannung
U_N	V	Elektrische Dynamometerspannung in Normalenrichtung
U_Q	V	Elektrische Dynamometerspannung in Querrichtung
u_S	mm	Schneidspalt
U_W	V	Elektrische Ausgangsspannung des Drehwinkelgebers
U_Z	V	Elektrische Ausgangsspannung des Kraftsensors der Zugdruckprüfmaschine
u_0	mm	Hinterschnitt in 0°-Richtung
u_{180}	mm	Hinterschnitt in 180°-Richtung
u_{270}	mm	Hinterschnitt in 270°-Richtung
u_{90}	mm	Hinterschnitt in 90°-Richtung

¹ Die Einheit stimmt mit derjenigen der untersuchten Größe überein und kann deshalb nicht pauschal angegeben werden.

$u_{90,270}$	mm	Gemittelter Hinterschnitt aus u_{90} und u_{270}
v	m/min	Vorschub- bzw. Blechdurchlaufgeschwindigkeit
v_V	mm	Vorlochversatz
x	mm	Koordinate in x -Richtung
x_i	k. A.	Wert des i -ten Messwerts
x_0	mm	Bodendicke
\bar{x}	k. A.	Erwartungswert
y	mm	Koordinate in y -Richtung
z	mm	Koordinate in z -Richtung
Z	-	Zielgröße
α	-	Faktor beim Extrapolationsansatz nach Swift-Hockett/Sherby
α_S	°	Glattschnittwinkel
α_u	°	Hinterschnittwinkel
α_1	°	Orientierungswinkel des 1-2-Koordinatensystems
α_2	°	Orientierungswinkel des x - y -Koordinatensystems
β_B	°	Bruchflächenwinkel
β_{MBO}	°	Winkel des Matrizenbodens
β_{MFO}	°	Winkel der Matrizenflanke
β_{SF}	°	Winkel der Stempelflanke
β_{SF0}	°	Flankenwinkel des konventionellen Stempels
β_{SP0}	°	Spitzenwinkel des konventionellen Stempels
ΔR	Ω	Widerstandsänderung
Δx	mm	Abstand in x -Richtung zwischen Stempelkante und Vorloch
ε	%	Technische Dehnung
ε_a	%	Im DMS a gemessene technische Dehnung
ε_b	%	Im DMS b gemessene technische Dehnung
ε_c	%	Im DMS c gemessene technische Dehnung
ε_1	%	Hauptdehnung 1 im 1-2-Koordinatensystem
ε_2	%	Hauptdehnung 2 im 1-2-Koordinatensystem
$\dot{\varepsilon}$	1/s	Technische Dehnrage
$\dot{\varepsilon}_{2-20/Ag}$	1/s	Technische Dehnrage im Auswertebereich
μ	-	Coulombsche Reibzahl
ν	-	Querkontraktionszahl
ω	°/s	Winkelgeschwindigkeit der Walzen
ω_M	°/s	Winkelgeschwindigkeit des Messrads

ϕ	°	(Stempel-)Winkel
φ	-	Wahre plastische Dehnung
ϕ_i	°	Auftreffwinkel
$\varphi_{v,M}$	-	Vergleichsumformgrad nach von Mises
ϕ_W	°	Wälzwinkel
φ_0	-	Parameter zur Verschiebung der Fließkurve
$\sigma_{v,M}$	N/mm ²	Vergleichsspannung nach von Mises
σ_x	N/mm ²	Normalspannung in x -Richtung
σ_y	N/mm ²	Normalspannung in y -Richtung
σ_1	N/mm ²	Hauptnormalspannung in 1-Richtung
σ_2	N/mm ²	Hauptnormalspannung in 2-Richtung
τ_B	N/mm ²	Scherfestigkeit
τ_{max}	N/mm ²	Schubspannungsgrenze
τ_{xy}	N/mm ²	Schubspannung in y -Richtung innerhalb der y - z -Ebene
τ_{yx}	N/mm ²	Schubspannung in x -Richtung innerhalb der x - z -Ebene

Verzeichnis der Abkürzungen

ALE	Arbitrary-Lagrangian-Eulerian
asym.	Asymmetrisch
CFK	Kohlenstofffaserverstärkter Kunststoff
DMS	Dehnungsmessstreifen
FE	Finite-Elemente
FEM	Finite-Elemente-Methode
konv.	Konventionell
Mat.	Matrize
opt.	Optimiert
St.	Stempel

1 Einleitung

Die gestiegenen Anforderungen an industrielle Produkte hinsichtlich ihrer Funktionalität sowie gewichtsbezogenen mechanischen Eigenschaften bedingen den Einsatz maßgeschneiderter Werkstoffe und komplexer Geometrien. Die resultierenden Leichtbaustrukturen können nur durch das Verbinden von hybriden Komponenten hergestellt werden. Damit einhergehend gewinnen Fügeverfahren zunehmend an Bedeutung. (Chastel und Passemard, 2014, S. 2104; Groche et al., 2014, S. 1972)² Nach Böllinghaus et al., (2009, S. 656) werden weltweit über 80 verschiedene Fügeverfahren eingesetzt. Speziell mechanische Fügeverfahren finden durch die Verwendung neuer Werkstoffe und deren Kombinationen sukzessive Einzug in die Industrie. Durch diese können sowohl beschichtete als auch nicht schweißbare Werkstoffe miteinander verbunden werden. Eines der wichtigsten mechanischen Fügeverfahren ist das Clinchen, welches im deutschsprachigen Raum ebenfalls als Durchsetzfügen oder herstellenspezifisch als Toxen bekannt ist (Budde, 1989, S. 8). (Klemens, 1995, S. 1; Riedel, 2003, S. 21; Tschätsch, 2003, S. 249; Dilger und Stadtaus, 2004, S. 16)

Obwohl das Clinchen bereits im 19. Jahrhundert patentiert wurde (Thies, 1898), findet es erst seit den 1980er Jahren industrielle Anwendung (Beyer, 1990, S. 1; Budde, Bold und Hahn, 1991, S. 7; Balawender, Sadowski und Kneć, 2011, S. 1). Seit Mitte der 1990er Jahre zieht es, bedingt durch seine Vorteile hinsichtlich des Multimaterialmixes und Leichtbaus, verstärkt Interesse auf sich (Riedel und Todtermuschke, 2003, S. 258) und ersetzt zunehmend das Widerstandspunktschweißen. Einsatzgebiete sind u. a. die Automobilindustrie, der Lüftungs- und Heizungsbau sowie die Weißwarenindustrie (Riedel und Todtermuschke, 2003, S. 258; Tschätsch, 2003, S. 251; Eckold GmbH & Co. KG, 2011, S. 2). Besondere ökonomische Vorteile bietet das Clinchen aufgrund der hohen Werkzeugstandmengen, des geringen Investitionsaufwands, der einfachen Handhabbarkeit und der Vermeidung von Wärmeeintrag. (Budde, 1989, S. 1; Klemens, 1995, S. 1; Tschätsch, 2003, S. 249)

Beim Clinchen wird durch gezielte Umformung des Halbzeugs eine lokale Verbindung ohne zusätzliche Hilfsfügeelemente hergestellt (Tschätsch, 2003, S. 249). Dieser Vorgang erfolgt überwiegend durch translatorische Zustellung der Werkzeugaktivelemente, wodurch der Produktivität aufgrund der diskontinuierlichen Arbeitsweise Grenzen gesetzt sind. Das Rotationsclinchen, welches sich analog zum Rotationsschneiden einer rotierenden Werkzeugkinematik bedient, verdoppelt demgegenüber die Ausbringungsrate. Insbesondere die Kombination von

² Literaturverweise vor einem Satzzeichen beziehen sich direkt auf den vorangegangenen Satz. Befinden sich die Verweise nach einem Punkt, sind die vorangegangenen Sätze bzw. der komplette Absatz miteinbezogen.

Walzprofilieren und Rotationsclinchen ermöglicht größtmögliche Effizienz bei der Herstellung von Leichtbauprofilen. (Dingfeld, 2011, S. 1-3)

Die rotierende Werkzeugbewegung bringt durch die variable Verkipfung der Werkzeugaktivelemente neue Aspekte mit sich. Neben der mehrdimensionalen Werkzeugbeanspruchung erschwert die asymmetrische Ausformung der Rotationsclinchenpunkte und die damit verbundene Richtungsabhängigkeit der Fügeverbindung den Einzug des Rotationsclinchens in das industrielle Umfeld. Der Einsatz von hoch- und höchstfesten Blechwerkstoffen, welche prozesssicher durch Walzprofilieren verarbeitet werden können (Groche und Schmoeckel, 2003, S. 287; Albrecht, 2012, S. 87), erhöht die Ansprüche an das Fügeverfahren.

Diese Arbeit verfolgt das Ziel, den dargestellten Herausforderungen gerecht zu werden und neue Möglichkeiten zum mechanischen Fügen von Blechbauteilen zu schaffen. Die systematische Gegenüberstellung zwischen Hub- und Rotationsclinchen ermöglicht die Bewertung anhand eines etablierten Referenzverfahrens. Erstmals erfolgt die mehrdimensionale Messung der während des Fügevorgangs wirkenden Kräfte, welche Rückschlüsse auf die resultierenden Spannungen in den Werkzeugaktivelementen zulassen und somit wesentlich für die Auslegung von Rotationsclinchenwerkzeugen und -anlagen sind. Die Quantifizierung geometrischer und mechanischer Kenngrößen in unterschiedlichen Belastungsrichtungen zeigt die Tragfähigkeit der Fügeverbindung abhängig von Prozess- und Werkzeugkenngrößen auf. Auf diese Weise werden Wirkzusammenhänge hergestellt sowie Strategien zur optimalen Gestaltung des Fügevorgangs erarbeitet. Der Nachweis der industriellen Umsetzbarkeit des Verfahrens hinsichtlich der Verbindungsfestigkeiten und der Prozessrobustheit ist Kern der durchgeführten Untersuchungen.

2 Grundlagen und Stand der Kenntnisse

Der Fokus dieser Arbeit liegt auf dem mechanischen Fügeverfahren Clinchen. In diesem Kapitel werden die grundlegenden Verfahrenseigenschaften sowie die damit im Zusammenhang stehende Bewertung und Auslegung der Fügeverbindung erläutert. Bei speziellen Verfahrensvarianten des Clinchens tritt neben dem eigentlichen Umformvorgang auch ein Scherschneiden der Halbzeuge auf. Die im Folgenden beschriebenen Grundlagen des Scherschneidens dienen daher dem tiefergehenden Verständnis der Arbeit. Das Rotationsschneiden ist ein wissenschaftlich fundiert untersuchter Prozess mit rotierender Werkzeugbewegung, der Analogien zum Rotationsclinchen aufweist. Die mathematische Beschreibung des Bewegungsablaufs rotierender Fertigungsverfahren bildet die Basis für die Analyse kinematischer Zusammenhänge.

2.1 Clinchen

Das Clinchen, auch als Durchsetzfügen bezeichnet, beschreibt nach DIN 8593-5, (2003-09, S. 9-10) das Fügen von Bauteilen durch gemeinsames Durchsetzen und anschließendes Stauen. Eine unlösbare Verbindung durch formschlüssige Verklammerung der Bauteile resultiert. Das Durchsetzen kann kombiniert mit einem Einschneiden der Blechbauteile erfolgen. Aufgrund seiner Verfahrenseigenschaften wird das Clinchen der Hauptgruppe 4 „Fügen“, der Gruppe 4.5 „Fügen durch Umformen“ und der Untergruppe 4.5.2 „Fügen durch Umformen bei Blech-, Rohr- und Profilverteilen“ zugeordnet (DIN 8580, 2003-09, S. 5,11; DIN 8593-0, 2003-09, S. 4; DIN 8593-5, 2003-09, S. 5-10). Unter das Fügen durch Umformen fallen entsprechend DIN 8593-5, (2003-09, S. 3) Verfahren, die durch eine Umformung der Füge- oder Hilfsfügeteile gekennzeichnet sind. Beim Clinchen werden keine Hilfsfügeteile verwendet. (DVS/EFB 3420, 2002-08, S. 1; Tschätsch, 2003, S. 250; Behrens und Hübner, 2018, S. 223-224)

Abbildung 2.1 zeigt die wesentlichen Komponenten zur Herstellung eines Clinchpunkts. Der Clinchstempel bewegt sich auf die Matrize zu, wodurch die Fügeverbindung ausgeformt wird. Der Niederhalter hält die Bauteile während des Fügevorgangs in Position. (Tschätsch, 2003, S. 250; Behrens und Hübner, 2018, S. 223-224) Die auf den Stempel wirkende Kraft wird in Abbildung 2.1 als F_N und die auf den Niederhalter wirkende Kraft als F_{NH} bezeichnet.

Neben den in DIN 8593-5, (2003-09, S. 9-10) dargestellten Verfahren, Clinchen mit und ohne Schneidanteil, existieren weitere Varianten. Die Fügeverbindung kann geometrisch nicht nur anhand des Schneidanteils, sondern auch anhand der Form des Clinchpunkts eingeteilt werden. Am weitesten verbreitet sind die runden sowie die balkenförmigen bzw. rechteckigen Verbindungselemente (Abbildung 2.2). Rundpunkte werden mit Ausnahme von Sonderverfahren, wie

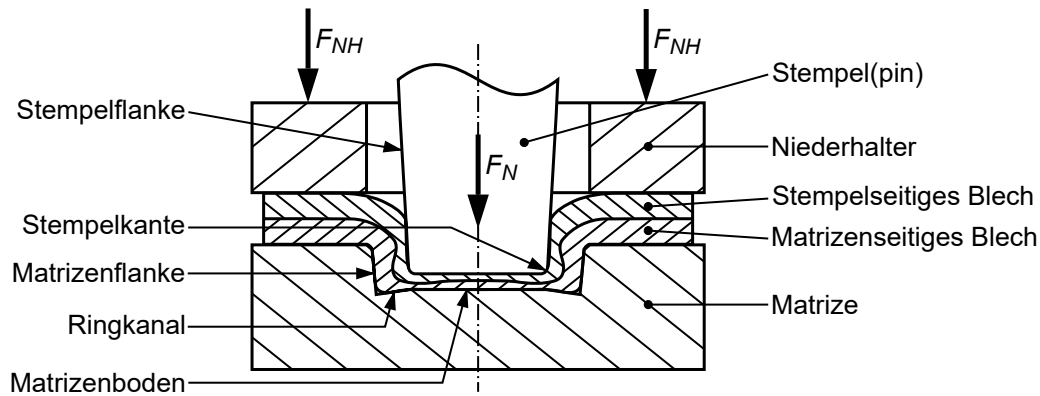


Abbildung 2.1: Verfahrensprinzip des einstufigen Hubclinchens mit starrer Matrize und den zugehörigen Prozesskräften Stempel- F_N und Niederhalterkraft F_{NH} sowie Benennung der wesentlichen geometrischen Merkmale der Aktivelemente (DIN 8593-5, 2003-09, S. 10)

dem Clinchen mit Vorloch (Hahn und Klemens, 1996, S. 43) oder dem Schneidclinchen (Busse, 2013), nicht schneidend erzeugt. Demgegenüber haben Rechteckpunkte verfahrensbedingt einen Schneidanteil. Diese erzielen gegenüber den nicht schneidend hergestellten Rundpunkten in der Regel eine größere Verbindungsfestigkeit, weisen jedoch anisotrope Eigenschaften auf. Wegen des Schneidanteils erhöht sich die Korrosionsanfälligkeit. (Budde und Pilgrim, 1995, S. 35-37; DVS/EFB 3420, 2002-08, S. 2; Doege und Behrens, 2010, S. 402-404; Beyer, 2012, S. 4; Rill, 2015, S. 6; Wittel et al., 2015, S. 223-224)

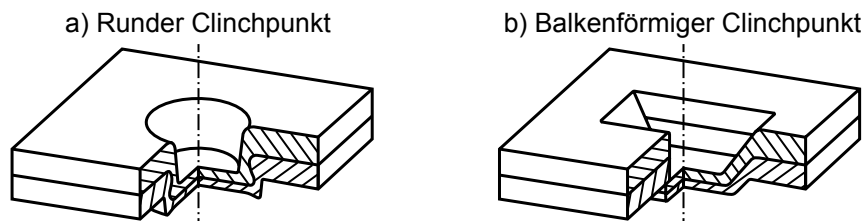


Abbildung 2.2: Gegenüberstellung von nicht schneidend hergestellten, runden (a) und schneidend hergestellten, balkenförmigen (b) Clinchpunkten (Hahn und Klemens, 1996, S. 41; Riedel und Todtermuschke, 2003, S. 258; DVS/EFB 3420, 2002-08, S. 4; Doege und Behrens, 2010, S. 404)

Bezogen auf die Werkzeugaktivelemente erfolgt die Einteilung in das Clinchen mit starrer und mit beweglicher Matrize. Im ersten Fall bildet sich die formschlüssige Verbindung zwischen den Blechen rein aufgrund der geometrischen Gestaltung der Aktivelemente aus (Abbildung 2.3 a). Im zweiten Fall verstärkt ein seitliches Auffedern der Matrizenanteile die Verbindungsbildung (Abbildung 2.3 b). (Budde, 1989, S. 10; Hahn und Klemens, 1996, S. 38; Riedel und Todtermuschke, 2003, S. 254; DVS/EFB 3420, 2002-08, S. 2; Rill, 2015, S. 6-7)

Darüber hinaus werden die Clinchverfahren hinsichtlich der Werkzeugkinematik unterschieden. Der Clinchvorgang selbst kann einstufig, d. h. in einem ununterbrochenen Hub, oder mehrstufig,

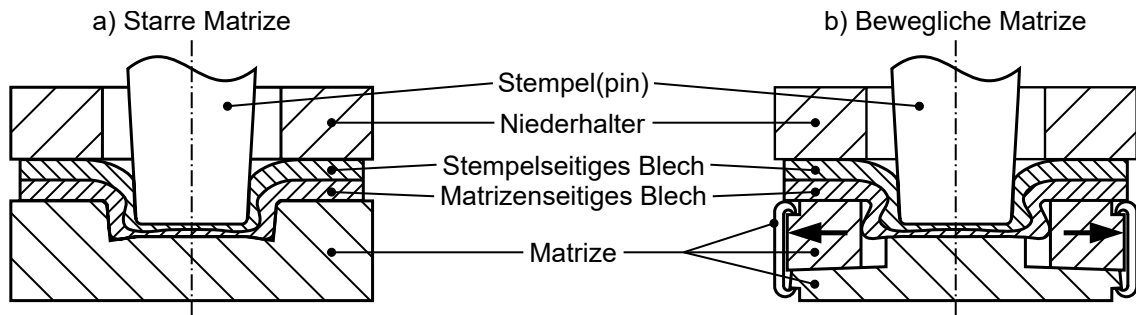


Abbildung 2.3: Fügen durch Clinchen mit starrer (a) und beweglicher (b) Matrize

also in mehreren aufeinanderfolgenden Arbeitshüben, durchgeführt werden. (Becker, Gräber und Liebig, 1993, S. 294; Riedel und Todtermuschke, 2003, S. 254-255, 257; DVS/EFB 3420, 2002-08, S. 2; DVS/EFB 3420-2, 2008-03, S. 1) Neben dem einfachen, translatorischen Zustellen der Werkzeuge ist eine überlagerte kreis- oder rosettenförmige Bewegung ähnlich dem Taumelpressen möglich (Riedel und Todtermuschke, 2003, S. 254; Schraft, Schmid und Breckweg, 2003; DVS/EFB 3420-2, 2008-03, S. 2). Im Gegensatz dazu bewegen sich die Clinchstempel und -matrizen beim Rotationsclinchen nicht translatorisch, sondern auf einer Kreisbahn aufeinander zu (Rill et al., 2014, S. 629; Weiß und Volk, 2015, S. 1). Nach DVS/EFB 3420-2, (2008-03) existieren weitere Verfahrensvarianten, auf die an dieser Stelle nicht näher eingegangen wird. Untersuchungsgegenstand dieser Arbeit ist das einstufige Clinchen mit starrer Matrize zur Erzeugung runder Fügepunkte, das herstellenspezifisch nach der Firma TOX Presstechnik GmbH & Co. KG (Weingarten) auch als Toxen bezeichnet wird (Budde, 1989, S. 8).

2.1.1 Begriffsdefinition und Einordnung der Clinchverfahren

Insbesondere vier Verfahrensvarianten des Clinchens sind im Kontext der vorliegenden Arbeit hervorzuheben: das Hubclinchen ohne und mit Vorloch sowie das Rotationsclinchen ohne und mit Vorloch. Letzteres ist ein in dieser Arbeit neu entwickeltes Verfahren und stellt eine Kombination aus dem Hubclinchen mit Vorloch und dem Rotationsclinchen ohne Vorloch dar. Im Folgenden werden daher das Hubclinchen ohne und mit Vorloch sowie das Rotationsclinchen ohne Vorloch detailliert erläutert. Abbildung 2.4 lässt einen direkten Vergleich der drei Verfahrensvarianten zu.

Die Präfixe „Hub“ und „Rotation“ finden in Schweitzer, (2001, S. 3) und Schmidt, (2004, S. 5) zur Unterscheidung der Werkzeugbewegungen beim Scherschneiden Anwendung und wurden durch Rill, (2015) aufgrund der Verfahrensähnlichkeiten auf das Clinchen übertragen. Die Begriffe sind jedoch nicht standardisiert.

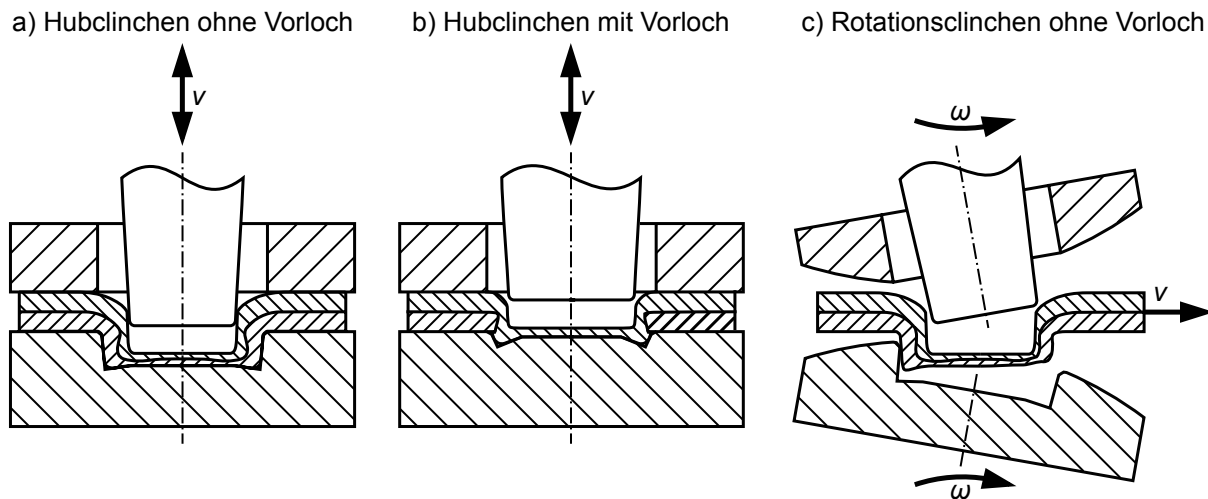


Abbildung 2.4: Fügen durch Hubclinchen ohne Vorloch (a), Hubclinchen mit Vorloch (b) und Rotationsclinchen ohne Vorloch (c) im Vergleich

Hubclinchen ohne Vorloch

Beim Hubclinchen bewegen sich Stempel und Matrize geradlinig aufeinander zu (Abbildung 2.4 a), wodurch sich der Clinchpunkt rotationssymmetrisch ausformt und eine Verbindung mit isotropen Eigenschaften entsteht (Lee et al., 2010b, S. 1855). Abweichungen von dieser idealen Geometrie können, bedingt durch die Anisotropie des Blechwerkstoffs (Israel, 2013b, S. 80, 2015, S. 47) oder durch die Verwendung einer geteilten Matrize, auftreten. Darüber hinaus führen eine nicht koaxiale Ausrichtung der Aktivelemente (Mutschler, 1994, S. 75; Israel, 2015, S. 47) oder Werkzeugverschleiß (Richter, 1997, S. 74) zu einer asymmetrischen Ausbildung des Clinchpunkts. Eine Schräglage der Clinchwerkzeuge zur Blechoberfläche resultiert nach Tox Pressotechnik GmbH & Co. KG, (2016, S. 21) und Mutschler, (1994, S. 68) in einer verringerten Verbindungsfestigkeit sowie nach Varis, (2006, S. 281-282) in einer unvollständigen Füllung der Matrizenkavität.

Neben der Untersuchung diverser Halbzeugkombinationen sind insbesondere die Gestaltung der Werkzeugaktivelemente sowie die Abbildung des Prozesses mit Hilfe der Finite-Elemente-Simulation (FE-Simulation) Gegenstand aktueller Forschungs- und Entwicklungsvorhaben. Übergeordnetes Ziel der Betrachtungen ist die Verbesserung der mechanischen Eigenschaften der Fügeverbindung. Ihre Qualität wird wesentlich durch die Reibungsverhältnisse zwischen den Kontaktflächen, dem Verfestigungsverhalten der Werkstoffe, der Dicke der Halbzeuge und der Geometrien der Werkzeugaktivelemente beeinflusst (Hamel et al., 2000, S. 195, 198).

Maschinen zum Hubclinchen weisen entweder C-Gestell- oder Säulenbauweise auf und werden in der Regel hydraulisch oder pneumatisch angetrieben. Das Einsatzspektrum reicht von manueller Handhabung bis zu Pressen mit Mehrfachwerkzeugen. (Hahn und Klemens, 1996,

S. 43-44; Riedel und Todtermuschke, 2003, S. 258; Sadowski, Balawender und Golewski, 2015, S. 3)

Hubclinchen mit Vorloch

Das Hubclinchen mit Vorloch (Abbildung 2.4 b) ist ein Verfahren zum Verbinden von gut umformbaren mit eingeschränkt umformbaren Blechwerkstoffen (Hahn und Klemens, 1996, S. 43; He, 2017, S. 396). Der Werkstoff mit dem geringeren Umformvermögen wird vor dem Fügevorgang mit einem Loch versehen. Anschließend wird der gut umformbare Fügepartner durch dieses Vorloch hindurch durchgesetzt und gestaucht. Die Zentrierung des Vorlochs hat dabei einen großen Einfluss auf die Clinchpunktausbildung (Mutschler, 1994, S. 69-70). Darüber hinaus können durch das Einbringen eines Lochs Halbzeugkombinationen mit großen Dickenunterschieden verbunden werden. Ein weiterer Vorteil dieses Verfahrens ist die geringe Erhabenheit des Fügeelements (Mutschler, 1994, S. 6). (Industrieanzeiger, 1998; Horn, 2003, S. 13; DVS/EFB 3420-2, 2008-03, S. 2-3; Lee et al., 2014a, S. 2, 6; Wen et al., 2016, S. 217) Der Clinchpunkt bildet sich unter idealen Bedingungen rotationssymmetrisch aus, wodurch seine Eigenschaften unabhängig von der Belastungsrichtung sind. (Hahn und Klemens, 1996, S. 43)

Das Hubclinchen mit Vorloch wird von der Firma Eckold GmbH & Co. KG (St. Andreasberg) mit beweglicher Matrize als Confix-Fügen vertrieben (Mutschler, 1994, S. 6; Industrieanzeiger, 1998) und von der Firma TOX Pressotechnik GmbH & Co. KG (Weingarten) mit starrer Matrize unter dem Namen Variopunkt (Horn, 2003, S. 13). Obwohl dieses Verfahren bereits seit längerem bekannt ist (Budde, 1989, S. 12-13) und industriell angeboten wird, ist es erst in den letzten Jahren verstärkt in den wissenschaftlichen Fokus gerückt.

Mutschler, (1994, S. 6) untersuchte das Hubclinchen mit Vorloch als eine der ersten wissenschaftlichen Quellen hinsichtlich des Tragverhaltens abhängig von unterschiedlichen Prozessparametern. Ausgehend von Halbzeugen aus Tiefziehstahl mit einer Dicke von 1,0 mm wurde es sukzessive auf weitere Blechwerkstoffkombinationen aus Aluminium oder Stahl mit hoch- bzw. höchstfesten Stählen sowie kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff angewendet (Ahn et al., 2012; Lee et al., 2014a,b; Lee et al., 2014c, 2015). Schwerpunkte bildeten die Analyse der Auswirkungen der Werkzeuggeometrie auf die Eigenschaften der Clinchpunkte in der Simulation und im Experiment. Shen et al., (2016) entwickelten einen analytischen Ansatz zur Vorhersage des Versagensmechanismus der Fügeverbindung mit Hilfe der FE-Simulation.

Um den Prozess zu verbessern, verwendeten Lee et al., (2017) federnde Elemente im Matrizenboden und im Ringkanal (Abbildung 2.1). Dadurch erfährt das vorgelochte Blech eine zusätzliche Abstützung, was sich insbesondere bei kohlenstofffaserverstärktem Kunststoff (CFK)

positiv auswirkte. Die Beaufschlagung des stempelseitigen Blechs während des Fügevorgangs mit einem hydrostatischen Druck reduziert das Auftreten von Rissen und ermöglicht größere Hinterschnitte. Auch Lambiase, Paoletti und Di Ilio, (2017) verfolgten das Ziel, das Umformvermögen des stempelseitigen Blechwerkstoffs zu erhöhen. Mittels eines sich um die eigene Achse drehenden Stempels wird durch Reibung Wärme in den Fügebereich induziert. Neben der Verbesserung des Fügeergebnisses verringert sich die benötigte Kraft um bis zu 60 %.

Nicht nur das Verbinden von Werkstoffen mit geringem Umformvermögen steht im Fokus der Betrachtungen, sondern auch die Reduktion der Erhabenheit der Fügeverbindung. Letzteres wird durch eine konische Form des Vorloches erreicht und als Flachclinchen mit Vorloch bezeichnet. Das angepasste Verfahren resultiert in vergleichbaren Festigkeiten wie das konventionelle Clinchen ohne Vorloch. (Wen et al., 2016, S. 217, 223)

Rotationsclinchen ohne Vorloch

Im Gegensatz zum Hubclinchen bewegen sich die Werkzeugaktivelemente beim Rotationsclinchen nicht translatorisch, sondern in einer Kreisbewegung aufeinander zu (Abbildung 2.4 c). Diese spezielle Kinematik führt zu einem schrägen Eintauchen des Stempels in die Halbzeuge bzw. in die Matrize, wodurch die Ausformung des Clinchpunkts exzentrisch beginnt (Rill, 2015, S. 86). Die Folge ist ein asymmetrisch ausgeprägtes Fügeelement mit einem anisotropen Eigenschaftsprofil (Weiß und Volk, 2015, S. 4).

Das Haupteinsatzgebiet für das Rotationsclinchen stellt das kontinuierliche Verbinden von Profilbauteilen dar. Durch die Befestigung der Aktivelemente an sich gegenläufig drehenden Walzen erfolgt das Fügen mit gleichbleibend hoher Geschwindigkeit und ein zeit- und energieintensives Beschleunigen und Bremsen des Werkstücks sowie der Werkzeuge entfällt. (Dingfeld, 2011, S. 1)

Die Vorteile der kontinuierlichen Arbeitsweise führten zur Entwicklung verschiedener Clinchprozesse mit rotierender Werkzeugbewegung. Walter Eckold GmbH & Co. KG, (1983) und Eckold und Maass, (1984, 1992) beschreiben Verfahren, bei denen Stempel und Matrizen an drehbar gelagerten Scheiben angebracht sind und die Bleche dazwischen hindurch befördert werden. Durch die rechteckige Form der Werkzeugaktivelemente werden die Bleche vor dem Breiten, zumindest teilweise, mit Einschnitten versehen und anschließend balkenförmige Clinchpunkte ausgeformt. Spreitzer, (2012) nutzte die kontinuierliche Rotation einer Stempel- und einer zweiteiligen Matrizenwalze zum punkt- oder nahtförmigen Verbinden mittels rechteckigen Fügeelementen. Dölle und Lappe, (2008) zeigten ebenfalls ein Verfahren zum linienförmigen Verbinden von Profilbauteilen mittels rotierender Werkzeugbewegung auf.

Zur Vermeidung der Verkippung zwischen Stempel und Matrize entwickelte Eckold GmbH & Co. KG, (2011) einen Rotationsantrieb, bei dem sich die Werkzeugaktivelemente stets senkrecht zur Bauteiloberfläche positionieren. Dieser Antrieb ist insbesondere für die Herstellung von runden Clinchpunkten von Vorteil, da diese im Gegensatz zu rechteckigen empfindlicher hinsichtlich einer Verkippung der Werkzeuge reagieren (Rill, 2015, S. 10). Die Firma Eckold GmbH & Co. KG bietet den entwickelten Rotationsantrieb für das Clinchen mit runden Fügepunkten unter dem Namen Rollenclinchen an (Eckold GmbH & Co. KG, 2008).

Die in dieser Arbeit untersuchte Variante des Rotationsclinchens grenzt sich klar von den beschriebenen Verfahren ab, da Rundpunkte durch starre Werkzeugaktivelemente, die an sich gegenläufig drehenden Walzen befestigt sind, hergestellt werden. Der Eintauch- und Rückzugsvorgang der Aktivelemente überschreitet dabei die Anforderungen beim Hubclinchen hinsichtlich den Orientierungen von Werkzeugen und -stück (Varis, 2006, S. 284; Tox Pressotechnik GmbH & Co. KG, 2016, S. 21). Die ersten wissenschaftlichen Untersuchungen zu diesem Verfahren führten Volk, Hoffmann und Rill, (2012), Rill et al., (2014) und Rill, (2015) durch. Diese beschränkten sich im Wesentlichen auf die Analyse des Prozesses mit Hilfe der Finiten-Elemente-Methode (FEM) sowie erster experimenteller Versuche zum Nachweis der grundsätzlichen Realisierbarkeit des Verfahrens.

2.1.2 Ablauf von Clinchvorgängen

Der Fügevorgang kann beim Hubclinchen (Mutschler, 1994, S. 38; DVS/EFB 3420, 2002-08, S. 11; Israel, 2015, S. 14-15; Sadowski, Balawender und Golewski, 2015, S. 5-6) und beim Rotationsclinchen (Rill et al., 2014, S. 629-630; Rill, 2015, S. 82-90) in mehrere Phasen eingeteilt werden (Abbildung 2.5). Da der grundsätzliche Ablauf des Fügeprozesses beim einstufigen Clinchen für die unterschiedlichen Verfahrensvarianten annähernd gleich ist (Hahn und Klemens, 1996, S. 38; Riedel und Todtermuschke, 2003, S. 257), wird auf eine separate Erläuterung des Clinchens mit Vorloch verzichtet.

Die einzelnen Phasen des Fügevorgangs spiegeln sich auch in der Fügekraft, d. h. in der auf den Stempel wirkenden Kraft, wider (Abbildung 2.6). Der Kraftverlauf ist charakteristisch für die verwendete Verfahrensvariante (Liebig, Bober und Richter, 1996, S. 24). Die normal zum Stempel wirkende Kraft wurde zwar durch Rill, (2015, S. 81-82, 94, 104) ermittelt, jedoch nicht mit den einzelnen Prozessphasen in Verbindung gebracht. Aus diesem Grund wird im Folgenden nur der für das Hubclinchen bekannte Zusammenhang zwischen der Ausformung des Clinchpunkts und der notwendigen Fügekraft dargestellt.

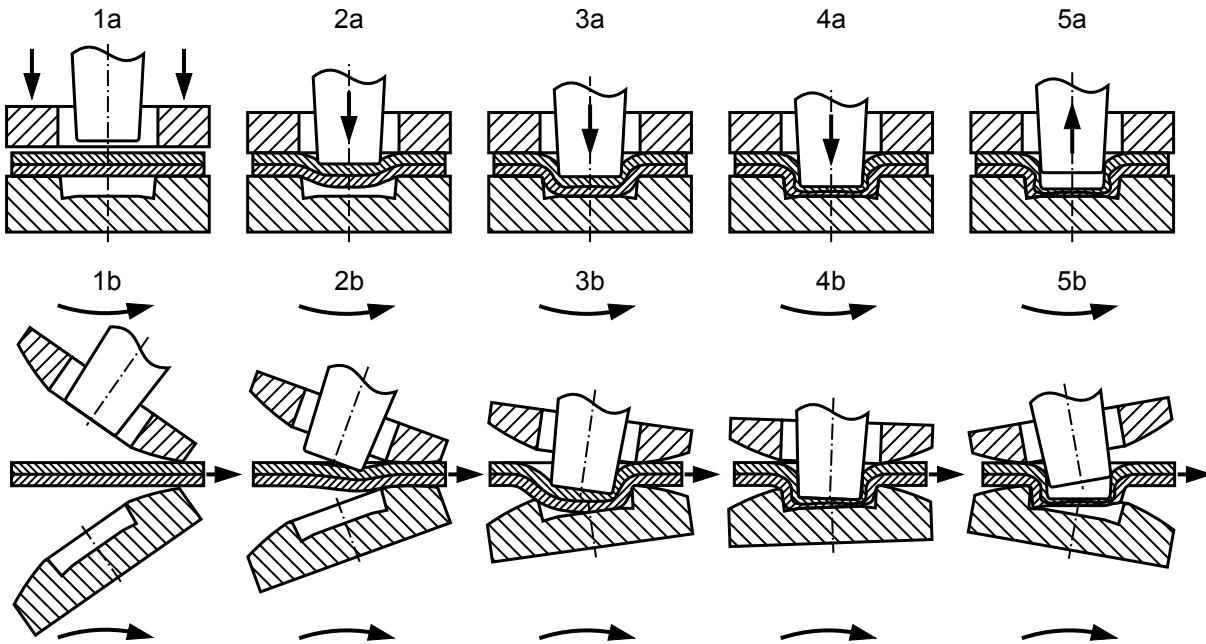


Abbildung 2.5: Phasen des Fügevorgangs beim Hub- (1a bis 5a) und Rotationsclinchen ohne Vorloch (1b bis 5b) im Vergleich (DVS/EFB 3420, 2002-08, S. 11; Israel, 2015, S. 14-15; Rill et al., 2014, S. 629-630; Rill, 2015, S. 82-90)

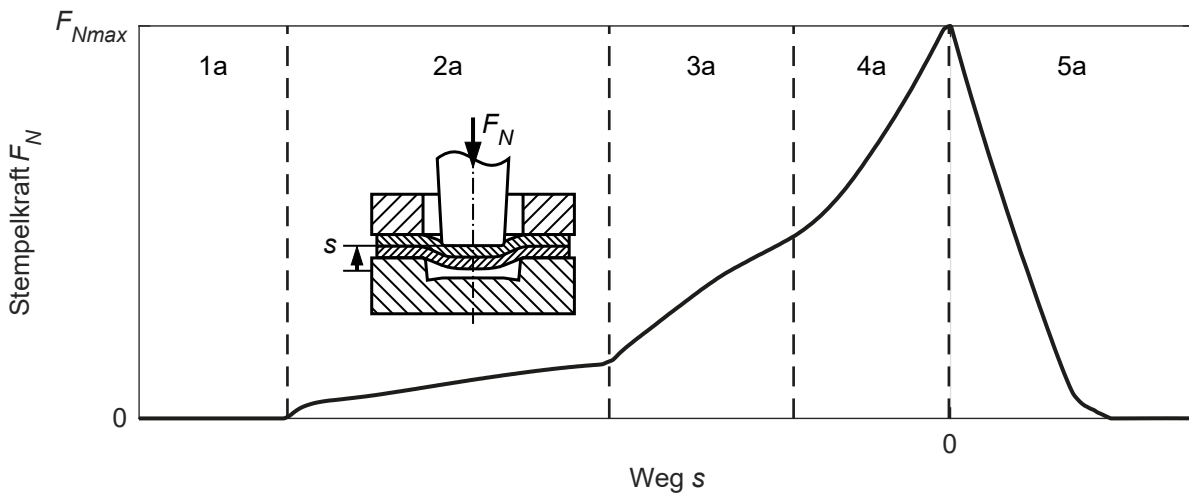


Abbildung 2.6: Verlauf der auf den Stempel wirkenden Kraft F_N während des Fügevorgangs beim Hubclinchen ohne Vorloch sowie die Zuordnung zu den Prozessphasen 1a bis 5a (DVS/EFB 3420, 2002-08, S. 11; Israel, 2015, S. 14-15)

Phase 1 - Fixieren der Halbzeuge

Nach dem Positionieren der Bleche auf der Matrize beginnt der Fügevorgang. Durch die Abwärtsbewegung des Werkzeugoberteils setzt der Niederhalter auf den Blechen auf und drückt diese gegen die Matrize (Abbildung 2.5 1a; Israel, 2015, S. 14). Dadurch werden diese fixiert und ein Aufbiegen während des Prozesses verhindert. (Hahn und Klemens, 1996, S. 38) Der Niederhalter separiert den Fügebereich von der Umgebung und steuert den Werkstofffluss während der Ausformung des Clinchpunkts. (Hahn und Schulte, 2000, S. 121) Da in Abbildung 2.6

nur die auf den Stempel wirkende Kraft dargestellt ist, bleibt diese konstant bei $F_N = 0$ (Abbildung 2.6 1a). Analog zum Hubclinchen werden die Bleche beim Rotationsclinchen durch einen Niederhalter in ihrer Position gehalten (Abbildung 2.5 1b). Aufgrund der Rotation der Werkzeugwalzen grenzt der Niederhalter zu diesem Zeitpunkt noch nicht den gesamten Fügebereich ab, sondern wirkt zunächst nur lokal. (Rill et al., 2014, S. 629)

Phase 2 - Durchsetzen der Halbzeuge

Im Zuge der kontinuierlichen Abwärtsbewegung des Werkzeugoberteils setzt der Stempel auf dem stempelseitigen Blech auf, drückt die Fügepartner gegen die Matrize und verformt diese zunehmend. Der Fügebereich wird durchgesetzt, d. h. aus der Blechebene heraus verschoben (Abbildung 2.5 2a; Hahn und Schulte, 2000, S. 5; Doege und Behrens, 2010, S. 400-401; Israel, 2015, S. 14; Behrens und Hübner, 2018, S. 223). Die Ausgangsblechdicke bleibt während dieser Phase annähernd erhalten. (Liebig, Bober und Richter, 1996, S. 24; Hahn und Klemens, 1996, S. 38) Die Fügekraft nimmt mit größer werdendem Stempelweg und steigender Verformung der Fügepartner zu (Abbildung 2.6). Im Gegensatz zum Hubclinchen erfolgt beim Rotationsclinchen das Aufsetzen des Stempels nicht flächig, sondern lokal, von der Stempelkante aus beginnend (Abbildung 2.5 2b). Diese sperrt den Werkstofffluss und bedingt eine Vorverteilung in der Fügezone. (Rill et al., 2014, S. 629; Rill, 2015, S. 84-86)

Phase 3 - Stauchen der Halbzeuge

Durch das zunehmende Verdrängen des Blechwerkstoffs entsteht ein Kontakt zwischen dem matrizen seitigen Blech und dem Matrizenboden, welcher den stärkeren Anstieg der Stempelpkraft verursacht. Ab diesem Zeitpunkt tritt ein Stauchen der Halbzeuge ein, wodurch sich die Ausgangsblechdicken im Bodenbereich des Fügepunkts zunehmend reduzieren und der Werkstoff in radiale Richtung fließt (Abbildung 2.5 3a). (Hahn und Klemens, 1996, S. 38; Lambiase, 2013, S. 2129; Israel, 2015, S. 14) Obwohl sich beim Rotationsclinchen die Verkipfung der Werkzeugaktivelemente kontinuierlich verringert, tritt der Kontakt zum Matrizenboden außermittig ein (Abbildung 2.5 3b). (Rill, 2015, S. 86)

Phase 4 - Fließpressen der Halbzeuge

Der Ringkanal füllt sich in dieser Phase und ein Fließpressen der Halbzeuge erfolgt (Abbildung 2.5 4a; Hahn und Klemens, 1996, S. 38; Israel, 2015, S. 14). Der überproportionale Anstieg der Fügekraft ist auf die zunehmende Kaltverfestigung im Bodenbereich (Liebig, Bober und Richter, 1996, S. 24) sowie der vergrößerten Kontaktfläche zwischen Blech und Matri-

zenkavität zurückzuführen (Lambiase, 2013, S. 2130). Das Maximum der Fügekraft geht mit der vollständigen Ausformung des Clinchpunkts einher. Während beim Hubclinchen eine isotrope Verbindung entsteht, formt sich das Fügeelement beim Rotationsclinchen ungleichmäßig aus (Abbildung 2.5 4b). Obwohl Stempel und Matrize in dieser Phase beim Rotationsclinchen annähernd coaxial zueinander und senkrecht zu den Blechen sind, befindet sich aufgrund der Vorverteilung des Werkstoffs in den vorhergehenden Phasen deutlich weniger davon auf der Seite mit dem ersten Stempelkontakt als auf der gegenüberliegenden. Eine ausreichende Niederhalterkraft verhindert in dieser Phase ein Fließen des Blechwerkstoffs aus der Matrizenkavität heraus und unterstützt die Ausformung des Hinterschnitts. (Rill et al., 2014, S. 629; Rill, 2015, S. 87)

Phase 5 - Rückziehen des Stempels und Abstreifen der Halbzeuge

Nach der vollständigen Ausbildung des Clinchpunkts erfolgt die Entlastung der Werkzeuge durch den Rückzug des Werkzeugoberteils (Abbildung 2.5 5a, Hahn und Klemens, 1996, S. 38). Der Niederhalter wirkt dabei einem Haften des Clinchpunkts am Stempel entgegen und streift das gefügte Bauteil ab. Durch eine konische Form des Stempelpins wird der Stempelrückzug erleichtert. Aufgrund der Stempelverkipfung kann es beim Rotationsclinchen abhängig von den gewählten Prozessparametern zu einer Kollision zwischen Stempel und Clinchpunkt kommen (Abbildung 2.5 5b). Auch beim Rotationsclinchen unterstützt der Niederhalter das Ablösen der Bleche vom Stempel, kann jedoch eine Schädigung des Clinchpunkts nicht immer unterbinden. (Rill et al., 2014, S. 629-630; Rill, 2015, S. 89-90)

2.1.3 Bewertung geclinchter Fügeverbindungen

Die Bewertung geclinchter Fügeverbindungen hinsichtlich ihrer Qualitätsmerkmale erfolgt anhand zerstörender als auch nicht zerstörender Prüfverfahren (Bye, 2014, S. 172). Die dadurch ermittelten Qualitätskenngrößen werden im Folgenden näher erläutert.

Geometrische Kenngrößen

Die geometrischen Kenngrößen zur Bewertung der Qualität eines Hubclinchpunkts ohne und mit Vorloch sind in Abbildung 2.7 dargestellt. Der Hinterschnitt u ist ein Maß für den zwischen stempel- und matrizenartigem Blech entstandenen Formschluss. Die Halsdicke n kennzeichnet den Querschnitt im Bereich des stempelseitigen Fügepartners, welcher bei einer normal zu den Blechen wirkenden mechanischen Belastung zum Tragen kommt. Die Bodendicke des Clinchpunkts x_0 gibt die sich nach dem Fügevorgang zwischen Stempel und Matrize einstel-

lende Restdicke der Bleche wieder. Die beschriebenen Kenngrößen korrelieren stark miteinander und wirken sich maßgebend auf die mechanischen Eigenschaften der Fügeverbindung aus. (Bye, 2014, S. 172)

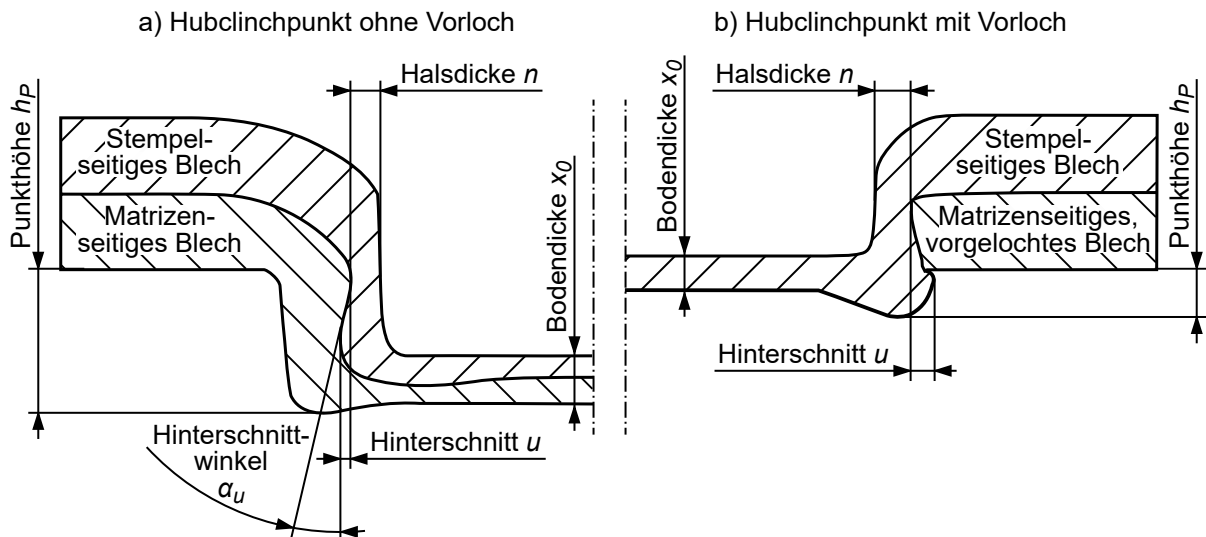


Abbildung 2.7: Geometrische Kenngrößen von einstufig hergestellten Hubclinchpunkten mit starrer Matrize ohne Vorloch (a) und mit Vorloch (b) (Hahn und Klemens, 1996, S. 51; DVS/EFB 3420, 2002-08, S. 4; Müller et al., 2014, S. 550-551)

Die Ermittlung der geometrischen Kenngrößen erfolgt in der Regel anhand von Schliffbildern (Doege und Behrens, 2010, S. 407). Diese bieten zusätzlich die Möglichkeit einer Analyse des Verformungszustands anhand der Gefügestruktur und der sich einstellenden Härteverläufe (Müller et al., 2014, S. 553-554). Die Bodendicke des Clinchpunkts kann mit Hilfe eines Messtasters zerstörungsfrei ermittelt werden. (Bye, 2014, S. 172) Neuere Untersuchungen befassen sich mit deren berührungslosen, zerstörungsfreien Analyse mittels Wirbelstrom-Mehrfrequenzverfahren, Ultraschallsensoren (Fraunhofer-Institut für Zerstörungsfreie Prüfverfahren IZFP, o. J.) oder Induktions-Puls-Phasen-Thermografie (Šrajbr et al., 2011, S. 7-8). Die Bodendicke und die Ausformung des Clinchpunkts korrelieren mit der benötigten Fügekraft. Aus diesem Grund nutzen Systeme zur Online-Qualitätskontrolle von Clinchpunkten eine Überwachung des Kraft-Weg-Verlaufs (Liebig, Bober und Göpfert, 1992; Breckweg, 2007; DVS/EFB 3420, 2002-08, S. 11; Khrebtov, 2011).

Laut Rill, (2015, S. 54) lässt sich die Bodendicke beim Rotationsclinchen zuverlässig bestimmen, die Quantifizierung von Hinterschnitt und Halsdicke ist jedoch schwierig. Aufgrund der Asymmetrie der Clinchpunkte sowie der Verkipfung des Clinchpunktbodens relativ zur Blechebene wurden die geometrischen Kenngrößen nicht ausgewertet. (Rill, 2015, S. 54)

Mechanische Eigenschaften

Die Belastungsfälle zur Prüfung der mechanischen Eigenschaften einer Fügeverbindung können im wesentlichen in die Arten Kopf-, Scher- und Schälzug (Abbildung 2.8) unterteilt werden. Die quasistatische Prüfung der mechanischen Eigenschaften geclinchter Fügeverbindungen erfolgt überwiegend anhand einschnittig überlappter Probengeometrien analog zur Prüfung von Widerstandspunktschweißverbindungen (DVS/EFB 3480-1, 2007-12, S. 2), d. h. für Kopfzugbelastung nach DIN EN ISO 14272, (2016-11), Scherzugbelastung nach DIN EN ISO 14273, (2016-11) und Schälzugbelastung nach DIN EN ISO 14270, (2016-11). Diese Prüfkörper sind dadurch gekennzeichnet, dass zwei Fügepartner überlappend angeordnet und im Überlappungsbereich gefügt werden (Meyer, 2003, S. 230).

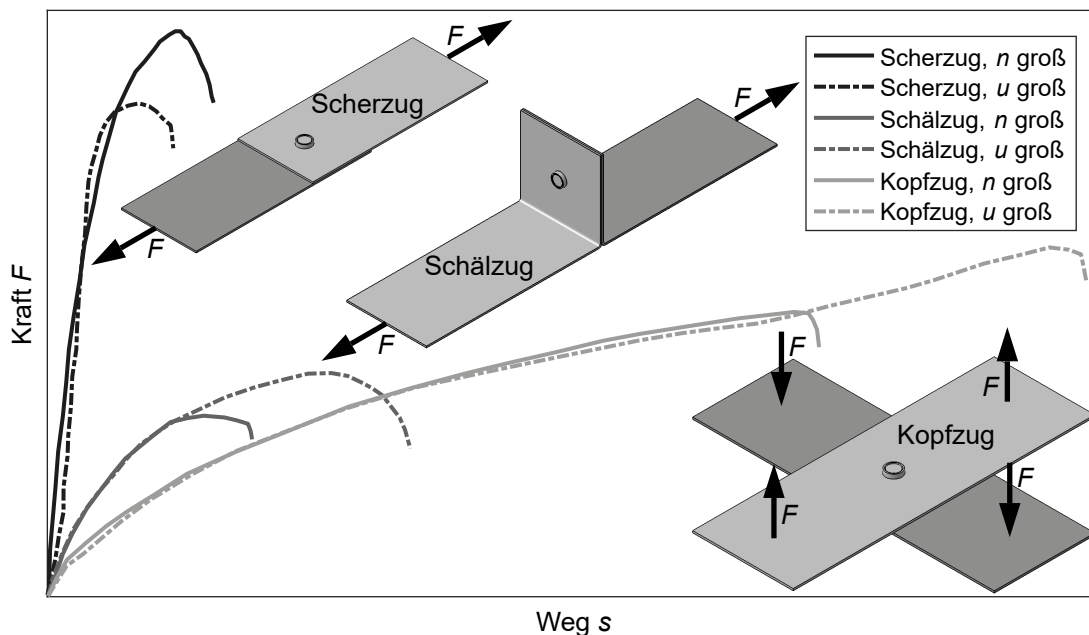


Abbildung 2.8: Prüfung mechanischer Verbindungseigenschaften anhand der Belastungsfälle Kopf-, Scher- und Schälzug sowie Einfluss der geometrischen Kenngrößen Halsdicke n und Hinterschnitt u auf die Tragfähigkeit der Verbindung (Doege und Behrens, 2010, S. 407)

Bei der einschnittig überlappten Kopfzugprobe werden zwei ebene Blechzuschnitte kreuzförmig übereinander angeordnet und im Zentrum der Überlappung gefügt (Abbildung 2.8). Die beiden Probenhälften werden anschließend entlang der Rotationsachse des Fügepunkts bzw. entlang der Blechdickenrichtung mit Hilfe einer Prüfmaschine auseinandergezogen. Im Falle der Scherzugprobe werden die Blechzuschnitte parallel zueinander ausgerichtet. Die Prüfung der Verbindungseigenschaften erfolgt durch das Belasten der Probenteile senkrecht zur Blechdickenrichtung. Der Scherzugversuch ist durch eine gemischte Belastung aus Scher-, Kopf- und Schälzug gekennzeichnet. Um die Fügeverbindung einer Schälzugbeanspruchung auszusetzen,

werden zwei abgewinkelte, L-förmige Bauteile miteinander verbunden und anschließend geprüft. (DVS/EFB 3480-1, 2007-12, S. 2; Doege und Behrens, 2010, S. 407)

Darüber hinaus existieren verschiedene bauteilähnliche Prüfkörper, welche im Gegensatz zu den einschnittig überlappten Probenformen die Beanspruchungsverhältnisse während realen Einsatzbedingungen nachempfinden. Die Herstellung und Prüfung dieser Proben ist jedoch deutlich aufwändiger. (Rohde, Gieseke und Hahn, 2004, S. 2) Im Falle der Kopfzug-Scherzug-Probe, auch KS2-Probe genannt, wird eine bauteilnahe Beanspruchung bei mäßigem Aufwand zur Herstellung des Prüfkörpers angestrebt. Die Prüfung der Verbindungseigenschaften unter unterschiedlichen, kombinierten Belastungsarten aus Kopf- und Scherzug ist durch diese Probegeometrie möglich. Der KS2-Prüfkörper setzt sich aus zwei U-förmigen Probekörpern zusammen, welche im Bodenbereich gefügt werden. Sowohl die Schälzug- als auch die KS2-Probe setzen ein ausreichendes Umformvermögen voraus, um die Probekörper durch Biegen herstellen zu können. (DVS/EFB 3480-1, 2007-12, S. 3, 4, 10) In der Literatur findet in der Regel eine Auswertung der Kopf- und Scherzugfestigkeiten statt, während der Schälzugfestigkeit eine untergeordnete Bedeutung zukommt.

Während der Zugprüfung wird neben der Kraft F auch die Verlängerung der Probe bzw. der Traversenweg der Prüfmaschine s aufgezeichnet. Anhand des resultierenden Kraft-Weg-Diagramms lassen sich die Kenngrößen zur Beurteilung der mechanischen Eigenschaften der Fügeverbindung ableiten (Abbildung 2.8). Da die Bestimmung der wirksamen Fügefläche bei mechanischen Fügeverfahren schwierig und eine Vergleichbarkeit durch eine Normierung nur eingeschränkt möglich ist, wird das Kraftmaximum während der Prüfung als Kennwert für die Festigkeit herangezogen (DIN EN ISO 14272, 2016-11, S. 6; DIN EN ISO 14273, 2016-11, S. 6; DIN EN ISO 14270, 2016-11, S. 6). Darüber hinaus können die Steifigkeit sowie die Energieaufnahme der Fügeverbindung ermittelt werden (DVS/EFB 3480-1, 2007-12, S. 9).

Die Belastung durch eine Zugkraft führt zu einem charakteristischen Versagensverhalten, welches auf die geometrischen Kenngrößen des Clinchpunkts (Doege und Behrens, 2010, S. 408) und die lokale Festigkeit des Werkstoffs zurückzuführen ist (Lambiase und Di Ilio, 2014, S. 73). Geringe Halsdicken versagen durch ein Reißen im Halsbereich des stempelseitigen Halbzeugs (Israel, 2013b, S. 83). Die ansteigende Zugkraft vergrößert analog zum Zugversuch die Spannung im Querschnitt des Clinchpunkts, bis der Werkstoff schließlich versagt. (Lee et al., 2010b, S. 1855)

Geringe Hinterschnitte resultieren in einem Versagen durch Ausknöpfen des stempelseitigen Fügepartners aus dem matrizenseitigen (Paula et al., 2007, S. 352; Israel, 2013b, S. 83; Lambiase, 2013, S. 2128; Gao, Liu und Wang, 2014, S. 041016.1; He et al., 2015, S. 31, 2017,

S. 17-18). Dabei gleiten die Fügepartner mit steigender Belastung aneinander ab und das stempelseitige Halbzeug verformt sich so lange, bis der Hinterschnitt nicht mehr ausreicht, um beide Probehälften zusammenzuhalten. (Lee et al., 2010b, S. 1855)

Neben den beiden Versagensarten Halsriss und Ausknöpfen existieren noch weitere, welche eine Kombination aus den beiden darstellen. Die gemischten Versagensmodi treten auf, wenn die durch die Halsdicke und den Hinterschnitt übertragbaren Kräfte im Gleichgewicht stehen. Während der Clinchpunkt auf einer Seite bereits einen Riss aufweist, verformt sich die andere Seite zunehmend. Verbindungen, die durch ein gemischtes Versagen gekennzeichnet sind, erreichen die höchsten Festigkeiten. (Varis, 2000, S. 8, 45, 62, 2006, S. 278; Gao, Liu und Wang, 2014, S. 041016.1; Lambiase und Di Ilio, 2014, S. 76-77; Calabrese et al., 2015, S. 478)

2.1.4 Auslegung von Clinchprozessen

Das Fügen durch Clinchen wird wesentlich von den Eigenschaften der zu verbindenden Halbzeuge beeinflusst. Dazu zählen deren Anordnung, Werkstoff, Dicke und Oberflächenzustand. Die gezielte Auswahl der Geometrie der Werkzeugaktivelemente sowie der Fügekraft bzw. des -wegs ermöglichen höchste Verbindungsfestigkeiten abhängig von der jeweiligen Halbzeugkombination. (Hahn und Klemens, 1996, S. 40; DVS/EFB 3420, 2002-08, S. 9)

Nach DVS/EFB 3420, (2002-08, S. 9) sind Werkstoffe mit einer Bruchdehnung $A_{80} \geq 12 \%$, einer Zugfestigkeit $R_m \leq 500 \text{ N/mm}^2$ und einem Streckgrenzenverhältnis von $R_{p0,2}/R_m \leq 0,7$ gut für das Clinchen geeignet. Über Werkstoffe, die diese Kriterien nicht erfüllen, kann keine pauschale Aussage getroffen werden. Lee et al., (2010a), Abe, Mori und Kato, (2012) und Abe et al., (2014) zeigen, dass Kombinationen mit hoch- und höchstfesten Blechwerkstoffen bis zu einer Zugfestigkeit von 1000 N/mm^2 ffügbar sind, das Verfahren jedoch insbesondere bei den höchstfesten Güten an seine Grenzen stößt. Um Werkstoffe mit eingeschränktem Umformvermögen verbinden zu können, gibt es zwei unterschiedliche Ansätze. Entweder wird die Duktilität der Blechwerkstoffe durch Erwärmung erhöht oder das Fügeverfahren selbst modifiziert. (Lee et al., 2017, S. 1) Sind Halbzeuge mit unterschiedlichen Eigenschaften zu verbinden, so wird in der Regel sowohl das dickere als auch das schwerer umformbare Blech stempelseitig positioniert (Budde und Pilgrim, 1995, S. 37-38; DVS/EFB 3420, 2002-08, S. 8).

Die Clinchpunktdurchmesser bewegen sich üblicherweise zwischen 3 und 12 mm (Varis, 2000, S. 9), wobei auch Größen zwischen 1,5 und 26 mm möglich sind (Tox Pressotechnik GmbH & Co. KG, 2016, S. 4). Nach Dobrikow, (1994, S. 193) und Hesse, (2006, S. 260) werden zur Verbindungsherstellung abhängig von der Fügeaufgabe zwischen 30 und 70 kN Presskraft benötigt. Die Prozessparameter wie Fügekraft bzw. -weg legen die Bodendicke x_0 (Abbildung 2.7)

des Clinchpunkts fest. Diese bewegt sich in einem Bereich zwischen 20 und 50 % der Gesamtblechdicke. Die restlichen geometrischen Kenngrößen, wie z. B. der Hinterschnitt u und die Halsdicke n , korrelieren mit der Bodendicke (Bye, 2014, S. 172). Neben der Geometrie der Werkzeugaktivelemente beeinflusst auch die Niederhalterkraft die Ausbildung des Clinchpunkts. (DVS/EFB 3420, 2002-08, S. 9) Letztere ist so zu wählen, dass das Bauteil exakt positioniert und zuverlässig vom Stempel gelöst wird sowie keine Beschädigung des Bauteils auftritt (Klemens, 1995, S. 11).

Die Auslegung und Auswahl des Fügesystems erfolgt in der Regel erfahrungsbasiert durch den Anbieter (Budde, Bold und Hahn, 1991, S. 16; Dobrikow, 1994, S. 193; Varis, 2000, S. 8; Hesse, 2006, S. 260; Behrens und Hübner, 2018, S. 228). Darüber hinaus wird der Fügeprozess zunehmend mit Hilfe der FE-Simulation optimiert (Abschnitt 2.1.5).

Ein Stempeldurchmesser, der größer als der Durchmesser des Matrizenbodens ist, fördert das Fließen des matrizenseitigen Werkstoffs in den Ringkanal und die Bildung des Hinterschnitts (Mutschler, 1994, S. 39). Ist die Matrizen­tiefe gering oder ist der Unterschied zwischen Stempel- und Matrizendurchmesser, die Radien an den Werkzeugaktivelementen oder die Bodendicke des Clinchpunkts groß, bildet sich der Hinterschnitt aufgrund der geringen Umformung nur unzureichend aus (Varis, 2006, S. 278; Lambiase, 2013, S. 2128-2129). Ein kleiner Unterschied zwischen Stempel- und Matrizendurchmesser, scharfe Kanten an den Werkzeugaktivelementen oder große Matrizen­tiefen führen dementsprechend zu einer Ausdünnung des stempelseitigen Blechwerkstoffs im Halsbereich. (Varis, 2000, S. 7-8, 2006, S. 278; Lambiase, 2013, S. 2128-2129) Des Weiteren kann das zwischen Stempel und Matrize für den Blechwerkstoff zur Verfügung stehende Volumen als Grundlage für die Werkzeugauslegung herangezogen werden (Israel, 2015, S. 42; Lee et al., 2015, S. 5).

Die geometrischen Kenngrößen des Clinchpunkts, vor allem Halsdicke und Hinterschnitt, stehen im unmittelbaren Zusammenhang mit dessen mechanischen Eigenschaften (Paula et al., 2007, S. 352; Israel, 2013b, S. 82; Mori et al., 2013, S. 680; Behrens und Hübner, 2018, S. 228-229). So wirkt sich ein großer Hinterschnitt positiv auf die Schäl- und Kopfzugfestigkeit aus und eine große Halsdicke resultiert in einer hohen Scherzugfestigkeit (Abbildung 2.8). (Doege und Behrens, 2010, S. 408; Bye, 2014, S. 172) Um Verbindungen mit hohen Festigkeiten zu erzielen, sind wegen der Überlagerung der Belastungsfälle im tatsächlichen Einsatz möglichst große Werte der konkurrierenden Größen Halsdicke und Hinterschnitt anzustreben. Die Definition eines optimalen Verhältnisses ist nur eingeschränkt möglich (DVS/EFB 3470, 2006-10, S. 6). (Israel, 2013b, S. 82-83, 2015, S. 156-157)

Die Festigkeit F_n eines Clinchpunkts, der unter Kopfzugbelastung durch Halsriss versagt, kann nach Mutschler, (1994, S. 45) und Lee et al., (2010b, S. 1855) entsprechend Gleichung 2.1 bestimmt werden. Ahn et al., (2012, S. 693), Xu und Zhao, (2014, S. 515) und Lee et al., (2015, S. 4) verwendeten diesen Zusammenhang ebenfalls zur Berechnung der Scherzugfestigkeit.

$$F_n = \tau_B A_n = \tau_B \pi (d_{S0} n + n^2) \quad (2.1)$$

F_n ist abhängig von der Querschnittsfläche A_n des Clinchpunkts auf Höhe der Halsdicke n , welche mit Hilfe des Stempeldurchmessers d_{S0} berechnet werden kann.

Die Scherfestigkeit τ_B wird mit der Zugfestigkeit des stempelseitigen Blechwerkstoffes R_m in Zusammenhang gebracht:

$$\tau_B = c_B R_m \quad (2.2)$$

Der empirische Faktor c_B beträgt nach Oehler und Kaiser, (1993, S. 27), Tschätsch, (2003, S. 221) und Doege und Behrens, (2010, S. 371) im Allgemeinen etwa 0,8. Er zeigt jedoch eine starke Werkstoffabhängigkeit und nimmt in der Literatur Werte zwischen 0,58 und 0,95 an, wobei niedrige Werte bei spröden und hohe bei duktilen Werkstoffen Anwendung finden (Tschätsch, 2003, S. 221; Doege und Behrens, 2010, S. 371; Nothhaft, 2014, S. 77). Xu und Zhao, (2014, S. 515) setzen aufgrund der komplexen Lastsituation während des Scherzugversuchs $\tau_B = R_m$.

Versagt der Clinchpunkt durch Ausknöpfen, beläuft sich die zugehörige Kraft F_u nach Lee et al., (2010b, S. 1855-1856) zu

$$F_u = \pi (d_{S0} n + n^2) R_m \left(\frac{1 + \mu (\tan \alpha_u)^{-1}}{\mu (\tan \alpha_u)^{-1}} \right) \left(1 - \frac{n}{u + n} \right)^{\mu (\tan \alpha_u)^{-1}} \quad (2.3)$$

mit dem Durchmesser des Stempelpins d_{S0} , der Reibzahl μ , der Halsdicke n , dem Hinterschnitt u und dem Hinterschnittwinkel α_u (Abbildung 2.7). Voraussetzung für die Anwendung der Gleichungen 2.1 und 2.3 ist die rotationssymmetrische Ausprägung des Clinchpunkts (Lee et al., 2010b, S. 1855).

2.1.5 Simulation von Clinchvorgängen

Der große Umfang an wissenschaftlichen Arbeiten (Eshtayeh und Hrairi, 2016) zeigt auf, dass im Bereich der mechanischen Fügeverfahren die FE-Simulation zunehmend an Bedeutung gewinnt. Neben der Schaffung eines tieferen Verständnisses des Werkstoffflusses (Lambiase, 2013, S. 2124) gehören die Optimierung von Prozess- und Werkzeugparametern zur Steigerung

der Festigkeit der Fügeverbindung sowie zur Erhöhung der Prozesssicherheit zu den vorrangigen Zielen der Simulation. (Dilger und Stadtaus, 2004, S. 16; Eshtayeh und Hrairi, 2016, S. 2589) Aufgrund des komplexen, sich verändernden dreiachsigen Spannungs- und Dehnungszustands stößt die Simulation bei der Abbildung des Fügevorgangs an ihre Grenzen. Die Validierung mittels Experimenten ist zwingend erforderlich, um aussagekräftige Ergebnisse zu erzielen. (Tschätsch, 2003, S. 249; Neugebauer, Kraus und Dietrich, 2008, S. 285)

Numerische Abbildung des Fügevorgangs

Neben den Mehrzweck-Simulationsumgebungen Abaqus der Dassault Systèmes Simulia Corp. (Providence, USA)³ und Ansys der Ansys Inc. (Canonsburg, USA)⁴ finden sowohl Programme speziell für die Blechumformung wie LS-Dyna der DYNAMore GmbH (Stuttgart)⁵ als auch Berechnungswerkzeuge der Massivumformung wie Deform der Scientific Forming Technologies Corporation (Columbus, USA)⁶, Forge der Transvalor S.A. (Mougins, Frankreich)⁷ und Simufact.forming der Simufact Engineering GmbH (Hamburg)⁸ Anwendung. Dies ist der Tatsache geschuldet, dass zu Beginn des Fügevorgangs biaxiale Spannungen in den Blechen, vergleichbar mit einem Blechumformprozess, induziert werden und zum Ende hin ein Stauchen der Bleche analog eines Massivumformprozesses auftritt (Sadowski, Balawender und Golewski, 2015, S. 15). Aufgrund von Umformgraden größer als zwei (Neugebauer, Kraus und Dietrich, 2008, S. 286) ist eine Möglichkeit zur Neuvernetzung oder adaptiven Netzanpassung ein wichtiges Kriterium für die Auswahl der Simulationsumgebung.

Für die FE-Simulation von Hubclinchvorgängen finden sowohl explizite (Saber et al., 2008, S. 275; Oudjene et al., 2009, S. 293; Benabderrahmane und Ali, 2013, S. 795; Sadowski, Balawender und Golewski, 2015, S. 35; Ali und Benabderrahmane, 2017, S. 441) als auch implizite (He et al., 2014a, S. 1230; Israel, 2015, S. 46) Lösungsverfahren Anwendung. Beim expliziten Verfahren wird der nächste Zeitschritt des zu lösenden Problems allein aus den zum Zeitpunkt der Berechnung verfügbaren Werten bestimmt. Implizite Lösungsverfahren berücksichtigen zu-

³ z. B. Hamel et al., (2000, S. 192), Jomâa und Billardon, (2007a, S. 171, 2007b, S. 1124), Oudjene, Ben-Ayed und Batoz, (2007, S. 534), Oudjene und Ben-Ayed, (2008, S. 1784), Saber et al., (2008, S. 275), Oudjene et al., (2009, S. 293), Coppieters et al., (2011, S. 434), Benabderrahmane und Ali, (2012, S. 37, 2013, S. 795), Kim, (2013, S. 296), Rill et al., (2014, S. 632) und Sadowski, Balawender und Golewski, (2015, S. 35)

⁴ z. B. He et al., (2014b, S. 61), Kubík und Kaščák, (2015, S. 219) und Kaščák et al., (2016, S. 534)

⁵ z. B. Abe et al., (2009, S. 292) und He et al., (2014a, S. 1232, 2014b, S. 59)

⁶ z. B. Paula et al., (2007, S. 353), Neugebauer, Kraus und Dietrich, (2008, S. 285), Jayasekara et al., (2010, S. 340), Lee et al., (2010b, S. 1859), Han et al., (2012, S. 1243) und Israel, (2015, S. 46)

⁷ z. B. Roux und Bouchard, (2013, S. 1041)

⁸ z. B. Awiszus et al., (2009, S. 3), Beyer, (2011, S. 4) und Müller et al., (2014, S. 552)

sätzlich die noch unbekanntenen Werte des nächsten Zeitschrittes und lösen das Problem direkt anhand von linearen Gleichungssystemen. (Huebner und Thornton, 1982, S. 294-295; Wriggers, 2001, S. 198; Abaqus Inc., 2005e, S. 9; Klocke und König, 2008, S. 218; Dassault Systèmes, 2012d, S. 9.4) Das explizite Verfahren führt bei nichtlinearen Problemen, z. B. großen Deformationen und wechselnden, mit Reibung behafteten Kontaktsituationen (Wriggers, 2001, S. 2-3), zu effizienteren Lösungen als das implizite Verfahren (Abaqus Inc., 2005e, S. 11-12; Dassault Systèmes, 2012d, S. 9.4-9.5). Aufgrund der beim Rotationsclinchen auftretenden, komplexen Kontaktsituationen, den Starrkörperbewegungen und den großen Verformungen setzten Volk, Hoffmann und Rill, (2012, S. 538), Rill et al., (2014, S. 631) und Rill, (2015, S. 61) ein explizites Lösungsverfahren ein.

Randbedingungen und Modellierung der Komponenten

Die Modellierung des Hubclinchens erfolgt in der Regel zweidimensional unter Ausnutzung der Rotationssymmetrie des Prozesses und unter Vernachlässigung der Anisotropie des Blechwerkstoffes⁹. Da diese Vereinfachung zu einer Verringerung des Rechenaufwands führt, werden zum Teil auch Werkstoffe mit einer hohen Richtungsabhängigkeit der mechanischen Eigenschaften, wie z. B. CFK, durch ein zweidimensionales Modell abgebildet (Lee et al., 2014b, S. 1152, 2017, S. 60).

Für spezielle Untersuchungsziele ist in der Literatur auch der Einsatz von dreidimensionalen Simulationsmodellen zu finden. Lambiase und Di Ilio, (2013a, S. 165, 2013b, S. 1631) und Lambiase, (2013, S. 2123-2124) setzten dreidimensionale Modelle ein, um das Clinchen mit beweglicher Matrize abzubilden. Zur Ermittlung der Kopf- (Jomâa und Billardon, 2007a, S. 171; Lambiase, 2013, S. 2124) bzw. Scherzugfestigkeiten (Jomâa und Billardon, 2007b, S. 1124; Kim, 2013, S. 296, 299; He et al., 2014b, S. 61; Sadowski, Balawender und Golewski, 2015, S. 50-56) im Anschluss an den eigentlichen Fügeprozess finden ebenfalls dreidimensionale Modelle Anwendung. Während die Ermittlung von Kopfzugfestigkeiten auch anhand von axialsymmetrischen, zweidimensionalen Simulationen möglich ist, bedingt die Abbildung des Scherzugversuchs einen dreidimensionalen Aufbau. Um den Rechenaufwand gering zu halten, verwendeten Roux und Bouchard, (2013, S. 1040) ein zweidimensionales Modell für die Abbildung des Clinchvorgangs und transformierten anschließend die Ergebnisse durch Rotation

⁹ z. B. Oudjene, Ben-Ayed und Batoz, (2007, S. 534), Neugebauer, Kraus und Dietrich, (2008, S. 285), Oudjene und Ben-Ayed, (2008, S. 1784), Abe et al., (2009, S. 292), Oudjene et al., (2009, S. 293), Lee et al., (2010b, S. 1859, 2010a, S. 124), Benabderrahmane und Ali, (2012, S. 39, 2013, S. 797), Israel, (2013b, S. 80), Gerstmann und Awiszus, (2014, S. 41), He et al., (2014a, S. 1230, 1232, 2014b, S. 59), Lee et al., (2014a, S. 2172, 2014b, S. 1153), Wen et al., (2014, S. 1710), Israel, (2015, S. 47), Kubík und Kaščák, (2015, S. 219), Ali und Benabderrahmane, (2017, S. 443), Kaščák et al., (2016, S. 534) und Lee et al., (2017, S. 60)

auf ein dreidimensionales Modell. Zur Simulation des Rotationsclinchesprozesses kann nur ein dreidimensionales Modell eingesetzt werden, da keine Rotationssymmetrie vorliegt (Rill, 2015, S. 18-19).

Für eine effiziente Simulation werden beim Clinchen nur die direkt an der Umformung beteiligten Komponenten modelliert (Rill, 2015, S. 61). Die Bleche führen sowohl beim Hub- als auch beim Rotationsclinchen keine Bewegungen über Randbedingungen aus. Im Falle des Hubclinches erfolgt die Umformung durch eine kontinuierliche Zustellung der stempelseitigen Aktivelemente, welche analog zum tatsächlichen Aufbau entweder kraft- oder weggesteuert stattfindet. Im Gegensatz dazu führen die stempel- und matrizenseitigen Werkzeugaktivelemente beim Rotationsclinchen neben einer Rotation um die Walzenmittelpunkte auch eine Translation in Blechvorschubrichtung aus, die in der Invertierung der kinematischen Verhältnisse begründet liegt. (Rill, 2015, S. 61)

Aufgrund der großen auftretenden Dehnungen (Jayasekara et al., 2010, S. 340) werden die Blechwerkstoffe entweder als plastische¹⁰ oder als elasto-plastische¹¹ Volumenelemente modelliert. Israel, (2015, S. 48) verwendete ein rein plastisches Materialmodell, da auf diese Weise Rechenzeit eingespart werden konnte und mögliche Instabilitäten aufgrund einer elastisch-plastischen Modellierung ausgeschlossen wurden. Jayasekara et al., (2010, S. 340, 342) stellte die ideal-plastischen der elasto-plastischen Verformung gegenüber, wobei die Unterschiede in der geometrischen Ausformung der Clinchpunkte gering waren. Rill et al., (2014, S. 632) und Rill, (2015, S. 64) verwendeten bei den Untersuchungen zum Rotationsclinchen elasto-plastische Materialmodelle.

Die Aktivelemente werden zur Reduzierung des Simulationsaufwands als Starrkörper idealisiert¹². Beim Rotationsclinchen erfolgte deren Abbildung, mit Ausnahme des aus einem Elastomer bestehenden Niederhalters, ebenfalls als Starrkörper (Rill et al., 2014, S. 632; Rill, 2015, S. 62-64). Israel, (2015, S. 48) verwendeten sowohl starre als auch elastische Stempel und

¹⁰ z. B. Neugebauer, Kraus und Dietrich, (2008, S. 286), Lee et al., (2014a, S. 2172), Israel, (2015, S. 48) und Lee et al., (2017, S. 60)

¹¹ z. B. Hamel et al., (2000, S. 187), Jomâa und Billardon, (2007a, S. 171, 2007b, S. 1124), Benabderrahmane und Ali, (2012, S. 38, 2013, S. 796), Lambiase und Di Ilio, (2013a, S. 165, 2013b, S. 1631), Roux und Bouchard, (2013, S. 1041), Gerstmann und Awiszus, (2014, S. 41), He et al., (2014a, S. 1233, 2014b, S. 59), Lee et al., (2014b, S. 1153), Wen et al., (2014, S. 1710) und Ali und Benabderrahmane, (2017, S. 439)

¹² z. B. Jomâa und Billardon, (2007a, S. 171, 2007b, S. 1125), Oudjene, Ben-Ayed und Batoz, (2007, S. 534), Neugebauer, Kraus und Dietrich, (2008, S. 286), Oudjene und Ben-Ayed, (2008, S. 1784), Abe et al., (2009, S. 292), Oudjene et al., (2009, S. 293), Lee et al., (2010b, S. 1859), Busse, (2013, S. 45), Lambiase und Di Ilio, (2013a, S. 165), Lambiase, (2013, S. 2127), Lambiase und Di Ilio, (2013b, S. 1631), Gerstmann und Awiszus, (2014, S. 40), He et al., (2014a, S. 1233, 2014b, S. 59), Lee et al., (2014a, S. 2172, 2014b, S. 1153), Wen et al., (2014, S. 1711), Sadowski, Balawender und Golewski, (2015, S. 50), Ali und Benabderrahmane, (2017, S. 443) und Lee et al., (2017, S. 61)

Matrizen. Mit den starren Aktivelementen wurde bei reduzierter Rechenzeit die geometrische Ausformung der Clinchpunkte untersucht, während der linear-elastische Ansatz zur Ermittlung der Beanspruchungen in den Werkzeugen Anwendung fand. Zu letzterem Zweck verwendeten Kubík und Kaščák, (2015, S. 220) und Kaščák et al., (2016, S. 534) ebenfalls elastische Stempel.

Abbildung der Reibungsverhältnisse

Reibungskräfte wirken beim Clinchen nicht nur zwischen den Blechen selbst, sondern auch zwischen den Blechen und den Aktivelementen (Coppieters et al., 2011, S. 435; Roux und Bouchard, 2013, S. 1042). Die Reibungsverhältnisse beeinflussen die Fügekraft und die Verbindungsbildung beim Clinchen (Hamel et al., 2000, S. 198; Benabderrahmane und Ali, 2012, S. 40-41, 2013, S. 798; Sadowski, Balawender und Golewski, 2015, S. 16). Während Hamel et al., (2000, S. 198) den Einfluss der Reibung als gering einstufen, stellten Coppieters et al., (2011, S. 436, 439) nicht zu vernachlässigende Auswirkungen auf die geometrische Ausformung des Clinchpunkts fest.

Die Abbildung der Reibung in der Simulation von Clinchvorgängen bringt aufgrund der kleinen Gleitwege und den großen Drücken Herausforderungen mit sich (Coppieters et al., 2011, S. 435, 2013, S. 442; Roux und Bouchard, 2013, S. 1042). Obwohl das Coulombsche Reibmodell nur bei Umformvorgängen mit kleinen Normaldrücken gute Ergebnisse liefert (Doege und Behrens, 2010, S. 236), ist es trotzdem das meist verwendete Modell zur simulativen Abbildung der Reibung beim Hubclinchen (Oudjene und Ben-Ayed, 2008, S. 1783; Oudjene et al., 2009, S. 293; Lee et al., 2010b, S. 1859; He et al., 2014b, S. 59; Wen et al., 2014, S. 1711). Darüber hinaus findet das Coulombsche Reibmodell auch in Kombination mit einer Schubspannungsgrenze Anwendung (Coppieters et al., 2010, S. 1293, 2011, S. 435, 2013, S. 442; Roux und Bouchard, 2013, S. 1042). Überschreitet die Normalspannung einen definierten Wert, bleibt die Reibschubspannung konstant und Spannungen, die größer als die Fließspannung des Blechwerkstoffs sind, werden unterdrückt (Dassault Systèmes, 2012c, S. 36.1.5.8-36.1.5.9). Ein Modell, bei dem die Reibschubspannungen komplett unabhängig von den Normalspannungen sind, ist das Reibfaktormodell (Doege und Behrens, 2010, S. 240). Jayasekara et al., (2010, S. 347) stufen dabei den Unterschied zwischen dem Coulombschen Reibmodell und dem Reibfaktormodell als nicht signifikant ein.

Die Reibzahl wird in der Regel aus der Literatur entnommen oder geschätzt (Paula et al., 2007, S. 353; Oudjene und Ben-Ayed, 2008, S. 1783; Oudjene et al., 2009, S. 293; Jayasekara et al., 2010, S. 340-341; Lee et al., 2010b, S. 1859, 2010a, S. 124; He et al., 2014b, S. 59; Wen et al., 2014, S. 1711). Roux und Bouchard, (2013, S. 1042) und Coppieters et al., (2013, S. 442-

443) wandten zur Identifikation der Reibzahl eine inverse Methode an, bei der eine sukzessive Anpassung der Parameter erfolgt, bis eine Übereinstimmung mit den experimentellen Daten festzustellen ist. Beim Rotationsclinchen fand das Coulombsche Reibmodell mit Kennwerten aus der Literatur Anwendung (Rill, 2015, S. 65).

Validierung des Simulationsmodells

Nach VDI 3633, (2013-12, S. 12) beschreibt die Modellvalidierung die „Überprüfung des Modells hinsichtlich einer für das Untersuchungsziel hinreichenden Repräsentation seines tatsächlichen Verhaltens“. Die Validierung benötigt umfangreiche experimentelle Untersuchungen und kann z. B. anhand von Dehnungen, Prozesskräften, Geometrieabweichungen und Gefügeanalysen erfolgen. (VDI 3633-8, 2007-04, S. 12)

Beim Hub- als auch beim Rotationsclinchen werden zur Validierung der Simulation in der Regel die Prozesskräfte sowie die Geometrie der Clinchpunkte mit den Experimenten verglichen (Hamel et al., 2000, S. 194-197; Beyer, 2012, S. 33-35; Rill et al., 2014, S. 632-633; Rill, 2015, S. 78-82). Neben diesen gängigen Vergleichsgrößen werden auch die im Schliffbild gemessenen Mikrohärtewerte mit der in der Simulation ermittelten Verfestigung im Clinchpunkt in Verbindung gebracht (Müller et al., 2014, S. 554). Durch eine Validierung des Simulationsmodells können die Geometrie des Clinchpunkts als auch die Fügekraft in der Simulation mit höherer Genauigkeit abgebildet werden (Beyer, 2012, S. 33-34).

Bewertung des Fügeprozesses in der Simulation

Zur Optimierung von Prozess- und Werkzeugparametern sind Ergebnisgrößen, welche die quantitative Bewertung der Qualität der Fügeverbindung erlauben, essentiell (Israel, 2013a, S. 16). Die Stempel- und Niederhalterkräfte können Zielgrößen zur Auslegung des Prozesses sein (Beyer, 2012, S. 33, 35). Die geometrischen Kenngrößen Halsdicke und Hinterschnitt sind die am meisten verwendeten Gütekriterien beim Hubclinchen (Hamel et al., 2000, S. 197-198; Oudjene und Ben-Ayed, 2008, S. 1783; Beyer, 2012, S. 33; Israel, 2013a, S. 16). Die mechanischen Eigenschaften der Fügeverbindung stellen ein weiteres Bewertungskriterium dar (Oudjene, Ben-Ayed und Batoz, 2007, S. 535-536; Oudjene und Ben-Ayed, 2008, S. 1783; Roux und Bouchard, 2013, S. 1044-1045). Neben eines zusätzlichen Simulationsschritts zur Abbildung der Zugversuche erfordert die simulative Ermittlung der Festigkeiten beim Scher- und Schälzug ein dreidimensionales Simulationsmodell (Klasfauseweh, 1994, S. 79; Jomâa und Billardon, 2007b, S. 1124; He et al., 2014b, S. 61; Sadowski, Balawender und Golewski, 2015, S. 50-56), welches aufgrund der höheren Rechenzeit im Vergleich zu zweidimensionalen Mo-

dellen nachteilig für eine umfangreiche Optimierung ist (Roux und Bouchard, 2013, S. 1044). Darüber hinaus ist die Integration eines Schadenskriteriums notwendig, um einen Versagensfall durch Halsriss darstellen zu können (Klasfauseweh, 1994, S. 79). Während sowohl die Geometrie der Fügeverbindung als auch die Fügekraft in der Regel sehr gut mit den experimentellen Daten übereinstimmt (Klasfauseweh, 1994, S. 38-44; Beyer, 2012, S. 34), zeigen die simulierten Festigkeiten größere Abweichungen, wobei Tendenzen richtig abgebildet werden können (Klasfauseweh, 1994, S. 77-79).

Rill et al., (2014, S. 637-638) und Rill, (2015, S. 90-92) verwendeten für die Bewertung von Rotationsclinchpunkten in der Simulation die sogenannte tragende Kontaktfläche. Diese beschreibt die zwischen den beiden Fügepartnern in Kontakt stehende Fläche unter einer definierten Kopfzugbelastung und wird als Maß zur Bewertung des Hinterschnitts herangezogen. Die Fläche wurde jedoch nicht entlang der Blechdickenrichtung normiert, wodurch die resultierenden Aussagen nicht mit den experimentellen Ergebnissen von Weiß und Volk, (2015) übereinstimmen.

2.2 Scherschneiden

Da nahezu jedes Blechbauteil aus einem Halbzeug zugeschnitten oder als Fertigteil beschnitten wird, entwickelte sich das Scherschneiden zu dem in der Blechbearbeitung am häufigsten eingesetzten Fertigungsverfahren (Schmidt, 2007, S. 144). Es lässt sich nach DIN 8580, (2003-09, S. 4) in die Hauptgruppe 3 „Trennen“ und nach DIN 8588, (2013-08, S. 5) in die Gruppe 3.1 „Zerteilen“ einordnen. Beim Zerteilen werden Werkstücke mechanisch getrennt, ohne dass dabei formloser Stoff entsteht. Die Untergruppe 3.1.1 „Scherschneiden“ definiert sich als das Zerteilen von Werkstücken zwischen zwei sich aneinander vorbeibewegenden Schneiden. (DIN 8588, 2013-08, S. 5)

Ein Aufbau zum Scherschneiden besteht aus einem Schneidstempel, einer Schneidmatrize und einem Niederhalter (Abbildung 2.9). Der Schneidstempel bewegt sich auf die Schneidmatrize zu, so dass der Blechwerkstoff so lange kontinuierlich umgeformt wird, bis er schließlich versagt. Der Niederhalter fixiert das Blech während des Prozesses und streift es beim Rückzug des Stempels von diesem ab. (Demmel et al., 2012, S. 681-682)

Das Scherschneiden kann einhubig, d. h. der Schnitt entsteht entlang der vollständigen Schnittlinie in einem Hub, mehrhubig oder kontinuierlich durchgeführt werden (DIN 8588, 2013-08, S. 5-6). Weiterhin erfolgt die Einteilung des Verfahrens anhand der Art der verwendeten Schnittlinien (Abbildung 2.10). Ausschneiden und Lochen sind Verfahren mit geschlossener Schnittlinie. Während beim Ausschneiden eine Außenkontur erzeugt wird und ein Gitter als Abfall entsteht, resultiert das Lochen in einer Innengeometrie, wobei das ausgeschnittene Teil,

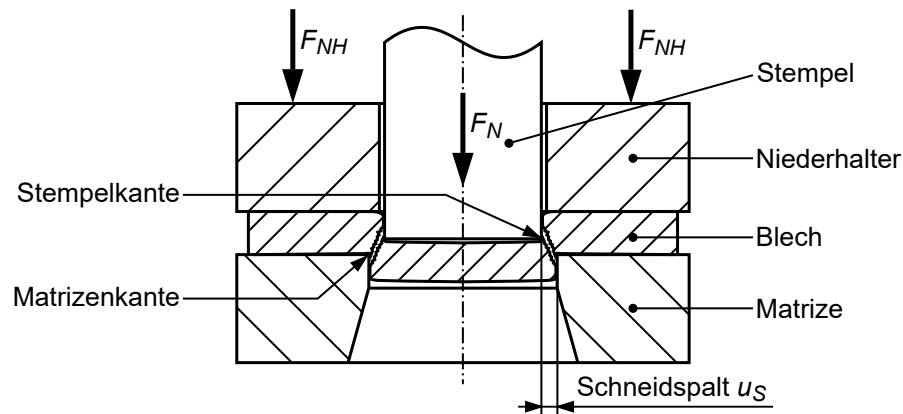


Abbildung 2.9: Verfahrensprinzip des Scherschneidens mit geschlossener, kreisförmiger Schnittlinie (DIN 9869-2, 1969-11, S. 7; Demmel et al., 2012, S. 681)

der Butzen, als Abfall übrig bleibt. Beispiele für Verfahrensvarianten mit offener Schnittlinie sind das Abschneiden und das Beschneiden. Die Verfahren können anhand ihrer Kinematik in das drückende, das ziehende, das vollkantige und das kreuzende Schneiden unterteilt werden. Das drückende Schneiden ist durch eine senkrechte Bewegung zwischen Schneidwerkzeug und Werkstück gekennzeichnet, während beim ziehenden Schneiden die Bewegung schräg zur Schneide erfolgt. Beim vollkantigen Schneiden wirkt die Schneide ab Prozessbeginn in der gesamten Länge der Schnittlinie und beim kreuzenden Schneiden dringt diese während des Prozesses sukzessive in das Werkstück ein. (Schmoeckel et al., 1990, S. 110-112; DIN 8588, 2013-08, S. 11-13, 15-16)

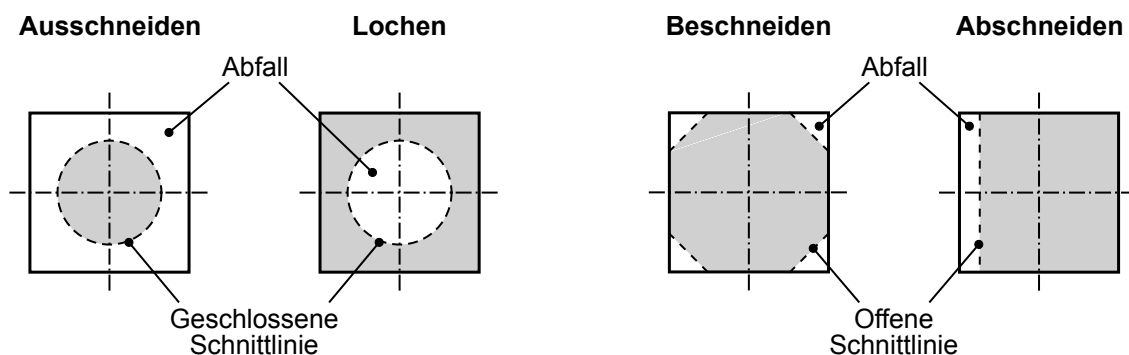


Abbildung 2.10: Verfahrensvarianten des Scherschneidens und Einteilung anhand der Schnittlinien (DIN 8588, 2013-08, S. 11-12; DIN 9870-2, 1972-10)

Im Fokus dieser Arbeit steht das Lochen mit kreisförmiger Innengeometrie. Dieses Verfahren wird in den folgenden Abschnitten näher erläutert.

2.2.1 Begriffsdefinition und Einordnung der Scherschneidverfahren

Analog zum Clinchen kann das Scherschneiden anhand seiner Kinematik in das Hub- und das Rotationsschneiden unterteilt werden (Abbildung 2.11). Im Gegensatz zum Hubschneiden, wel-

ches durch eine translatorische Zustellung der Werkzeuge gekennzeichnet ist, bedient sich das Rotationsschneiden einer rotierenden Werkzeugbewegung. Diese Begriffe finden in mehreren Quellen Verwendung, sind jedoch nicht standardisiert. (Schweitzer, 2001, S. 3; Schmidt, 2004, S. 5; Hein und Schilp, 2006)

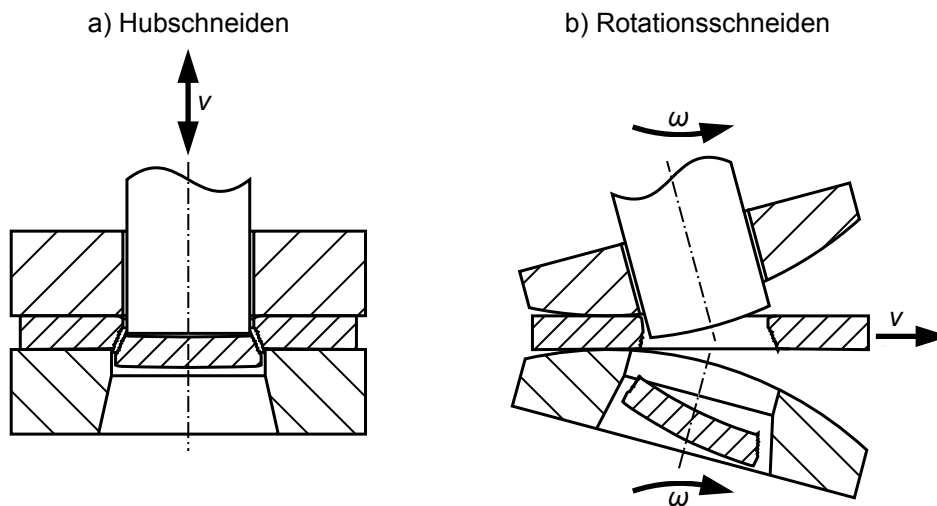


Abbildung 2.11: Lochen durch Hub- (a) und Rotationsschneiden (b) im Vergleich

Hubschneiden

Der Begriff Hubschneiden beschreibt das Scherschneiden mit translatorischer Werkzeugbewegung. Während eines Arbeitshubs der Presse bewegen sich Stempel und Matrize geradlinig aufeinander zu, wodurch der Blechwerkstoff schergeschnitten wird (Abbildung 2.11 a). Pressen ermöglichen beim Hubschneiden Blechvorschubgeschwindigkeiten zwischen 10 und 40 m/min (o. V., 1996, S. 383; Baust und Schweitzer, 2000, S. 38; Schweitzer, 2001, S. 33). Die Verwendung von rotationssymmetrischen Stempeln und Matrizen führt zur Ausprägung von rotationssymmetrischen Löchern mit isotrop ausgeprägten Schnittflächenkenngrößen. Abweichungen von dieser idealen Geometrie ergeben sich durch Verschleiß, eine außermittige Ausrichtung der Aktivelemente, Fertigungstoleranzen oder anisotrope Eigenschaften des Blechwerkstoffs.

Rotationsschneiden

Das Rotationsschneiden, in der Literatur auch als Perforieren bezeichnet (Bogojawlenskij, Neubauer und Ris, 1979, S. 226, 232; Noack, 1982, S. 5), bedient sich einer rotierenden Werkzeugkinematik. Die Stempel und Matrizen sind dabei an zueinander synchronisierten, sich gegenläufig drehenden Walzen angebracht, während sich das Blechband dazwischen hindurchbewegt (Abbildung 2.11 b). Die Walzen werden entsprechend der daran montierten Aktivelemente als Stempel- bzw. Matrizenwalze bezeichnet. Die Funktion des Niederhalters übernehmen entweder Andrückwalzen, welche den Blechwerkstoff kontinuierlich gegen die Matrizenwal-

ze pressen (Schweitzer, 2001, S. 57; Schmidt, 2004, S. 10), oder Elastomerelemente, welche die Werkzeugaktivelemente umschließen (Hubert und Franke, 2016, S. 1073). Die Verwendung von Andrückwalzen hat zur Folge, dass der Blechwerkstoff nicht eben, sondern um die Matrizenwalze geschlungen durch die Walzen hindurch transportiert wird (Schweitzer, 2001, S. 35; Hubert et al., 2015, S. 2). Der Transport des Blechs erfolgt entweder aktiv über eine separate Vorschubeinheit (Schweitzer, 2001, S. 28, 33, 43, 57; Schmidt, 2004, S. 10) oder passiv durch die Werkzeugwalzen selbst (Noack, 1982, S. 29-32).

Anhand der Kinematik des Schneidvorgangs kann das Rotationsschneiden nach DIN 8588, (2013-08, S. 14-16) näherungsweise als eine Kombination aus einem drückend-vollkantigen und einem ziehend-kreuzenden Schneiden betrachtet werden (Schweitzer, 2001, S. 108; Schmidt, 2004, S. 5-6). Aus diesem Grund wird das Rotationsschneiden häufig mit einem Hubschneiden mit angeschrägtem Stempel verglichen (Noack, 1982, S. 75; Göthe, 1985, S. 134; Hoffmann, Schweitzer und Milberg, 1999, S. 214; Schweitzer, 2001, S. 108).

Seinen Ursprung hat das Rotationsschneiden in der Papierverarbeitung und Drucktechnik (Göthe, 1985, S. 134). Rotationsschneidanlagen werden beispielsweise zur Herstellung von Papier mit Abheftlochungen oder Endlospapier mit Vorschubgeschwindigkeiten von bis zu 400 m/min verwendet. Der Einsatz einer rotierenden Werkzeugbewegung in der Metall verarbeitenden Industrie limitierte sich über einen langen Zeitraum auf das Längsteilen von Blechbändern mit Geschwindigkeiten von bis zu 500 m/min und das Querteilen mit einer Ausbringung von bis zu 150 Teilen/min (Schuler GmbH Göppingen, 1996, S. 286, 288). (Schweitzer, 2001, S. 30) Die Bandlaufgeschwindigkeiten aktueller Rotationsschneidanlagen zur Verarbeitung von Metallblechen reichen bis zu 200 m/min, wodurch im Vergleich zum Hubschneiden eine zehnfach höhere Ausbringung möglich ist (Schweitzer, 2001, S. 33; Demmel et al., 2012, S. 696). Aufgrund seiner Kinematik ist das Rotationsschneiden besonders für die Kombination mit Profilierprozessen geeignet (Noack, 1982, S. 1), z. B. zur Herstellung gelochter Meterware wie Befestigungsschienen, Kabeltragesysteme und Regalelemente (Schweitzer, 2001, S. 34).

Noack, (1982) führte erste umfangreiche wissenschaftliche Untersuchungen zum Rotationsschneiden durch. Die Kinematik des Prozesses und die Qualität der Lochungen wurden analysiert sowie die auf den Stempel wirkenden Kräfte gemessen. Hoffmann, Schweitzer und Milberg, (1999) und Hoffmann et al., (2005) untersuchten das Verfahren hinsichtlich der kinematikbedingten Ausformung der Schnittfläche. Darauf aufbauend wurden Ansätze zur Erhöhung der Werkzeugstandzeit durch die Verwendung angepasster Stempelwerkstoffe entwickelt (Hoffmann, Hein und Hong, 2007). Schmidt, (2004, S. 140) und Hein et al., (2008, S. 214-215) schlagen zur Verbesserung der Schnittflächenqualität einen Stempel mit hinterschnittenen Flan-

ken vor. Alternativ zu einer Matrize verwendeten Liu et al., (2014) beim Rotationsschneiden ein Polyurethankissen. Dadurch entfallen die hohen Ansprüche an die Fertigungs- und Positionsgenauigkeiten des Werkzeugaufbaus (Liu et al., 2014, S. 1802). Aktuelle Veröffentlichungen fokussieren den Einsatz des Rotationsschneidens bei Elektroblech (Tremel et al., 2012; Hubert, Franke und Hackert, 2014; Hubert et al., 2015, 2016a; Hubert und Franke, 2016; Hubert et al., 2016b).

2.2.2 Ablauf von Scherschneidvorgängen

Der Scherschneidvorgang kann in mehrere Phasen eingeteilt werden. Am Beispiel des Lochens mit kreisförmigem Querschnitt findet nachfolgend eine Beschreibung der einzelnen Prozessschritte sowohl für das Hub- (Phasen 1a bis 6a) als auch das Rotationsschneiden (Phasen 1b bis 5b) statt. Bei Letzterem tauchen die Schneidkanten sukzessive in das Blech ein. Aus diesem Grund laufen die für das Hubschneiden dargestellten Phasen beim Rotationsschneiden teilweise parallel ab (Abbildungen 2.12 und 2.13; Noack, 1982, S. 42).

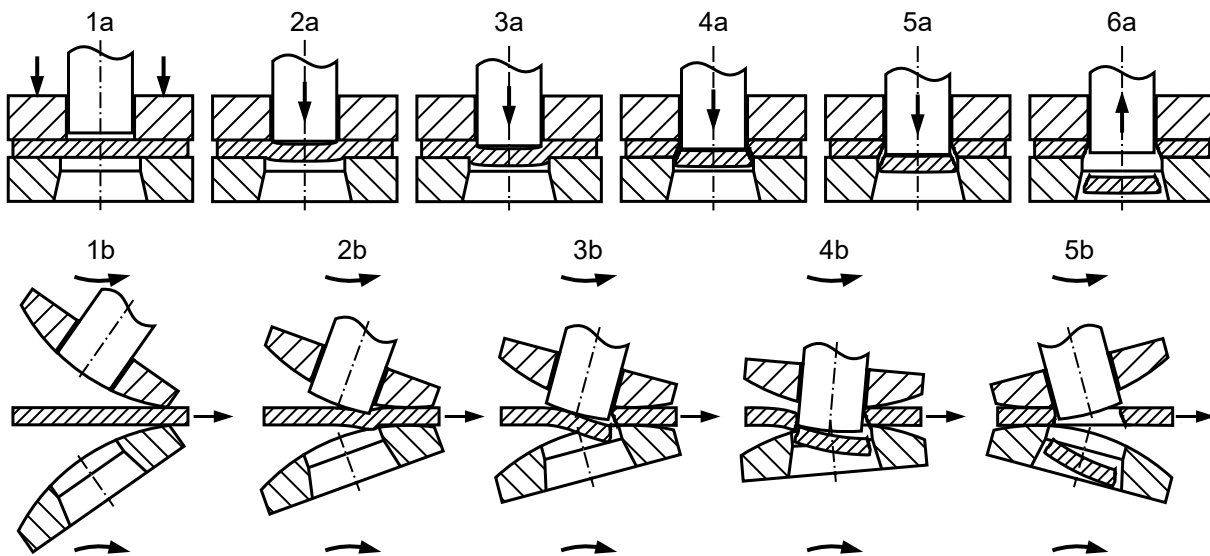


Abbildung 2.12: Phasen des Trennvorgangs beim Hub- (1a bis 6a) und Rotationsschneiden (1b bis 5b) im Vergleich (Noack, 1982, S. 44; Schweitzer, 2001, S. 106; Demmel et al., 2012, S. 682-683)

Phase 1a - Fixieren des Halbzeugs (Hubschneiden)

Das Oberteil des Werkzeugs bewegt sich während des Hubs nach unten, wodurch der Niederhalter auf dem Halbzeug aufsetzt (Abbildung 2.12 1a). Das Blech wird dadurch gegen die Matrize gedrückt und mit der Niederhalterkraft F_{NH} fixiert. Die auf den Stempel wirkende Kraft F_N bleibt davon unberührt (Abbildung 2.13 1a). Der Stempel bewegt sich auf das Blech zu, bis er

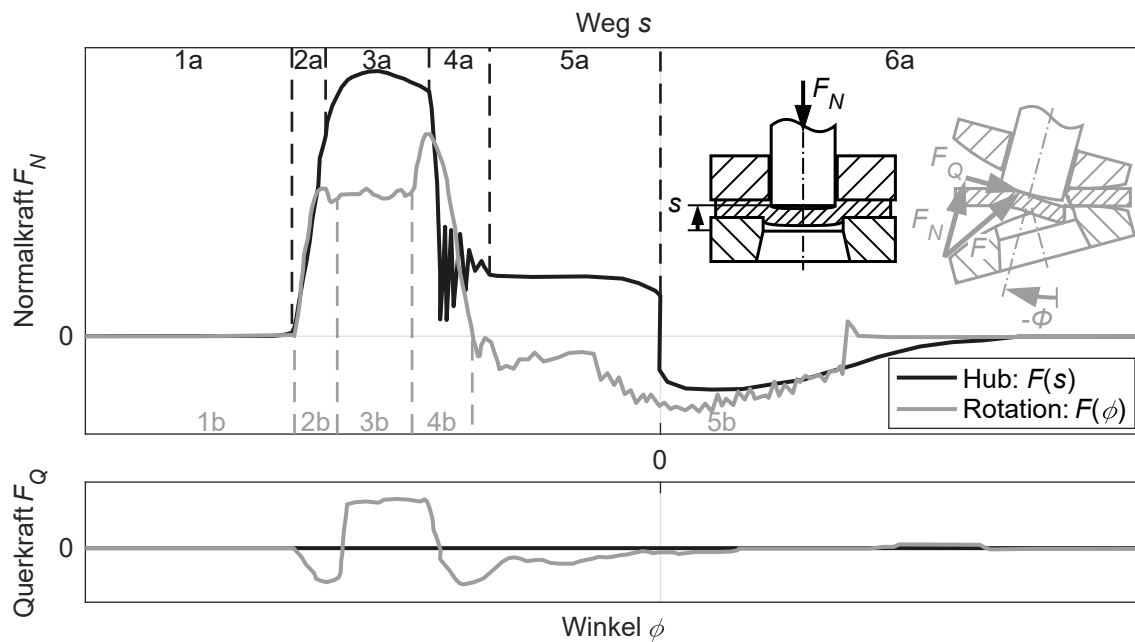


Abbildung 2.13: Exemplarische Verläufe der auf den Stempel wirkenden Normal- F_N und Querkräfte F_Q während des Hub- und Rotationsschneidvorgangs beim Lochschneiden mit kreisförmigen Aktivelementen abhängig vom Weg s bzw. Winkel ϕ (Johnson und Slater, 1967, S. 844; Schweitzer, 2001, S. 104; Kopp, 2017, S. 12)

dessen Oberfläche berührt und die nächste Phase des Scherschneidvorgangs einleitet. (Demmel et al., 2012, S. 682; Kopp, 2017, S. 7)

Phase 2a - Elastisches Verformen des Halbzeugs (Hubschneiden)

Nach dem Aufsetzen auf der Blechoberfläche verformt der Stempel den Blechwerkstoff durch die mit fortschreitender Abwärtsbewegung zunehmende Stempelkraft F_N zunächst elastisch (Abbildungen 2.12 2a und 2.13 2a; Johnson und Slater, 1967, S. 826). Als Folge wird ein Biegemoment generiert, das zu einer Biegeverformung führt und dadurch den Kontakt zwischen dem Blech und den Stirnflächen der Schneidaktivelemente auf einen ringförmigen Bereich begrenzt (Bach, 1924, S. 30-32; Timmerbeil, 1957, S. 232; Doege und Fugger, 1983, S. 278; Fugger, 1984, S. 24). (Schmoeckel et al., 1990, S. 112) Der Niederhalter wirkt einer Aufbiegung des Halbzeugs entgegen (Cammann, 1986, S. 9). (Demmel et al., 2012, S. 682; Kopp, 2017, S. 7)

Phase 3a - Plastisches Verformen des Halbzeugs (Hubschneiden)

In dieser Phase überschreiten die durch die Stempelbewegung in den Blechwerkstoff induzierten Schubspannungen dessen Schubfließgrenze, wodurch er sich plastisch verformt (Abbildung 2.12 3a; Doege und Fugger, 1983, S. 279; Fugger, 1984, S. 24). Die Stempelkraft und die in die Matrize induzierte Gegenkraft steigen aufgrund der Kaltverfestigung des Werkstoffs

kontinuierlich bis zum Kraftmaximum an (Abbildung 2.13 3a). Nach dem Erreichen des Kraftmaximums nimmt die Kaltverfestigung weiterhin zu, die Stempelkraft verringert sich jedoch wegen der Querschnittsreduzierung des zu scherenden Bereichs. (Johnson und Slater, 1967, S. 826)

Das Gebiet unterhalb der Stempelstirnfläche fließt in die Richtung der Stempelbewegung und der für die Schnittfläche charakteristische Kanteneinzug bildet sich aus. Beim weiteren Eintauchen in das Blech entsteht ein Bereich mit einer sehr glatten Oberfläche, der als Glattschnittzone bezeichnet wird (Demmel et al., 2012, S. 682). Das in Phase 2 in den Werkstoff eingeleitete Biegemoment und die damit zusammenhängende Durchbiegung des Butzens bleiben erhalten. (Fugger, 1984, S. 24; Schmoeckel et al., 1990, S. 112; Cammann, 1986, S. 9; Demmel et al., 2012, S. 682; Kopp, 2017, S. 7-8)

Phase 4a - Initiieren von Rissen und Trennen des Werkstoffs (Hubschneiden)

Sobald die maximale Schubspannung im Werkstoff dessen Schubbruchgrenze erreicht, treten ausgehend von den Schneidkanten Risse auf (Cammann, 1986, S. 12; Kopp, 2017, S. 8). Bei passender Parameterwahl laufen diese aufeinander zu und trennen den Werkstoff vollständig (Abbildung 2.12 4a). (Demmel et al., 2012, S. 682-683)

Weisen die Schneidaktivelemente gebrochene Kanten auf, wird der Bereich des Schneidkantenradius wegen der dort vorherrschenden hohen Druckspannungen und dem damit zusammenhängenden erhöhten Formänderungsvermögen vom Werkstoff umflossen (Schmoeckel et al., 1990, S. 113). Die Anrisse treten in weniger stark verfestigten Bereichen nahe den Mantelflächen der Werkzeugaktivelemente auf, wodurch eine scharfkantige Erhöhung, der Grat, entsteht. (Kienzle, 1956, S. 263; Buchmann, 1963, S. 129; Noack, 1982, S. 43, 45; Cammann, 1986, S. 13-14; Kopp, 2017, S. 8)

Nach der vollständigen Trennung des Blechwerkstoffs setzt sich die im Aufbau gespeicherte elastische Energie schlagartig frei und die Stempelkraft nimmt rapide ab (Johnson und Slater, 1967, S. 826). Dieser Vorgang erzeugt einen Schnittschlag mit resultierenden Schwingungen, die im Verlauf der Stempelkraft deutlich sichtbar sind (Abbildung 2.13 4a). Darüber hinaus erfolgt eine Rückfederung des Blechs, wodurch Maß- und Formänderungen auftreten (Schmütsch, 1990, S. 14). (Demmel et al., 2012, S. 682-683; Kopp, 2017, S. 8)

Phase 5a - Ausstoßen des Abfalls (Hubschneiden)

Nach der Werkstofftrennung dringt der Stempel bis zum Passieren des unteren Umkehrpunkts tiefer in das Blech ein und schiebt so den Abfall in die Matrize (Abbildung 2.12 5a; Romanow-

ski, 1959, S. 34). Durch die Rückfederung des Blechwerkstoffs verklemmt sich der Butzen in der Matrize und das Bauteil am Stempel (Schmoeckel et al., 1990, S. 112; Demmel et al., 2012, S. 683). (Schmütsch, 1990, S. 14) Die in dieser Phase aufzubringende Stempelkraft ist auf die resultierenden Reibungskräfte zurückzuführen (Abbildung 2.13 5a). (Fugger, 1984, S. 26; Iliescu und Neagoe, 1988, S. 40; Kopp, 2017, S. 9, 12)

Phase 6a - Rückziehen des Stempels und Abstreifen des Halbzeugs (Hubschneiden)

Die Bewegungsrichtung des Stempels kehrt nach Durchlaufen des unteren Umkehrpunkts um, wodurch dieser aus dem Blech herausgezogen wird (Abbildung 2.12 6a). Durch die Verklammerung zwischen Stempel und Bauteil wirken Rückzugskräfte (Abbildung 2.13 6a). Der Niederhalter unterstützt das Rückziehen des Stempels, indem er das Bauteil vom Stempel abstreift (Demmel et al., 2012, S. 683). (Schmoeckel et al., 1990, S. 112; Kopp, 2017, S. 9)

Phase 1b - Fixieren des Halbzeugs durch den Niederhalter (Rotationsschneiden)

Beim Rotationsschneiden bewegen sich die Werkzeugaktivelemente durch die Rotation der Werkzeugwalzen auf das Blech zu (Abbildung 2.12 1b). Wird ein Niederhalter verwendet, drückt dieser das Blech sukzessive gegen die Matrizenwalze. Der Niederhalter setzt durch die Rotationsbewegung nicht vollflächig auf. Analog zum Hubschneiden wirken in dieser Phase keine Kräfte auf den Stempel (Abbildung 2.13 1b).

Phase 2b - Durchstoßen des Werkstoffs (Rotationsschneiden)

Während der Schneidstempel beim vollkantigen Hubschneiden mit seiner gesamten Stirnfläche auf dem Halbzeug aufsetzt, kommt beim Rotationsschneiden wegen der Verkippung der Werkzeuge zueinander und relativ zum Blech zunächst nur ein punktförmiger Kontakt zustande (Abbildung 2.12 2b). Die vordere Schneidkante des Stempels drückt das Halbzeug gegen die Matrize und die Einleitung eines nahezu ziehenden Schnitts erfolgt. Die entstehende Schnittfläche unterscheidet sich an dieser Stelle deutlich von denen hubgeschnittener Bauteile.

Verursacht durch den ziehenden Schnitt wirken sowohl längs als auch quer zum Stempel Kräfte (Abbildung 2.13 2b). Nach dem ersten Kontakt zwischen der Stempelschneidkante und dem Blech steigen die Beträge der Kräfte analog zu den Phasen 2a bis 4a so lange an, bis die ersten Risse an der vordersten Schneidkante entstehen. Das Durchstoßen des Blechwerkstoffs mit der vorderen Schneidkante kennzeichnet das Ende dieser Phase und geht mit einem kurzzeitigen Abfall der Normalkraft sowie einer Vorzeichenänderung der Querkraft einher. (Noack, 1982, S. 42-43; Schweitzer, 2001, S. 104-106; Hein und Hoffmann, 2005, S. 19)

Phase 3b - Eintauchen des Stempels (Rotationsschneiden)

Die Phasen 2a bis 4a wiederholen sich so oft, bis der komplett unter dem Stempel befindliche Werkstoff vom Rest getrennt ist (Abbildung 2.12 3b). Die dadurch entstehenden Schnittflächen parallel zur Blechdurchlaufrichtung ähneln denen hubgeschnittener Teile. Bedingt durch das kontinuierliche Eintauchen des Stempels in den Blechwerkstoff bleibt die Stempelkraft annähernd konstant (Abbildung 2.13 3b). Geringfügige Unterschiede sind durch die Veränderung der im Eingriff befindlichen Schnittlinienlänge bedingt. Der Schneidvorgang ähnelt in dieser Phase, aufgrund des ziehend-kreuzenden Schnitts, dem Scherschneidverfahren Schlitzten (DIN 8588, 2013-08, S. 8). (Schweitzer, 2001, S. 106; Hein und Hoffmann, 2005, S. 19)

Phase 4b - Vollenden der Werkstofftrennung (Rotationsschneiden)

Sobald sich die hintere Schneidkante im Eingriff befindet und den Blechwerkstoff durchdringt, ist die Werkstofftrennung abgeschlossen (Abbildung 2.12 4b). Zu diesem Zeitpunkt ist die im Kontakt mit dem Blechwerkstoff stehende Schneidkantenlänge am größten und die auf den Stempel wirkende Kraft erreicht ihr Maximum (Abbildung 2.13 4b). Analog zu Phase 2b wird ein ziehender Schnitt ausgeführt und eine sich vom Hubschneiden unterscheidende Schnittfläche bildet sich aus. (Schweitzer, 2001, S. 106; Hein und Hoffmann, 2005, S. 19)

Phase 5b - Rückziehen des Stempels und Abstreifen des Halbzeugs (Rotationsschneiden)

Die Rotationskinematik führt beim Herausziehen des Stempels zu einer Verkippung gegenüber dem Halbzeug (Abbildung 2.12 5b). Er verhakt sich im Blech, wodurch hohe Rückzugskräfte entstehen (Abbildung 2.13 5b). Durch einen Abstreifer nahe der Stempelwalze können Deformationen des gelochten Blechwerkstoffs reduziert werden. (Bogojawlenskij, Neubauer und Ris, 1979, S. 232; Schweitzer, 2001, S. 107)

2.2.3 Bewertung schergeschnittener Teile

Die Bewertung schergeschnittener Teile schließt sowohl die geometrischen Abmessungen als auch die Ausprägung der Schnittfläche mit ein. In DIN 6930-2, (2011-10) sind die Kenngrößen für die geometrische Maßhaltigkeit (Abbildung 2.14) sowie die zugehörigen Allgemeintoleranzen schergeschnittener Teile definiert. Die angegebenen Toleranzen sind dabei nur für den Bereich des Glattschnitts gültig (DIN 6930-2, 2011-10, S. 4).

Die beim Scherschneiden erzielten Schnittflächen unterscheiden sich von idealen Durchbrüchen hinsichtlich der Geometrie und der Gefügestruktur. Die gesammelten Abweichungen charakterisieren das schergeschnittene Teil und werden als Schnittflächenkenngrößen bezeichnet. (VDI

2006-1, 1994-05, S. 2) Durch die plastische Verformung des Werkstoffs während des Scherschneidens entstehen Aufhärtungen, die als beeinflusste Randzone b_{RZ} bezeichnet werden (Abbildung 2.14). Diese weist durch den Schneidvorgang eine gegenüber der Grundhärte H_0 des Blechwerkstoffs erhöhte Härte H_1 auf. Die Schnittfläche selbst ist durch die Bereiche Kanteneinzug, Glattschnitt, Bruchfläche und Grat gekennzeichnet. Die Kanteneinzugs- b_E und die Gratbreite b_G bestimmen die Ausdehnungen in horizontaler Richtung. Dagegen charakterisieren die Höhe des Kanteneinzugs h_E , des Glattschnitts h_S , der Bruchfläche h_B und des Grats h_G die Schnittfläche in vertikaler Richtung. Sowohl Glattschnitt als auch Bruchfläche werden in manchen Darstellungen auf die Blechdicke t bezogen angegeben und als Glattschnitt- bzw. Bruchflächenanteil bezeichnet. Der Winkel zwischen der Blechober- bzw. -unterseite und dem Glattschnittbereich wird als Glattschnittwinkel α_S definiert. Analog dazu ist die Vorgehensweise für den Bruchflächenwinkel β_B . (VDI 2906-2, 1994-05, S. 2)

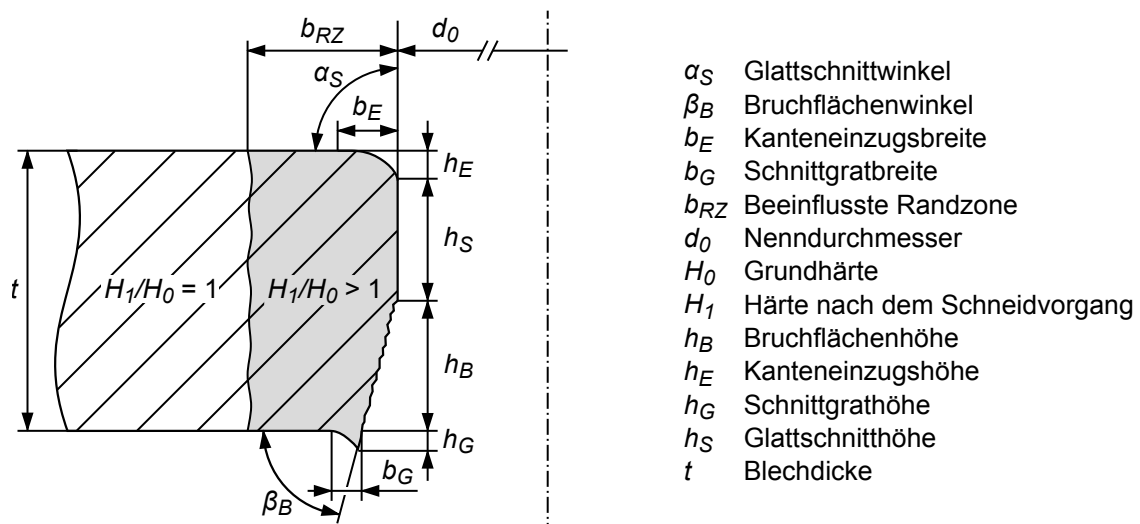


Abbildung 2.14: Definition der horizontalen und vertikalen Schnittflächenkenngrößen (VDI 2906-2, 1994-05, S. 2; DIN 6930-2, 2011-10, S. 5)

Die Beurteilung der entstandenen Schnittfläche hinsichtlich ihrer Qualität lässt keine pauschalen Aussagen zu, sondern wird maßgeblich durch den späteren Einsatzzweck bestimmt (Kopp, 2017, S. 11). Eine geringe Ausprägung der Bereiche Kanteneinzug, Bruchfläche sowie Schnittgrat und ein dadurch resultierender großer Anteil an Glattschnitt werden häufig als Merkmale einer Schnittfläche mit hoher Güte angesehen. (Demmel et al., 2012, S. 684)

Beim Rotationsschneiden gleichen nur die parallel zur Blechdurchlaufrichtung orientierten Schnittflächen denen hubgeschnittener Bauteile. Die Kenngrößen an den senkrecht zur Blechdurchlaufrichtung ausgerichteten Bereichen unterscheiden sich davon aufgrund der kinematikbedingten Verkipfung der Aktivelemente und des veränderlichen Schneidspalts (Hoffmann,

Schweitzer und Milberg, 1999, S. 216). (Schweitzer, 2001, S. 134-135; Demmel et al., 2012, S. 695)

2.2.4 Auslegung von Scherschneidprozessen

Die Ausprägung der Schnittfläche wird wesentlich durch den eingestellten Schneidspalt u_S beeinflusst. Dieser definiert sich nach (VDI 3368, 1982-05, S. 2) als der Abstand zwischen den Kanten von Schneidstempel und -matrize bei deren achsparalleler Ausrichtung (Abbildung 2.9). (VDI 2906-2, 1994-05, S. 5) Die Wahl des Schneidspalts ist vorrangig abhängig von der Dicke t des Halbzeugs und seinen Eigenschaften (VDI 3368, 1982-05, S. 2). Demmel et al., (2012, S. 681) geben für das Hubschneiden ein Intervall für die auf die Blechdicke bezogenen Schneidspalte von 5 bis 15 % an.

Für Feinbleche bis zu einer Dicke von 3 mm kann der Schneidspalt nach folgender Formel berechnet werden (Oehler und Kaiser, 1993, S. 41; VDI 3368, 1982-05, S. 2):

$$u_S = c_S t \sqrt{0,1 \tau_B} \quad (2.4)$$

Der Beiwert c_S kann nach Oehler und Kaiser, (1993, S. 41) Werte zwischen 0,005 und 0,035 $(\text{mm}^2/\text{N})^{0,5}$ annehmen, wobei ein kleiner Beiwert zu einer besseren Schnittflächenqualität und ein großer Beiwert zu einem geringeren Kraft- und Arbeitsbedarf führt. Tschätsch, (2003, S. 226) nennt einen konstanten Wert von $c_S = 0,022 (\text{mm}^2/\text{N})^{0,5}$, der etwa dem Mittelwert des von Oehler und Kaiser, (1993, S. 41) genannten Wertebereichs entspricht. Die Scherfestigkeit τ_B wird nach Gleichung 2.2 bestimmt. VDI 3368, (1982-05, S. 2) gibt für den Schneidspalt Richtwerte in Abhängigkeit von der Scherfestigkeit τ_B und der Blechdicke t an.

Nach Angrabeit, Neubauer und Schwarz, (1975)¹³ können die Richtlinien für die Ermittlung des Schneidspalts beim Hubschneiden direkt auf das Rotationsschneiden übertragen werden, wenn eine Eintauchtiefe des Stempels in die Matrize von 0,3 mm bis 0,4 mm nicht überschritten wird. Aufgrund der speziellen Kinematik beim Rotationsschneiden empfehlen Hoffmann, Schweitzer und Milberg, (1999, S. 216) und Schweitzer, (2001, S. 58, 95-99) an den quer zur Blechdurchlaufrichtung gelegenen Schneidkanten ein zusätzliches Schneidspaltaufmaß, welches anhand geometrischer Zusammenhänge hergeleitet werden kann. Das notwendige Aufmaß erhöht sich bei einer Verkleinerung der Walzendurchmesser und einer Vergrößerung der Eintauchtiefe, da sich die Zusatzbewegungen in der Blechebene verstärken (Schweitzer und Hoffmann, 2001, S. 101; Schweitzer, 2001, S. 96). Auch Schmidt, (2004, S. 35) verwendete an den quer zur

¹³ zit. n. Bogojawlenskij, Neubauer und Ris, (1979, S. 232)

Blechdurchlaufrichtung orientierten Schneidkanten einen größeren, durch den Hersteller empirisch ermittelten Schneidspalt als an den längs verlaufenden Kanten. Zang et al., (2013, S. 1360) ermittelten, dass ein Schneidspalt zwischen 5 und 10 % optimal für das Rotationsschneiden des untersuchten Stahlwerkstoffs ist.

Schmidt, (2004) entwickelte einen Ansatz zur Verbesserung der Schnittflächen durch eine an die Kinematik des Rotationsschneidens angepasste Stempelgeometrie. Dazu wird der Schneidstempel an den quer zur Blechdurchlaufrichtung orientierten Schneidkanten mit einer Hinterschneidung versehen (Schmidt, 2004, S. 34-35). Dicke Bleche erfordern eine größere Hinterschneidung als dünne. Der Mindestwert beträgt z. B. bei einer Blechdicke von 1,5 mm 11° (Schmidt, 2004, S. 94).

Die beim vollkantigen Hubschneidvorgang maximal auftretende Normalkraft ist proportional zur schergeschnittenen Fläche A_S , welche beim vollkantigen Hubschneiden durch die Multiplikation der Blechdicke t mit der Schnittlinienlänge l_S berechnet werden kann, und zur Scherfestigkeit τ_B (Gleichung 2.2). Die folgende Formel gibt die Abschätzung der auf den Stempel wirkende Schneidkraft nach Romanowski, (1959, S. 38), Oehler und Kaiser, (1993, S. 27) und Demmel et al., (2012, S. 685) wieder:

$$F_N = \tau_B A_S = \tau_B l_S t \quad (2.5)$$

Bogojawlenskij, Neubauer und Ris, (1979, S. 233) und Noack, (1982, S. 73, 91) übertragen Gleichung 2.5 auf das Rotationsschneiden. Die Bestimmung der schergeschnittenen Fläche gestaltet sich durch die Verkipfung der Aktivelemente aufwändiger als beim Hubschneiden. Dafür trafen sowohl Bogojawlenskij, Neubauer und Ris, (1979, S. 233) als auch Noack, (1982, S. 82) die Annahme, dass der Butzen beim Schneidvorgang im Blechwerkstoff verbleibt. Bogojawlenskij, Neubauer und Ris, (1979, S. 233) setzten dabei ein ebenes Blech voraus und eine senkrecht auf das Blech wirkende Schneidkraft, während das Blech bei Noack, (1982, S. 75, 82, 97-98) die Matrizenwalze umschlang und er die in Richtung der Stempelachse wirkende Kraft als Schneidkraft bezeichnete. Darüber hinaus wurden zusätzliche Korrekturfaktoren eingeführt (Bogojawlenskij, Neubauer und Ris, 1979, S. 233) oder der empirische Faktor c_B für die Verhältnisse beim Rotationsschneiden angepasst (Noack, 1982, S. 88).

Schweitzer, (2001, S. 67, 106) und Hubert et al., (2016a, S. 2,4) nahmen an, dass die Stempelstirnfläche beim Rotationsschneiden den Butzen in die Matrize verdrängt und somit die Schneidkraft, unter der Voraussetzung einer konstant bleibenden Blechdicke, von der im Eingriff befindlichen Schnittlinienlänge bestimmt wird. Diese kann anhand geometrischer Zusam-

menhänge ermittelt werden (Schweitzer, 2001, S. 67, 109, 111; Hubert et al., 2016a, S. 2). Für das Rotationsschneiden ist der Faktor c_B in Gleichung 2.5 nach Schweitzer, (2001, S. 113) analog zum ziehenden Schnitt niedriger anzusetzen als beim Hubschneiden. Dadurch ergibt sich beim Rotationsschneiden eine Reduktion der maximalen Schneidkraft von bis zu 55 % (Schweitzer, 2001, S. 107).

Die Durchmesser der Werkzeugwalzen sowie die Blechdicke besitzen beim Rotationsschneiden einen entscheidenden Einfluss sowohl auf die kinematischen Gegebenheiten als auch auf die Teilequalität (Hoffmann, Schweitzer und Milberg, 1999, S. 215-216). Ein großer Walzendurchmesser in Kombination mit einer geringen Blechdicke liefert Schnittflächen mit hoher Qualität (Noack, 1982, S. 17; Hoffmann, Schweitzer und Milberg, 1999, S. 215), da sich dadurch die Verkippung der Werkzeugaktivelemente reduziert (Noack, 1982, S. 83; Hubert et al., 2015, S. 4-5, 2016b, S. 3). Zang et al., (2013, S. 1360) empfehlen, den Radius der Werkzeugwalzen als das 100- bis 150-fache der Blechdicke zu wählen. Größere Walzendurchmesser führen aufgrund der geringeren Verkippung der Werkzeugaktivelemente und der dadurch größeren Schnittlinienlänge zu einer Erhöhung der Schneidkräfte (Hubert et al., 2015, S. 4-5, 2016a, S. 5).

2.3 Kinematik rotierender Fertigungsverfahren

Bei den vorgestellten Fertigungsverfahren mit an rotierenden Walzen angebrachten Werkzeugaktivelementen sind gegenüber Verfahren mit Hubbewegungen zusätzliche Bewegungsanteile zu berücksichtigen (Blumauer und Köhler, 1975, S. 463). Zur Beschreibung der Relativbewegungen der einzelnen Komponenten sind nach dem Gesetz der kinematischen Umkehr unterschiedliche Betrachtungsweisen möglich (Blumauer und Köhler, 1975, S. 463; Volmer, 1978, S. 59; Noack, 1982, S. 13; Schweitzer, 2001, S. 87-92; Hein und Hoffmann, 2005, S. 2/20). Dabei lassen sich die Bewegungen auf Kreise zurückführen, die auf feststehenden Kreisen ohne zu gleiten abrollen. Die entstehende Bahnkurve eines Punkts, der fest mit dem abrollenden Kreis verbunden ist, wird allgemein als Radlinie, Radkurve oder Rollkurve bezeichnet (Loria, 1902, S. 460; Wunderlich, 1947, S. 277; Volmer, 1978, S. 290; Bär, 2001, S. 118; Zeidler, 2003, S. 834).

Die erzeugenden Punkte P_{-1} , P_0 und P_1 des erzeugenden Kreises A durchlaufen bei dessen Abrollen auf einer Leitkurve in Form eines feststehenden Kreises B bestimmte Bahnen (Abbildung 2.15). Die Gestalt dieser Kurven wird durch die Position des erzeugenden Punkts sowie durch die Radien der beiden Kreise r_A und r_B bestimmt. Liegt der Punkt P_0 auf dem Umfang des erzeugenden Kreises, d. h. $r_0 = r_A$, resultiert eine Zykloide. In den Berührungspunkten mit dem feststehenden Kreis besitzen Zykloiden stets Spitzen, in denen sie senkrecht zum feststehenden

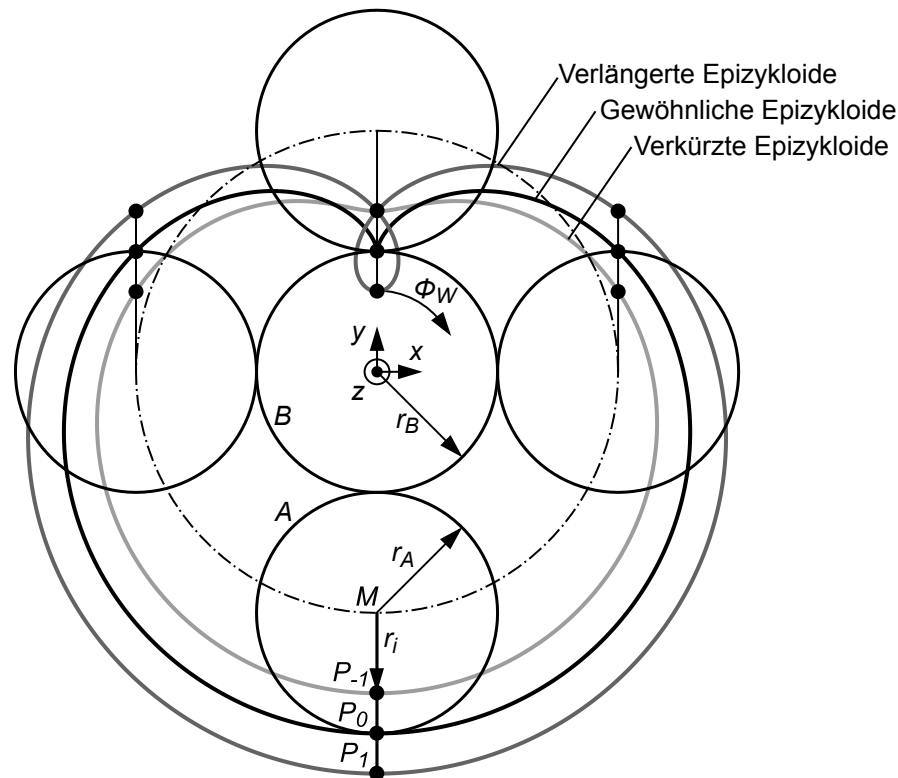


Abbildung 2.15: Beschreibung der Bewegung eines Punkts während des Abrollens eines Kreises A auf der Leitkurve in Form eines Kreises B

Kreis sind. Liegt der erzeugende Punkt P_{-1} innerhalb des erzeugenden Kreises, d. h. $r_{-1} < r_A$, resultieren verkürzte Zykloiden. Befindet sich der Punkt P_1 dagegen außerhalb des erzeugenden Kreises, d. h. $r_1 > r_A$, entstehen verlängerte Zykloiden. Die verkürzten und verlängerten Zykloiden werden zusammengefasst auch als Trochoiden bezeichnet. Die verkürzten Zykloiden sind frei von Singularitäten, während die verlängerten Zykloiden Doppelpunkte besitzen, d. h. Punkte, die durch die Schleifenbewegung zweimal durchlaufen werden. (Loria, 1902, S. 460-462; Wunderlich, 1947, S. 277-278; Wygodski, 1973, S. 317, 734-739; Blumauer und Köhler, 1975, S. 463; Volmer, 1978, S. 290-291; Hilbert und Cohn-Vossen, 1996, S. 244-248; Bär, 2001, S. 118-120; Zeidler, 2003, S. 834-836; Küne, 2008, S. 370; Wittel et al., 2015, S. 726)

Haben sowohl Kreis A als auch Kreis B einen endlichen Durchmesser und berührt der erzeugende Kreis A den feststehenden Kreis B von außen, wie in Abbildung 2.15 dargestellt, so entstehen Epizykloiden bzw. -trochoiden (Hilbert und Cohn-Vossen, 1996, S. 244). Wird der Radius des Kreises B unendlich groß, so rollt der erzeugende Kreis A auf einer Geraden g ab und Orthozykloiden bzw. -trochoiden resultieren (Abbildung 2.16). Häufig werden die Orthozykloiden als gewöhnliche oder nur als Zykloiden bezeichnet. Obwohl die Radlinien, Zykloiden bzw. Trochoiden seit der Renaissance zahlreich untersucht wurden, gibt es keine durchwegs einheitliche Definition dieser Begriffe. (Loria, 1902, S. 460-462; Wunderlich, 1947, S. 277-278; Wygodski, 1973, S. 317, 734-739; Blumauer und Köhler, 1975, S. 463; Volmer, 1978, S. 290-291; Hilbert

und Cohn-Vossen, 1996, S. 244-248; Bär, 2001, S. 118-120; Zeidler, 2003, S. 834-836; Künne, 2008, S. 370; Wittel et al., 2015, S. 726) In dieser Arbeit findet die in den Abbildungen 2.15 und 2.16 dargestellte Nomenklatur Verwendung.

Die Gleichungen 2.6 und 2.7 zeigen die parametrische Darstellung der Epizykloiden in Abhängigkeit der Radien der beiden Kreise r_A und r_B im dargestellten Koordinatensystem (Abbildung 2.15).

$$x = (r_A + r_B) \sin \phi_W - r_i \sin \left(\frac{r_A + r_B}{r_A} \phi_W \right) \quad (2.6)$$

$$y = (r_A + r_B) \cos \phi_W - r_i \cos \left(\frac{r_A + r_B}{r_A} \phi_W \right) \quad (2.7)$$

x und y geben dabei die Lage des Epizykloidenpunkts zum jeweiligen Wälzwinkel ϕ_W des rollenden Kreises wieder. r_i beschreibt den Abstand zwischen dem Kreismittelpunkt M und dem jeweiligen Punkt P_i .

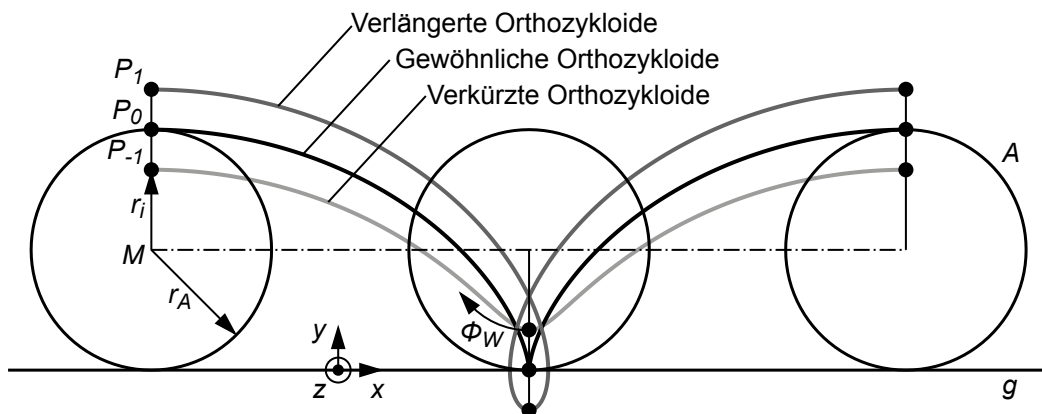


Abbildung 2.16: Beschreibung der Bewegung eines Punkts während des Abrollens eines Kreises A auf der Leitkurve in Form einer Geraden g

Wird das Koordinatensystem in Abbildung 2.16 zugrunde gelegt, sind für die Parameterdarstellung der Orthozykloide folgende Gleichungen notwendig (Wygodski, 1973, S. 736):

$$x = r_A \phi_W - r_i \sin \phi_W \quad (2.8)$$

$$y = r_A - r_i \cos \phi_W \quad (2.9)$$

Die Relativbewegung zwischen einer Werkzeugwalze und dem Blech kann mit einem Kreis verglichen werden, der auf einer Geraden abrollt. Sind die Relativbewegungen zwischen den Werkzeugaktivelementen im Fokus, z. B. zur Analyse von Werkzeugkollisionen oder zur Bestimmung von Schneidspaltaufmaßen, bietet sich die epizykloidische Betrachtungsweise an (Blumauer und Köhler, 1975, S. 463; Schweitzer, 2001, S. 88).

3 Zielsetzung und Vorgehensweise

Das Rotationsclinchen steigert aufgrund seiner kontinuierlichen Arbeitsweise gegenüber dem Hubclinchen die Ausbringungsrates von gefügten Profilen und reduziert zudem die Investitionskosten (Dingfeld, 2011). Der Rückhub der Werkzeuge entfällt, wodurch die Produktion mit gleichbleibend hoher Geschwindigkeit erfolgen sowie der Fügeprozess direkt in die Fertigungslinie integriert werden kann. Die bestehenden Ansätze zum Clinchen mit rotierender Werkzeugbewegung verwenden entweder rechteckige Fügeelemente mit Schneidanteil oder setzen die rotierende Werkzeugbewegung durch zusätzliche Getriebe in eine lineare um (Abschnitt 2.1.1).

Im Gegensatz zu rechteckigen Clinchpunkten erfolgt bei runden entweder gar kein Einschneiden der Bleche oder zumindest keines des stempelseitigen Blechs. Dadurch ist die entstehende Fügeverbindung sowohl gas- als auch flüssigkeitsdicht (Mutschler, 1994, S. 6; Hahn und Klemens, 1996, S. 40). Die mechanischen Eigenschaften runder Clinchpunkte sind darüber hinaus unabhängig von der Belastungsrichtung und die Festigkeitswerte sind im Vergleich zu anderen Fügeelementgeometrien höher (Varis, 2003, S. 249).

Rundpunkte erweisen sich hinsichtlich der geometrischen sowie mechanischen Eigenschaften als sensibel gegenüber einer Verkipfung zwischen den Aktivelementen und relativ zum Blech (Abschnitt 2.1.1). Der Einsatz zusätzlicher Getriebe umgeht diese Problematik auf Kosten der Komplexität des Fügeaufbaus, wodurch sich sowohl die Investitionskosten für derartige Maschinen als auch deren Fehleranfälligkeit erhöhen.

Aus diesen Gründen ist ein Prozess mit rotierender Werkzeugkinematik anzustreben, der trotz eines einfachen Aufbaus in der Lage ist, Rundpunkte mit zum Hubclinchen vergleichbaren Festigkeiten herzustellen. Den Nachweis für die grundsätzliche Umsetzbarkeit eines derartigen Prozesses lieferten Volk, Hoffmann und Rill, (2012), Rill et al., (2014) und Rill, (2015). In diesen Untersuchungen wurde der Einfluss verschiedener Werkzeugrollradien auf die Geometrie der Clinchpunkte mit Hilfe der FE-Simulation analysiert. Quantitative Aussagen zur geometrischen Verbindungsausbildung und zu den mechanischen Festigkeiten der Fügeverbindung, abhängig von der Belastungsrichtung, fehlen jedoch. Wesentliche Hindernisse für eine industrielle Umsetzung des Verfahrens stellen die durch die Kinematik bedingte asymmetrische Ausformung der Clinchpunkte (Abbildung 2.4), die damit einhergehende Richtungsabhängigkeit der Fügeverbindung und die Belastungen der Aktivelemente durch Querkräfte unbekannter Höhe dar.

Die Zielsetzung dieser Arbeit besteht darin, einen Fügeprozess mit rotierender Werkzeugbewegung zu schaffen, bei dem mit einfacher Prozess- und Werkzeuggestaltung Blechbauteile

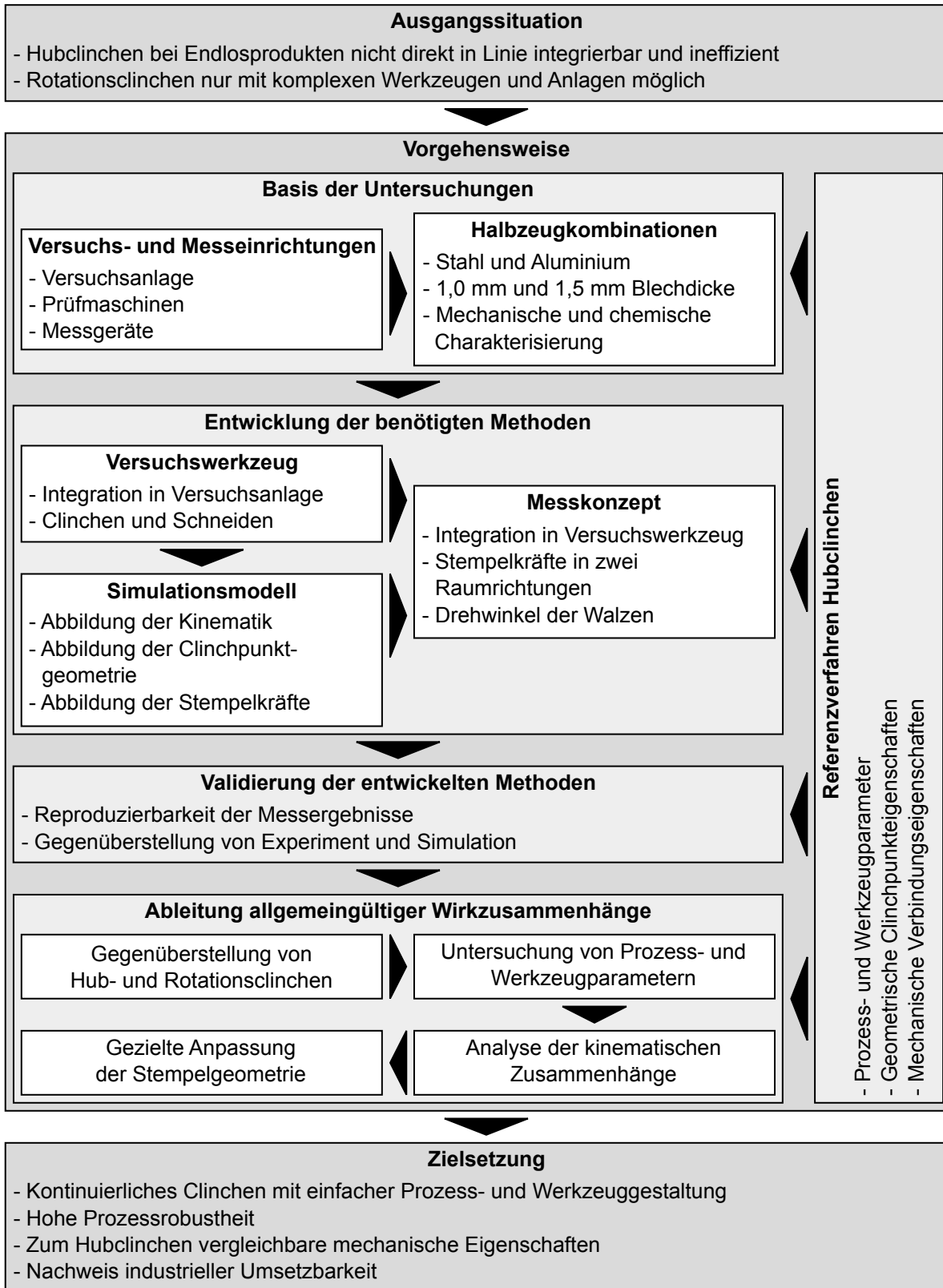


Abbildung 3.1: Vorgehensweise zur Erreichung der Zielsetzung

kontinuierlich und zuverlässig durch Rundpunkte verbunden werden können. Durch nahezu isotrope, mit dem Hubclinchen vergleichbare Verbindungseigenschaften sowie die Definition von robusten Prozessfenstern wird die Grundlage für den serienmäßigen Einsatz des Verfahrens

geschaffen. Darüber hinaus wird das Rotationsclinchen im Sinne des zunehmenden Werkstoffleichtbaus auch für hoch- und höchstfeste Werkstoffgüten qualifiziert.

Zur Erreichung dieser Ziele wird eine mehrstufige Vorgehensweise gewählt (Abbildung 3.1). Die Basis der Untersuchungen bilden die Versuchs- und Messeinrichtungen sowie die Halbzeugkombinationen, welche in Kapitel 4 und Kapitel 5 erläutert werden. Die Beschreibung der für die Untersuchungen entwickelten Methoden erfolgt in den Kapiteln 6 und 7. Das Versuchswerkzeug, das Messkonzept und das Simulationsmodell sind dabei eng miteinander verknüpft.

Die Validierung der verwendeten Methoden (Abschnitt 9.1), d. h. der Messmethodik und des Simulationsmodells, bewertet deren Güte und Aussagekraft. Dies bildet die Grundlage für die Ableitung von allgemeingültigen Wirkzusammenhängen (Kapitel 9). Dazu werden sowohl reale als auch virtuelle Untersuchungen mit variablen Prozess- und Werkzeugparametern durchgeführt. Durch die direkte Gegenüberstellung von Hub- und Rotationsclinchen werden Gemeinsamkeiten und Unterschiede anhand eines industriell weit verbreiteten Referenzverfahrens herausgearbeitet. Darüber hinaus liefern die Erkenntnisse aus dem Bereich Hubclinchen Anhaltspunkte für die Wahl grundlegender Prozessparameter sowie der zu erreichenden Werte für die geometrischen und mechanischen Eigenschaften der Fügeverbindung.

Die Kinematik beim Rotationsclinchen wird analysiert und ihre Auswirkungen auf die Prozesskräfte, die Geometrie der Clinchpunkte sowie die Verbindungsfestigkeiten quantifiziert. Neben der Ableitung von Zusammenhängen findet die Erarbeitung und Validierung von Methoden zur Verbesserung der geometrischen als auch mechanischen Eigenschaften der Fügeverbindung statt. Hervorzuheben ist dabei die gezielte Anpassung der Stempelgeometrie, welche das durch die vorangegangenen Untersuchungen geschaffene Verständnis anwendet (Abschnitt 9.6).

Um dem Trend hinsichtlich des Einsatzes von hoch- und höchstfesten Blechwerkstoffen gerecht zu werden, wird eine neue Verfahrensvariante des Rotationsclinchens entwickelt. Diese bedient sich analog zum Hubclinchen mit Vorloch einer Vorlochoperation, welche durch Rotationschneiden erfolgt. Dadurch erweitert sich nicht nur das Spektrum ffügbarer Werkstoffe, sondern aufgrund der flacheren Clinchpunktgeometrie können auch zusätzliche Aussagen hinsichtlich der kinematischen Wechselwirkungen getroffen werden.

4 Versuchs- und Messeinrichtungen

Grundlage für die Entwicklung des Versuchswerkzeugs und die Integration von Messtechnik bildet die zur Verfügung stehende Versuchsanlage. Messeinrichtungen dienen zur Charakterisierung der Blechwerkstoffe, zur Kalibrierung der Messtechnik und zur Quantifizierung der Eigenschaften der Fügeverbindung. Der Schwerpunkt dieses Kapitels liegt auf der Beschreibung der Funktionsweise sowie der technischen Details dieser Einrichtungen.

4.1 Versuchseinrichtung

Für die experimentellen Untersuchungen zum Rotationsclinchen steht der in Abbildung 4.1 dargestellte Rotationsblechprozessor der Firma Baust Werkzeugtechnik GmbH (Langenfeld) zur Verfügung. Dieser wurde ursprünglich für die Herstellung von Oval-, Rund- und Sonderlochstanzen konzipiert (Baust Werkzeugtechnik GmbH, 1999, S. 1). Die technischen Daten der Anlage sind in Tabelle 4.1 zusammengefasst.

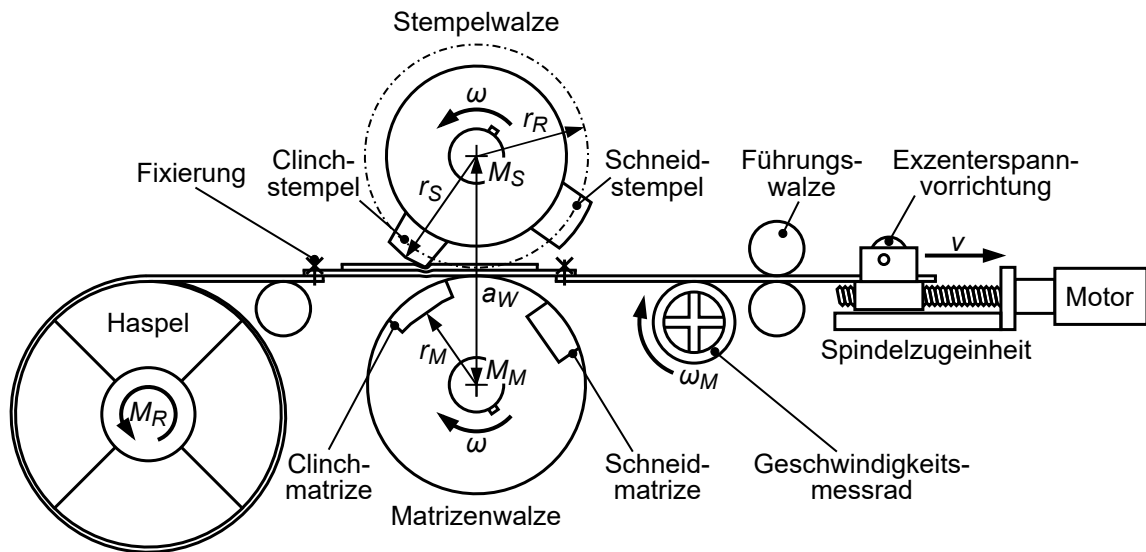


Abbildung 4.1: Schematische Darstellung des für die Versuche eingesetzten Aufbaus

Tabelle 4.1: Technische Daten des Rotationsblechprozessors (Baust Werkzeugtechnik GmbH, 1999, S. 8)

Merkmal	Symbol	Wert	Einheit
Antriebsleistung des Servomotors der Auf- bzw. Abwickelhaspel	P_H	5,5	kW
Antriebsleistung des Servomotors der Matrizenwalze	P_W	4,6	kW
Blechdurchlaufgeschwindigkeit	v	0-60	m/min
Achsabstand der Werkzeugwalzen	a_W	286,48	mm
Radius des Referenzkreises	r_R	143,5	mm

Neben der eigentlichen Walzeneinheit, die aus einer Stempel- und einer Matrizenwalze besteht, besitzt die Versuchseinrichtung zur Verarbeitung von aufgewickeltem Blechband Haspeln (Abbildung 4.1). Da diese nicht in einer für die Versuche notwendigen Genauigkeit angesteuert werden können, wurde die Aufwickelhaspel analog zu Schmidt, (2004, S. 40) und Rill, (2015, S. 33-34) durch eine Lineareinheit ersetzt. Um eine konstante Vorschubgeschwindigkeit zu gewährleisten, erfolgt der Antrieb im Gegensatz zu Schmidt, (2004, S. 40) und Rill, (2015, S. 33-34) nicht manuell, sondern automatisiert durch einen Schrittmotor der Firma Nanotec Electronic GmbH & Co. KG (Feldkirchen).

Die Lineareinheit steuert den Vorschub des Blechs und zieht das Band mit der Geschwindigkeit v durch die Anlage, während die Abwickelhaspel durch ein einstellbares Rückzugsmoment M_R das Blechband gespannt hält. Die Geschwindigkeit des Halbzeugs wird durch ein Messrad, resultierend in der Winkelgeschwindigkeit ω_M , erfasst und dient zur Steuerung der Winkelgeschwindigkeit der Walzen ω . Zur Ansteuerung des Servomotors der Matrizenwalze erfolgt eine Umrechnung der translatorischen Geschwindigkeit des Blechs v durch einen vorgegebenen Wert r_R , der als Referenzkreis bezeichnet wird (Tabelle 4.1), in eine Winkelgeschwindigkeit (Gleichung 4.1). Durch ein spielfreies Getriebe werden Stempel- und Matrizenwalze synchronisiert. (Schweitzer, 2001, S. 55-57; Schmidt, 2004, S. 29-30; Rill, 2015, S. 32-34)

$$\omega = \frac{v}{r_R} \quad (4.1)$$

4.2 Messeinrichtungen

Grundlage für die durchgeführten Arbeiten bilden die im Folgenden dargestellten Messeinrichtungen. Ihre Funktionsweisen, wesentlichen technischen Daten als auch Einsatzzwecke werden aufgezeigt.

4.2.1 Zugdruckprüfmaschine

Universell eingesetzt wurde die Zugdruckprüfmaschine 1484-DUPS-M der Firma Zwick GmbH & Co. KG (Ulm). Die Anlage ermöglicht die direkte Erfassung der Traversenposition sowie der anliegenden Kräfte. Für die Ermittlung von Zug- und Druckkräften stehen zwei separate Prüfräume mit unterschiedlichen Messbereichen zur Verfügung. Der obere Prüfraum deckt den Bereich von 0,04 bis 20 kN und der untere den Bereich von 0,4 bis 200 kN ab. Der Inkrementalgeber zur Erfassung der Traversenposition besitzt einen kalibrierten Messbereich zwischen 0,50 und 50 mm mit einer Auflösung von 0,10 μm (Zwick GmbH & Co. KG, 2015c). Die Kraftsensoren und der Wegaufnehmer der Traverse weisen in den jeweiligen Messbereichen

nach DIN EN ISO 7500-1, (2016-05, S. 15) und DIN EN ISO 9513, (2013-05, S. 13) die Klasse 0,5 sowohl für Zug- als auch für Druckkräfte auf (Zwick GmbH & Co.KG, 2015a,b,c). Zur Ermittlung der mechanischen Kennwerte der Blechwerkstoffe, zur Kalibrierung des Messgrößenaufnehmers sowie zur Herstellung von hubgeclinchten Proben wurde der untere Prüfraum und zur Untersuchung der Verbindungsfestigkeiten der obere Prüfraum der Maschine verwendet.

Die mechanischen Kennwerte und die Fließkurven der Blechwerkstoffe wurden im Zugversuch mit Hilfe von taktilen Wegaufnehmern ermittelt. Der Längenänderungsaufnehmer hat nach DIN EN ISO 9513, (2013-05, S. 13) im gesamten kalibrierten Messbereich die Klasse 1 und der Breitenänderungsaufnehmer die Klasse 2 (Zwick GmbH & Co.KG, 2015d,e).

4.2.2 Blechumformprüfmaschine mit optischem Messsystem

Die Blechumformprüfmaschine BUP1000 der Firma Zwick GmbH & Co. KG (Ulm) ermöglicht neben der Durchführung von Tiefungsversuchen nach DIN EN ISO 16808, (2014-11) auch die Werkstoffprüfung unter verschiedenen, ein- und mehrachsigen Belastungen. Die maximale Prüflast der hydraulisch betriebenen Maschine beträgt 1000 kN bei einer maximalen Geschwindigkeit des Tiefungskolbens von 3000 mm/min. Tiefungsweg, -kraft, Öldruck und Blechhaltekraft können als analoge Signale ausgelesen werden. (Zwick GmbH & Co.KG, 2009, S. 2/8-10) Der Längenänderungsaufnehmer für den Tiefungsweg ist nach DIN EN ISO 9513, (2013-05, S. 13) für den gesamten kalibrierten Messbereich in Klasse 1 einzuordnen (Zwick GmbH & Co.KG, 2014d). Die Kraftaufnehmer zur Aufzeichnung der Tiefungs- und Blechhaltekraft entsprechen im Messbereich von 100 bis 1000 kN nach DIN EN ISO 7500-1, (2016-05, S. 15) der Klasse 2 (Zwick GmbH & Co.KG, 2014c,a). Der Öldruck weicht während des Tiefungsversuchs im Bereich zwischen 2 und 300 bar um maximal 0,64 % vom Sollwert ab (Zwick GmbH & Co.KG, 2014b).

Zur Vermessung der Probengeometrie ist die Blechumformprüfmaschine mit dem optischen Messsystem Aramis 3D 4M der GOM Gesellschaft für Optische Messtechnik mbH (Braunschweig) ausgestattet. Das Messsystem besteht aus zwei Kameras mit je einem CMOS-Chip, die eine Auflösung von 2352x1728 Pixeln mit einer maximalen Bildrate von 60 Hz ermöglichen. Technische Dehnungen können in einem Bereich von 0,02 bis mehr als 100 % mit einer Genauigkeit von bis zu 0,01 % ermittelt werden. (GOM Gesellschaft für Optische Messtechnik mbH, 2008, S. 8)

4.2.3 Auflichtmikroskop

Die Analyse der geometrischen Verbindungsausbildung der Clinchpunkte als auch der Gefügestruktur der Blechwerkstoffe erfolgte durch das Auflichtmikroskop AxioPlan 2 der Firma Carl Zeiss AG (Oberkochen). Die zugehörigen Objektive ermöglichen zwischen 25- und 1000-fache Vergrößerungen. Eine Nachvergrößerungsstufe lässt einen zusätzlichen Zoom bis zum Faktor 2,5 zu. Die Digitalisierung der Aufnahmen wurde durch die integrierte Kamera AxioCam MRc 5 mit einer Auflösung von 2584x1936 Pixeln und einer Farbtiefe von 36 Bit durchgeführt (Carl Zeiss Microscopy GmbH, 2006, S. 5).

4.2.4 Profilmesseinrichtung

Die Oberfläche der Halbzeuge, die Schnittflächen der schergeschnittenen Bauteile und die Geometrie der Werkzeugaktivelemente wurden mit dem Kontur- und Rauheitsmessplatz MarSurf XCR20 der Firma Mahr GmbH (Göttingen) analysiert. Das nach dem Tastschnittverfahren arbeitende System vermisst die Geometrie des zu prüfenden Bauteils entlang einer definierten Messstrecke (Mahr GmbH, 2017). Der Tastarm, der eine Tastspitze trägt, bewegt sich entlang der Bauteiloberfläche in eine Richtung. Zur Ermittlung der Rauigkeiten wurde die Vorschubeinheit PGK 20 und zur Aufzeichnung der Werkstückkontur die Vorschubeinheit PCV 200 verwendet. Die Angabe der Rauigkeitswerte der Blechwerkstoffe erfolgt nach DIN EN 10049, (2014-03), wobei die Kegelform der eingesetzten Tastspitze durch einen Winkel von 90° und einen Radius von 2 µm gekennzeichnet ist. Die zur Ermittlung von Geometriemerkmale eingesetzte Konturvorschubeinheit PCV 200 weist eine Messunsicherheit von $(2 + [Länge\ der\ Taststrecke\ in\ mm] / 50) \mu m$ auf (Mahr GmbH, 2001, S. 1). Die zugehörigen Tastarme haben eine Länge von 350 mm und die Tastspitzen einen Radius von 25 µm. Die Vermessung der Stempelgeometrie sowie der Schnittflächen erfolgte mit einer Doppeltastspitze mit einem Winkel von 19°, da diese die Konturmessung an gegenüberliegenden Messstellen erlaubt (Mahr GmbH, 2007, S. 23). Für die Matrizen fand eine einfache Tastspitze mit einem Winkel von 12° Anwendung. (DIN EN ISO 3274, 1998-04)

4.2.5 Koordinatenmessgerät

Zur Aufzeichnung der Geometrie der gelochten Bleche in der Blechebene wurde ein 3D-Koordinatenmessgerät vom Typ LH 87 Premium-Select der Firma Wenzel Präzision GmbH (Wiesenthal) mit einem Tastsystem, bestehend aus einem starren Tastkopf PH6M und einem Taster SP25M, der Firma Renishaw plc (Wotton-under-Edge, Großbritannien) genutzt. Das Messsystem des Geräts in Form eines photoelektrischen Auflichtsystems erreicht eine Auflösung von

0,05 μm . Gemäß DIN EN ISO 10360-5, (2011-01) und DIN EN ISO 10360-2, (2010-06) beträgt der Grenzwert der Antastabweichung 1,5 μm und der Grenzwert der Längenmessabweichung $(1,5 + [\text{Messlänge in mm}] / 450) \mu\text{m}$.

4.2.6 Härteprüfsystem

Das Härteprüfsystem AMH43 der Firma Leco Corporation (St. Joseph, USA) ermöglicht Mikro- und Kleinkraft-Härteprüfungen durch das Eindringen von Vickers-Pyramiden nach DIN EN ISO 6507-1, (2016-08) mit einer relativen Genauigkeit von 1 % und einem Prüfkraftbereich zwischen 0,0981 und 9,81 N. Durch die Ausstattung mit einem Probenverfahrtisch mit 1 μm Auflösung sowie einer Digitalkamera ist die automatische Erstellung und Vermessung von Härteeindrücken an definierten Messpunkten möglich. (Leco Corporation, 2005, S. 1.20) Zum Einsatz kam das Härteprüfsystem für die Charakterisierung der Halbzeuge und zur Auswertung der verfestigten Bereiche im Clinchpunkt.

4.2.7 Funkenemissionsspektrometer

Die chemische Analyse der Halbzeug- und Werkzeugwerkstoffe erfolgte mit Hilfe des Funkenemissionsspektrometers Foundry-Master der Firma WAS Worldwide Analytical Systems AG (Udem). Eine Funkenentladung in einer mit Argon gefluteten Umgebung versetzt die Atome der Probe in angeregte Zustände. Die als Folge ausgesendete elektromagnetische Strahlung wird durch ein Gitter spektral zerlegt und schließlich mit einer CCD-Optik in Paschen-Runge-Aufstellung quantifiziert. (Kiauka et al., 2005, S. 25-30; WAS Worldwide Analytical Systems AG, 2009, S. 25, 139)

5 Versuchswerkstoffe

Durch das Clinchen können unterschiedlichste Blechwerkstoffe und -dicken miteinander verbunden werden. Die für diese Arbeit getroffene Auswahl an zu fügenden Halbzeugen sowie deren Eigenschaften sind Inhalt dieses Kapitels. Darüber hinaus erfolgt eine Beschreibung der Werkzeugwerkstoffe.

5.1 Werkstoffe der Halbzeuge

Untersuchungsgegenstand der vorliegenden Arbeit bilden die in Tabelle 5.1 dargestellten Halbzeugkombinationen aus dem gut umformbaren Tiefziehstahl DC04 mit einer Blechdicke von 1,0 mm, der ausscheidungshärtbaren Aluminiumknetlegierung EN AW-6082 mit einer Dicke von 1,5 mm und dem 1,0 mm dicken, höchstfesten Dualphasenstahl HCT980X+ZE.

Tabelle 5.1: Für die Untersuchungen zugrunde gelegten Halbzeugkombinationen unter Angabe des Werkstoffs und der zugehörigen Blechdicke

Halbzeugkombination	Stempelseitiges Halbzeug	Matrizenseitiges Halbzeug
DC04-DC04	DC04 1,0 mm	DC04 1,0 mm
DC04-AW6082	DC04 1,0 mm	EN AW-6082 1,5 mm
DC04-HCT980	DC04 1,0 mm	HCT980XG+ZE 1,0 mm

Die Rauigkeiten der Blechwerkstoffe wurden entsprechend DIN EN 10049, (2014-03) ermittelt. Die Aufnahme der Messwerte fand an je drei Stellen an der Blechober- und Blechunterseite mit je drei Wiederholungen statt. Die Rahmenbedingungen entsprechen der Anwendungsgruppe 1 für hauptsächlich in der Automobilindustrie verwendete Blechwerkstoffe (DIN EN 10049, 2014-03, S. 4).

Die Ausrichtung der metallographischen Schlitze bezüglich der Walzrichtung erfolgte nach dem von Thomas, (2001, S. 15) beschriebenen System (Abbildung 5.1). Nach dem Einbetten, Schleifen und Polieren der Probenstücke wurden diese entweder angeätzt und mit dem Auflichtmikroskop (Abschnitt 4.2.3) untersucht oder mit dem Härteprüfsystem analysiert (Abschnitt 4.2.6). Als Ätzmittel für die Gefügekontrastierungen wurden für die Stahlwerkstoffe Nital und für die Aluminiumlegierung Kaliumpermanganat mit Natriumhydroxid verwendet. Die Mikrohärtprüfung nach Vickers fand mit einer Prüfkraft von 1,961 N statt und entspricht nach DIN EN ISO 6507-1, (2016-08, S. 10) den Voraussetzungen für die Verwendung des Härtesymbols HV 0,2. Die Grundwerkstoffhärte wurde für jedes Halbzeug an 15 gitterförmig angeordneten Messstellen ermittelt. Zur Analyse der chemischen Zusammensetzung der Werkstoffe diente das in Abschnitt 4.2.7 beschriebene Funkenemissionsspektrometer, wobei je Blechwerkstoff sechs Messungen durchgeführt wurden.

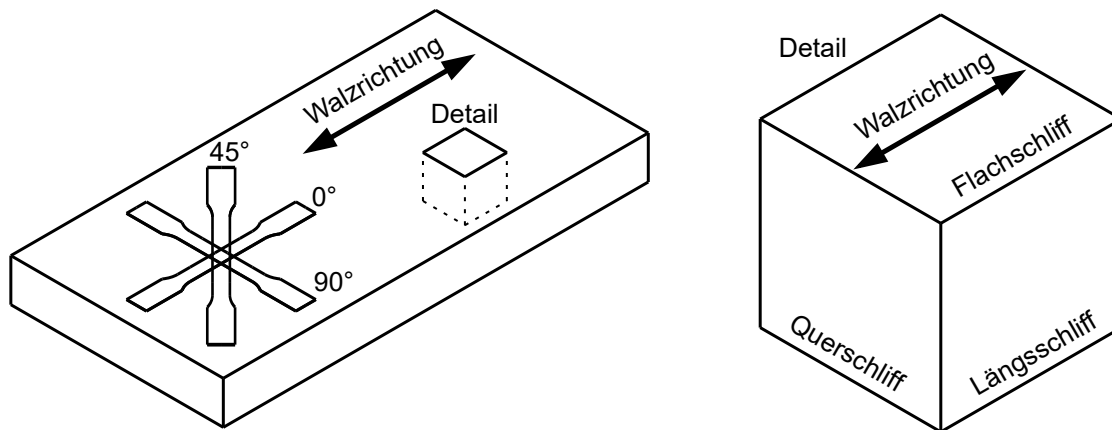


Abbildung 5.1: Bezeichnung der Schlifflagen bezogen auf die Walzrichtung zur Analyse des Werkstoffgefüges (Thomas, 2001, S. 15) und Richtungen der Probenentnahme für die Zugversuche

Die Ergebnisqualität einer Simulation beruht wesentlich auf der Güte der zur Verfügung gestellten Eingangswerte. Bei FE-Simulation kommen hierbei in erster Linie die Werkstoffdaten zum Tragen. (Birkert, Haage und Straub, 2013, S. 137) Da beim Clinchen lokal plastische Umformgrade größer als zwei auftreten (Neugebauer, Kraus und Dietrich, 2008, S. 286), ist eine exakte Extrapolation der durch Versuche gewonnenen Fließkurve nötig (Coppieters et al., 2010, S. 1290). Die Genauigkeit der Extrapolation hängt entscheidend von der Anzahl an Stützpunkten, insbesondere auch bei hohen Umformgraden, ab. Aus diesem Grund wurden neben Zugversuchen, die bis zur Einschnürung in der Regel Umformgrade zwischen 0,2 und 0,3 ermöglichen, auch Tiefungsversuche durchgeführt, welche Stützpunkte für Umformgrade bis ca. 0,7 liefern (Schott, 1974, S. 86; Pöhlandt, 1984, S. 25, 115; Birkert, Haage und Straub, 2013, S. 126).

Die Ermittlung der Kennwerte aus dem Zugversuch erfolgte entsprechend den Normen DIN EN ISO 6892-1, (2017-02), DIN EN ISO 10113, (2014-08) und DIN EN ISO 10275, (2014-08). Wegen Restriktionen durch die Abmaße der verwendeten Halbzeuge wurde die Zugprobenform DIN 50125 - H 12,5 x 50 nach DIN 50125, (2016-12, S. 15) mit der Anfangsmesslänge $L_0 = 50$ mm und der Probenbreite $b_0 = 12,5$ mm verwendet. Die mechanischen Kennwerte sind dehnungsabhängig und werden in der Literatur entweder zu einer bestimmten Dehnung oder in verschiedenen Dehnungsbereichen angegeben. DIN EN ISO 10113, (2014-08, S. 9) empfiehlt aufgrund der besseren Reproduzierbarkeit die Verwendung eines Auswertebereichs. Die Werte wurden nach Birkert, Haage und Straub, (2013, S. 132) über das gängige Intervall zwischen 2 und 20 % plastischer technischer Dehnung gemittelt. Falls das Erreichen der Gleichmaßdehnung A_g innerhalb dieses Bereichs eintrat, wurde diese als dessen obere Grenze verwendet. Zwei unterschiedliche Dehnraten bildeten die Grundlage für die Zugversuche. Die Zugdruckprüfmaschine (Abschnitt 4.2.1) gibt durch ihre technischen Grenzen die maximale Nenndehnrate $\dot{\epsilon}$

von 0,01 1/s vor. Die zweite Nenndehnrate wurde entsprechend DIN EN ISO 6892-1, (2017-02, S. 18-19) zu $\dot{\epsilon} = 0,00025$ 1/s gewählt. Vier gültige Proben, d. h. eine nach den Mindestvorgaben (SEP 1240:2006-07, 2006-07, S. 9) zusätzliche Probe, wurden geprüft. Die Darstellungen in den folgenden Abschnitten zeigen die aus diesen Versuchen gemittelten Ergebnisse. Im Falle der mechanischen Kennwerte sind darüber hinaus die Standardabweichungen in Klammern angegeben.

Die hydraulischen Tiefungsversuche, auch als Bulgeversuche bezeichnet, wurden mit der in Abschnitt 4.2.2 beschriebenen Blechumformprüfmaschine bei einer konstanten Stempelgeschwindigkeit von 0,2 mm/s durchgeführt. Die Prüfung erfolgte entsprechend DIN EN ISO 16808, (2014-11) ohne Berücksichtigung der Dehnratenempfindlichkeit anhand mindestens vier Probenkörpern.

Die aus den Tiefungsversuchen gewonnenen Daten erweitern die im Zugversuch bei der Nenndehnrate $\dot{\epsilon} = 0,00025$ 1/s in Walzrichtung aufgenommene Fließkurve entsprechend der Arbeitsäquivalenzmethode (DIN EN ISO 16808, 2014-11, S. 21-27). Eine Möglichkeit, die dehnratenabhängigen Fließkurven weiterzuverarbeiten, besteht in der Extrapolation analog zu den quasistatischen Fließkurven (SEP 1240:2006-07, 2006-07, S. 13-14; Larour, 2010, S. 7). Diese können direkt in das Simulationsprogramm übertragen werden. Demnach wurde für die Nenndehnrate von $\dot{\epsilon} = 0,01$ 1/s die aus den Zugversuchen gewonnene Fließkurve durch die aus den Tiefungsversuchen resultierende Fließkurve bei $\dot{\epsilon} = 0,00025$ 1/s durch Parallelverschiebung erweitert.

Zur Beschreibung des Zusammenhangs zwischen der wahren plastischen Dehnung φ und der Fließspannung k_f ist ein Extrapolationsansatz zu wählen, der die Eigenschaften der werkstoffabhängigen Fließkurve abbilden kann. Als Fließkurvenextrapolationsansatz für die Stahlblechwerkstoffe DC04 und HCT980XG+ZE wurde der kombinierte Ansatz nach Swift-Hockett/Sherby mit der Fließspannung $k_{f,S-H/S}(\varphi)$ gewählt. Banabic und Sester, (2012, S. 305) setzten diesen für DC04 ein und Wu-rong et al., (2011, S. 3324) bestätigten dessen Eignung zur Beschreibung des Werkstoffverhaltens von HCT980XG+ZE. Der in Gleichung 5.1 wiedergegebene Zusammenhang gewichtet die Ansätze nach Swift $k_{f,S}(\varphi)$ und Hockett/Sherby $k_{f,H/S}(\varphi)$ mit Hilfe des Faktors α .

$$k_{f,S-H/S}(\varphi) = \alpha k_{f,S}(\varphi) + (1 - \alpha) k_{f,H/S}(\varphi) \quad (5.1)$$

Der Ansatz nach Hockett und Sherby, (1975, S. 94) weist bei sehr hohen Formänderungen einen fast horizontalen Verlauf auf, welcher auf die im Exponentialansatz verwendete Sättigungsfließspannung $k_{f,s}$ zurückzuführen ist (Gleichung 5.2).

$$k_{f,H/S}(\varphi) = k_{f,s} - (k_{f,s} - k_{f,0}) \exp(-N\varphi^p) \quad (5.2)$$

Darin entspricht die Anfangsfließspannung $k_{f,0}$ in etwa der Streckgrenze R_e . N und p sind freie Parameter. (Birkert, Haage und Straub, 2013, S. 134)

Bei der Beschreibung nach Swift, (1952) in Gleichung 5.3 handelt es sich um eine Erweiterung der Potenzansätze nach Ludwik, (1909, S. 32) bzw. Hollomon, (1945, S. 280). Sie zeigt daher ebenfalls das über den gesamten Verlauf charakteristische, starke Verfestigungsverhalten (Birkert, Haage und Straub, 2013, S. 131).

$$k_{f,S}(\varphi) = C(\varphi_0 + \varphi)^{n_E} \quad (5.3)$$

Im Falle von $\varphi_0 = 0$ ergibt sich die Fließkurve nach Ludwik/Hollomon, wobei die Werkstoffkonstante C mit der Fließspannung k_f bei der wahren plastischen Dehnung $\varphi = 1$ übereinstimmt. Der Exponent n_E kennzeichnet das Verfestigungsverhalten des Werkstoffs und entspricht der Steigung der Fließkurve in doppeltlogarithmischer Darstellungsform. Der Parameter φ_0 ermöglicht eine Verschiebung der Fließkurve nach Ludwik/Hollomon in horizontaler Richtung. (Birkert, Haage und Straub, 2013, S. 131-133)

Die Ansätze zur Beschreibung der Fließkurve besitzen zwar Parameter mit physikalischer Bedeutung, insbesondere der Ansatz nach Swift-Hockett/Sherby versteht sich jedoch häufig als rein mathematisches Instrument. Die Anpassung der freien Parameter erfolgt so lange, bis die Versuchsdaten mit gewünschter Genauigkeit abbildet werden. (Birkert, Haage und Straub, 2013, S. 134) In dieser Arbeit wurden die physikalisch ermittelten Werte als Startwerte für die algorithmische Kurvenanpassung nach der nichtlinearen Methode der kleinsten Quadrate mit der Software Matlab des Unternehmens MathWorks (Natick, USA) verwendet. Das im Folgenden dargestellte Bestimmtheitsmaß R^2 beschreibt dabei die Güte des Modells, wobei für $R^2 = 1$ die Messpunkte perfekt abbildet und im Falle von $R^2 = 0$ die Anpassungsgüte ungenügend ist (Cleff, 2011, S. 156). Da im Rahmen dieser Arbeit nur die Halbzeuge aus Stahl in der Simulation Betrachtung finden, wird auf eine Extrapolation der Fließkurve der Aluminiumlegierung verzichtet.

5.1.1 DC04

Das kaltgewalzte Stahlblech mit dem Kurznamen DC04 und der Werkstoffnummer 1.0338 gehört zu den weichen Stählen zum Kaltumformen, den sogenannten Tiefziehstählen (DIN EN 10130, 2007-02, S. 11). Durch den geringen Kohlenstoffanteil sind diese duktil und somit sehr gut kaltumformbar. Für den gängigen Einsatzzweck als Außenhautbauteil im Fahrzeugbau werden hohe Anforderungen an die Oberflächenbeschaffenheit gestellt. (Ruge und Wohlfahrt, 2013, S. 123-124; Lin, Zielesnik und Prahl, 2018, S. 565-566)

Das verwendete Halbzeug besitzt eine Nenndicke von 1,0 mm und weist einen Mittenrauwert $Ra = 2,0 \mu\text{m}$ mit einer Standardabweichung von $0,2 \mu\text{m}$ auf. Nach DIN EN 10130, (2007-02, S. 7) und DIN EN 10130 Berichtigung 1, (2007-04, S. 2) ist die Oberflächenausführung somit rau. Charakteristisch für Tiefziehstähle ist das ferritische Gefüge mit den vereinzelt eingelagerten körnigen Karbiden (ThyssenKrupp Steel Europe AG, 2013, S. 3). In der Gefügekontrastierung (Abbildung 5.2) sind diese entlang der Walzrichtung zeilig angeordnet.

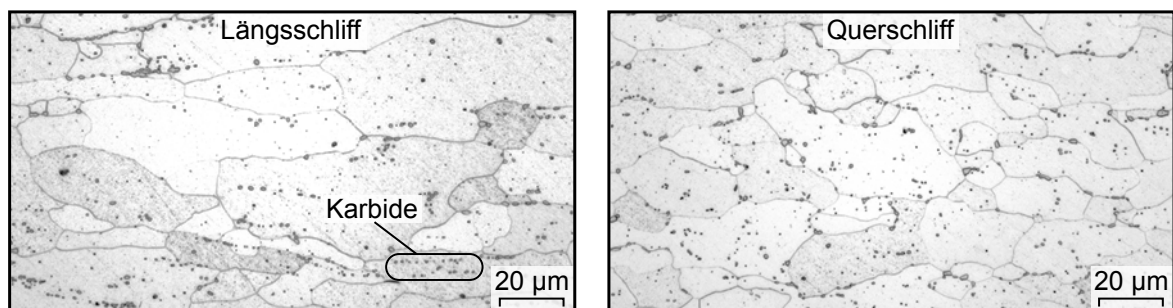


Abbildung 5.2: Gefügekontrastierung von DC04 mittels Nital-Ätzung im Längs- und Querschliff

Die mittels Funkenemissionsspektrometrie ermittelten Legierungsbestandteile (Tabelle 5.2) decken sich mit den Vorgaben nach DIN EN 10130, (2007-02, S. 11). Für den Blechwerkstoff DC04 wurde im Längsschliff eine Grundwerkstoffhärte von $87,7 \text{ HV } 0,2$ mit einer Standardabweichung von $2,9 \text{ HV } 0,2$ und im Querschliff eine Härte von $86,8 \text{ HV } 0,2$ mit einer Standardabweichung von $1,9 \text{ HV } 0,2$ ermittelt.

Tabelle 5.2: Mittels Funkenemissionsspektrometrie ermittelte Massenanteile der wesentlichen Legierungsbestandteile des Blechwerkstoffs DC04 in % mit zugehörigen Standardabweichungen in Klammern

C	P	S	Mn
0,067 (0,005)	0,010 (0,000)	0,012 (0,001)	0,136 (0,001)

Tabelle 5.3 gibt eine Übersicht über die in den Zugversuchen ermittelten mechanischen Kennwerte. Die in DIN EN 10130, (2007-02, S. 9, 11) vorgegebenen Grenzen werden trotz der abweichenden Probenform eingehalten.

Tabelle 5.3: *Mechanische Kennwerte des Blechwerkstoffs DC04 mit zugehörigen Standardabweichungen in Klammern*

Winkel zur Walzrichtung	Dehnrage	Dehngrenze	Zugfestigkeit	Gleichmaßdehnung	Gesamte Gleichmaßdehnung	Senkrechte Anisotropie	Verfestigungsexponent	Verfestigungskoeffizient
°	$\dot{\epsilon}_{2-20/A_g}$ 10 ⁻³ /s	$R_{p0,2}$ N/mm ²	R_m N/mm ²	A_g %	A_{gt} %	r_{2-20/A_g} -	n_{2-20/A_g} -	C_{2-20/A_g} N/mm ²
0	0,25 (0,00)	159 (1)	292 (1)	26,1 (0,7)	26,2 (0,7)	2,05 (0,07)	0,24 (0,00)	522 (3)
45	0,25 (0,00)	176 (1)	306 (0)	23,6 (0,5)	23,8 (0,5)	1,51 (0,02)	0,23 (0,00)	540 (1)
90	0,25 (0,00)	166 (1)	288 (1)	25,2 (0,7)	25,3 (0,7)	2,51 (0,07)	0,23 (0,00)	509 (2)
0	9,9 (0,0)	171 (1)	308 (1)	23,1 (0,4)	23,3 (0,4)	2,04 (0,03)	0,23 (0,00)	550 (2)

Der Extrapolationsansatz nach Swift-Hockett/Sherby beschreibt die experimentell gewonnenen Daten mit einem adjustierten Bestimmtheitsmaß R^2 von 1,00 präzise. Abbildung 5.3 stellt die aus den Zug- und Tiefungsversuchen gewonnenen Messwerte den ermittelten Kurven bei unterschiedlichen Dehnraten gegenüber. Die Parameter zur Beschreibung der extrapolierten Fließkurven zeigt Tabelle 5.4.

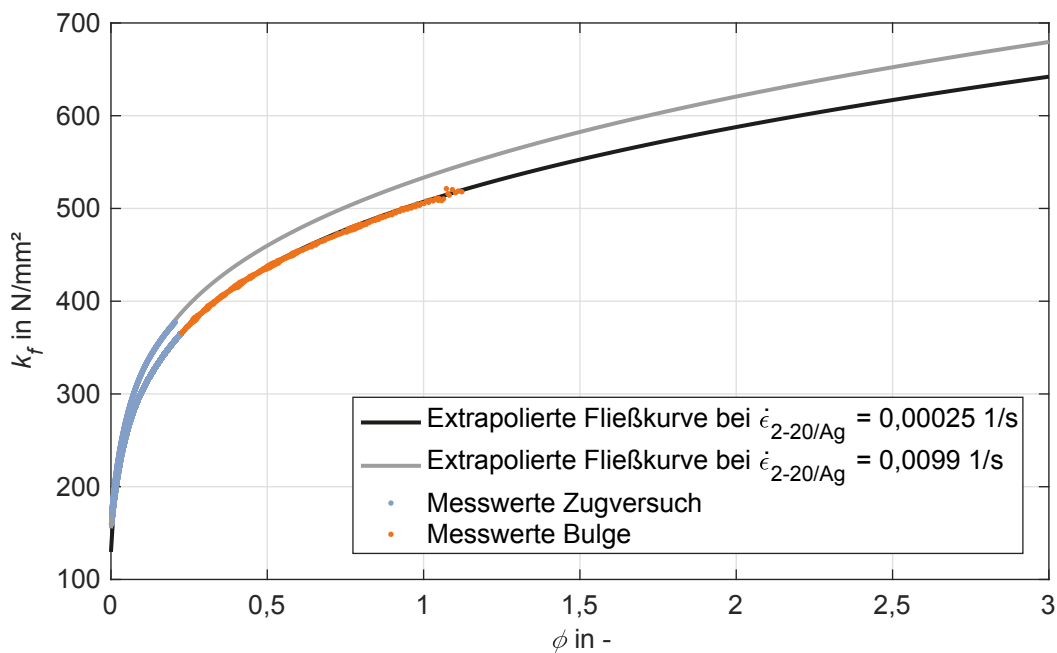


Abbildung 5.3: *Messwerte und zugehörige extrapolierte Fließkurven des Blechwerkstoffs DC04 bei unterschiedlichen Dehnraten $\dot{\epsilon}_{2-20/A_g}$*

Zur Abbildung des Werkstoffverhaltens in der FE-Simulation werden weitere Werte benötigt, die der Literatur entnommen wurden. Die Dichte von ferritischem Stahl beträgt nach Czi- chos, Skrotzki und Simon, (2014, S. 60) zwischen 7,8 und 7,9 kg/dm³. Für den vorliegen- den Blechwerkstoff DC04 wird dieser zu 7,85 kg/dm³ angenommen. Aufgrund der Schwie- rigkeit, verlässliche Werte des Elastizitätsmoduls (E-Modul) E im Zugversuch zu bestimmen (DIN EN ISO 6892-1, 2017-02, S. 66), entstammt der verwendete Wert ebenfalls der Litera- tur. In den nachfolgenden Untersuchungen beträgt der für DC04 zugrunde gelegte E-Modul $E = 210000 \text{ N/mm}^2$ und die Querkontraktionszahl $\nu = 0,3$ (Ilschner und Singer, 2005, S. 165; Doege und Behrens, 2010, S. 16, 136; Ruge und Wohlfahrt, 2013, S. 23).

Tabelle 5.4: Parameter zur Beschreibung der extrapolierten Fließkurven in Walzrichtung von DC04 nach Swift-Hockett/Sherby unter Angabe des Bestimmtheitsmaßes R^2 bei unterschiedlichen Dehnraten $\dot{\epsilon}_{2-20/Ag}$

$\dot{\epsilon}_{2-20/Ag}$ 10 ⁻³ /s	α -	C N/mm ²	φ_0 -	n_E -	$k_{f,s}$ N/mm ²	$k_{f,0}$ N/mm ²	N -	p -	R^2 -
0,25	0,545	627	0,00317	0,298	369	150	3,62	0,585	1,00
10	0,881	518	0,00846	0,254	635	160	8,14	0,748	1,00

5.1.2 EN AW-6082

Die verwendete Aluminiumlegierung mit der numerischen Bezeichnung EN AW-6082 zählt als Mitglied der 6000er Gruppe zu den aushärtbaren Knetlegierungen (Ostermann, 2014, S. 191). Sie findet überwiegend Einsatz im Fahrzeugbau und Bauwesen, z. B. in Form von Strangpress- profilen (Ruge und Wohlfahrt, 2013, S. 159). Nach chemischer Schreibweise ist diese Legierung auch als EN AW-Al Si1MgMn bekannt (DIN EN 573-3, 2013-12, S. 13).

Das Blech wurde mit einer Dicke von 1,5 mm verwendet. Der gemessene Mittenrauwert R_a beträgt 0,30 μm mit einer Standardabweichung von 0,01 μm . Zur Analyse des Werkstoff- gefüges wurde eine Doppelätzung durchgeführt. Zur Vorbereitung auf die Farbätzung mit einer Mischung aus Kaliumpermanganat und Natriumhydroxid erfolgte eine Abtragsätzung mit einer 2 %-igen Natriumhydroxidlösung. Im Gegensatz zu den bräunlich eingefärbten α - Mischkristallen werden die durch nichtmetallische Einschlüsse verursachten Aluminide bläu- lich dargestellt (Abbildung 5.4).

Die ermittelte Legierungszusammensetzung in Tabelle 5.5 entspricht den Vorgaben nach DIN EN 573-3, (2013-12, S. 13). Der Längsschliff weist eine Grundwerkstoffhärte von 109,6 HV 0,2 mit einer Standardabweichung von 1,8 HV 0,2 auf und der Querschliff eine Härte von 109,3 HV 0,2 mit einer Standardabweichung von 1,4 HV 0,2.

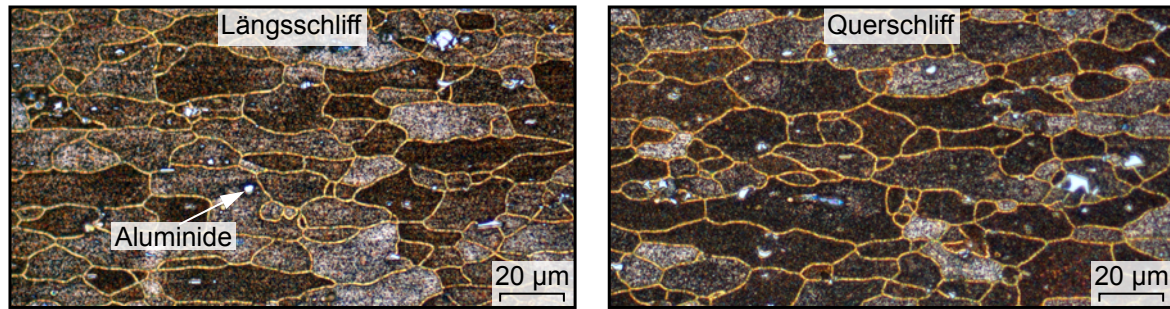


Abbildung 5.4: Gefügekontrastierung von EN AW-6082 mittels Doppelätzung im Längs- und Querschliff

Tabelle 5.5: Mittels Funkenemissionsspektrometrie ermittelte Massenanteile der wesentlichen Legierungsbestandteile des Blechwerkstoffs EN AW-6082 in % mit zugehörigen Standardabweichungen in Klammern

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti
1,028	0,350	0,043	0,661	0,776	0,025	0,009	0,024
(0,008)	(0,003)	(0,001)	(0,005)	(0,006)	(0,000)	(0,001)	(0,000)

Tabelle 5.6 gibt eine Übersicht über die in den Zugversuchen ermittelten mechanischen Kennwerte der Aluminiumlegierung EN AW-6082. Nach DIN EN 485-2, (2016-10, S. 75) hat der Werkstoff somit den Zustand T6.

Tabelle 5.6: Mechanische Kennwerte des Blechwerkstoffs EN AW-6082 mit zugehörigen Standardabweichungen in Klammern

Winkel zur Walzrichtung	Dehnrage	Dehngrenze	Zugfestigkeit	Gleichmaßdehnung	Gesamte Gleichmaßdehnung	Senkrechte Anisotropie	Verfestigungsexponent	Verfestigungskoeffizient
°	$\dot{\epsilon}_{2-20/Ag}$ $10^{-3}/s$	$R_{p0,2}$ N/mm^2	R_m N/mm^2	A_g %	A_{gt} %	$r_{2-20/Ag}$ -	$n_{2-20/Ag}$ -	$C_{2-20/Ag}$ N/mm^2
0	0,25 (0,00)	299 (1)	341 (1)	10,4 (0,2)	10,9 (0,2)	0,54 (0,02)	0,10 (0,00)	474 (2)
45	0,25 (0,00)	292 (0)	335 (0)	10,1 (0,1)	10,6 (0,1)	0,92 (0,03)	0,10 (0,00)	468 (1)
90	0,25 (0,00)	299 (0)	340 (0)	9,9 (0,2)	10,4 (0,2)	0,52 (0,01)	0,10 (0,00)	470 (1)
0	10 (0)	302 (1)	344 (1)	10,2 (0,1)	10,7 (0,1)	0,54 (0,00)	0,10 (0,00)	477 (1)

Die Dichte von Aluminiumlegierungen liegen laut Czichos, Skrotzki und Simon, (2014, S. 60) zwischen $2,6$ und $2,9 \text{ kg/dm}^3$. Nach Doege und Behrens, (2010, S. 16, 136) beträgt der E-Modul von Aluminiumlegierungen 70000 N/mm^2 und die Querkontraktionszahl $0,33$.

5.1.3 HCT980XG+ZE

Der elektrolytisch verzinkte Dualphasenstahl HCT980XG+ZE mit der Werkstoffnummer 1.0997 zählt aufgrund einer Zugfestigkeit, die höher als 700 N/mm^2 (International Iron & Steel Institute, 2005, S. 1.1; Doege und Behrens, 2010, S. 438) bzw. 780 N/mm^2 (Keeler, Kimchi und Mooney, 2017, S. 1.3) ist, zu den höchstfesten Stählen. Charakteristisch für Dualphasenstähle ist das mehrphasige Grundgefüge mit den Hauptbestandteilen Ferrit und Martensit, wobei letzterer mit 5 bis 20 % den geringeren Massenanteil einnimmt (Doege und Behrens, 2010, S. 442). Darüber hinaus treten in Spuren bainitische Bereiche auf. Diese Stähle weisen eine hohe Zugfestigkeit und damit einhergehend ein niedriges Streckgrenzenverhältnis sowie eine starke Kaltverfestigung auf. (DIN EN 10338, 2015-10, S. 5) Aus diesem Grund finden sie insbesondere für crashrelevante Bauteile im Fahrzeugbau Anwendung und zeigen ein großes Potential sowohl hinsichtlich der Gewichtsreduzierung als auch der Verbesserung der passiven Sicherheit. (Voestalpine Stahl GmbH, 2012, S. 26)

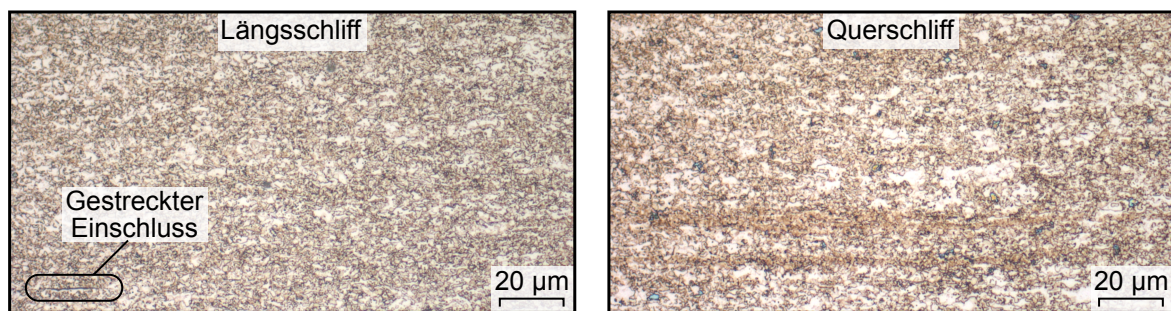


Abbildung 5.5: Gefügekontrastierung von HCT980XG+ZE mittels Nital-Ätzung im Längs- und Querschliff bestehend aus einer hellen, ferritischen Matrix und dunklem Martensit

Die Oberfläche des Dualphasenstahls HCT980XG+ZE mit der Nennblechdicke 1,0 mm hat einen Mittenrauwert R_a von $1,0 \mu\text{m}$ mit einer Standardabweichung von $0,1 \mu\text{m}$. Abbildung 5.5 zeigt das feinkörnige Gefüge des Blechwerkstoffs quer und längs zur Walzrichtung, bestehend aus einer hellen, ferritischen Matrix mit dunklen Bereichen aus Martensit. Im Längsschliff finden sich vereinzelt durch das Walzen verursachte, lang gestreckte Einschlüsse. Die Grundwerkstoffhärte beträgt in dieser Richtung $313,9 \text{ HV } 0,2$ mit einer Standardabweichung von $6,2 \text{ HV } 0,2$ und quer dazu $308,8 \text{ HV } 0,2$ mit einer Standardabweichung von $7,8 \text{ HV } 0,2$. Die Dichte wurde zu $7,85 \text{ kg/dm}^3$ (Czichos, Skrotzki und Simon, 2014, S. 60), der E-Modul zu 210000 N/mm^2 (Ilchner und Singer, 2005, S. 165; Doege und Behrens, 2010, S. 16) und die Querkontraktionszahl zu 0,3 (Ruge und Wohlfahrt, 2013, S. 23; Doege und Behrens, 2010, S. 136) gewählt.

Tabelle 5.7: Mittels Funkenemissionsspektrometrie ermittelte Massenanteile der wesentlichen Legierungsbestandteile des Blechwerkstoffs HCT980XG+ZE in % mit zugehörigen Standardabweichungen in Klammern

C	Si	Mn	P	S	Cr
0,091 (0,004)	0,231 (0,007)	2,503 (0,034)	0,010 (0,001)	0,008 (0,001)	0,275 (0,008)
Mo	Al	Nb	Ti	V	B
0,129 (0,007)	0,238 (0,026)	0,033 (0,003)	0,019 (0,001)	0,007 (0,001)	0,003 (0,000)

Tabelle 5.7 gibt die durch das Funkenemissionsspektrometer ermittelte chemische Zusammensetzung des Blechwerkstoffs HCT980XG+ZE wieder. Die Massenanteile entsprechen den Vorgaben nach DIN EN 10338, (2015-10, S. 9). Die im Zugversuch erreichten mechanischen Kennwerte in 0°-, 45°- und 90°-Richtung sind in Tabelle 5.8 dargestellt. Die Werte liegen innerhalb den nach DIN EN 10338, (2015-10, S. 11) vorgegebenen Grenzen.

Tabelle 5.8: Mechanische Kennwerte des Blechwerkstoffs HCT980XG+ZE mit zugehörigen Standardabweichungen in Klammern

Winkel zur Walzrichtung	Dehnrates	Dehngrenze	Zugfestigkeit	Gleichmaßdehnung	Gesamte Gleichmaßdehnung	Senkrechte Anisotropie	Verfestigungsexponent	Verfestigungskoeffizient
°	$\dot{\epsilon}_{2-20/Ag}$ 10 ⁻³ /s	$R_{p0,2}$ N/mm ²	R_m N/mm ²	A_g %	A_{gt} %	$r_{2-20/Ag}$ -	$n_{2-20/Ag}$ -	$C_{2-20/Ag}$ N/mm ²
0	0,29 (0,01)	763 (4)	1005 (0)	6,8 (0,1)	7,3 (0,1)	0,73 (0,03)	0,07 (0,00)	1310 (3)
45	0,27 (0,02)	733 (3)	993 (0)	7,1 (0,1)	7,6 (0,1)	1,23 (0,02)	0,08 (0,00)	1305 (3)
90	0,30 (0,02)	752 (5)	1037 (1)	6,4 (0,1)	6,9 (0,1)	1,03 (0,03)	0,07 (0,00)	1348 (5)
0	12 (0)	771 (2)	1016 (2)	5,8 (0,2)	6,4 (0,2)	0,72 (0,01)	0,07 (0,00)	1324 (1)

Tabelle 5.9: Parameter zur Beschreibung der extrapolierten Fließkurven in Walzrichtung von HCT980XG+ZE nach Swift-Hockett/Sherby unter Angabe des Bestimmtheitsmaßes R^2 bei unterschiedlichen Dehnraten $\dot{\epsilon}_{2-20/Ag}$

$\dot{\epsilon}_{2-20/Ag}$ 10 ⁻³ /s	α -	C N/mm ²	φ_0 -	n_E -	$k_{f,s}$ N/mm ²	$k_{f,0}$ N/mm ²	N -	p -	R^2 -
0,29	0,4543	1120	0,00731	0,32	1572	747	18,84	0,515	1,00
12	0,4033	1307	0,00833	0,31	1436	800	27,46	0,619	1,00

Auch für die Beschreibung des plastischen Verhaltens von HCT980XG+ZE eignet sich der Ansatz von Swift-Hockett/Sherby (Wu-rong et al., 2011, S. 3324). Abbildung 5.6 vergleicht die gemessenen Daten mit der theoretischen Beschreibung der Fließkurve bei unterschiedlichen Dehnraten und Tabelle 5.9 stellt die zugehörigen Zahlenwerte dar.

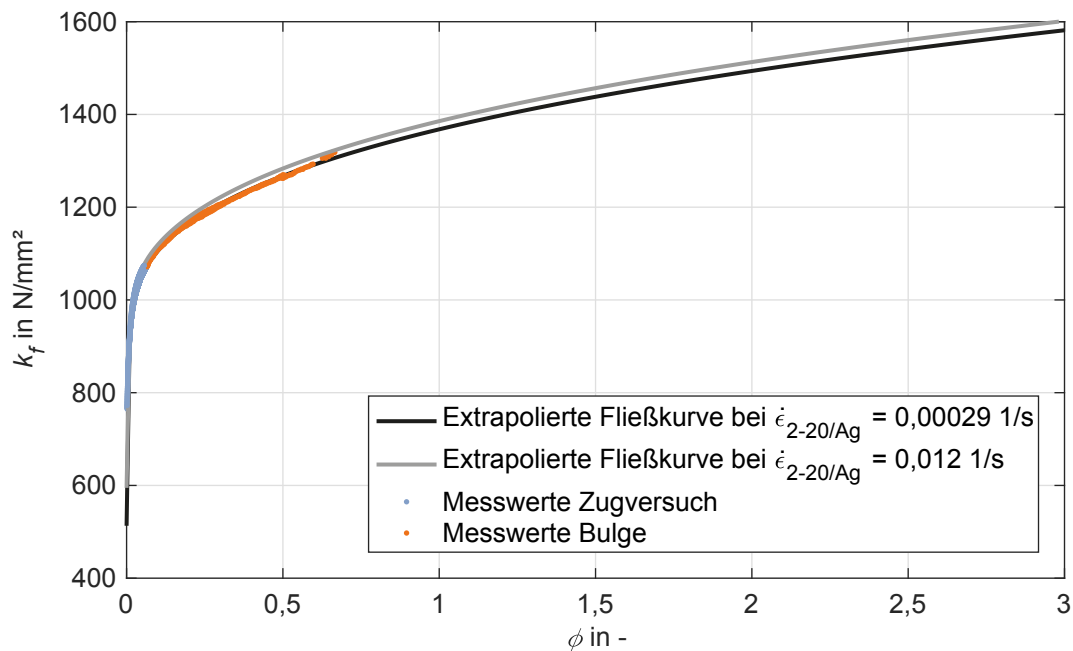


Abbildung 5.6: Messwerte und zugehörige extrapolierte Fließkurven des Blechwerkstoffs HCT980XG+ZE bei unterschiedlichen Dehnraten

5.2 Werkstoffe der Werkzeugaktivelemente

Die Clinchstempel und -matrizen wurden aus pulvermetallurgischen Werkzeugstählen hergestellt. Sie weisen ein sehr feines Gefüge auf und haben dadurch auch im gehärteten Zustand eine hohe Zähigkeit (Liewald und Wagner, 2012, S. 515). Diese Eigenschaften sind insbesondere für das Rotationsclinchen von Bedeutung, da hier neben Druckkräften auch Querkkräfte wirken. Nach Geiger und Herlan, (2012, S. 368) beträgt die Dehngrenze $R_{p0,2}$ für pulvermetallurgisch erzeugte Schnellarbeitsstähle zwischen 3300 und 4200 N/mm². Die Härte der Clinchaktivelemente beträgt zwischen 62 und 64 HRC. Zur Erhöhung der Verschleißbeständigkeit wurden die Clinchstempel mit einer Beschichtung aus Titanitrid versehen.

Die konventionellen Clinchstempel und -matrizen wurden von der Firma TOX Pressotechnik GmbH & Co. KG (Weingarten) aus einem nicht näher spezifizierten, pulvermetallurgischen Stahl hergestellt. Die Fertigung des optimierten Stempels erfolgte bei der Firma TROB Tröstler & Oberbauer GmbH (Rohrbach) aus dem pulvermetallurgischen Kaltarbeitsstahl HWS Premium der Firma Rovalma S.A. (Barcelona, Spanien). Dieser Stahl besitzt eine Dichte von 7,78 kg/dm³ und einen E-Modul von 218000 N/mm² (STM Stahl Vertriebs GmbH, 2015, S. 3). Da bezüglich des Werkstoffs der konventionellen Aktivelemente keine genaueren Angaben vorlagen, wurden die gleichen mechanischen Kennwerte wie für den optimierten Stempel vorausgesetzt. Die aus je vier Messungen ermittelten chemischen Zusammensetzungen der Stähle sind in Tabelle 5.10 dargestellt.

Tabelle 5.10: Mittels Funkenemissionsspektrometrie ermittelte Massenanteile der Legierungszusammensetzungen der Werkzeugaktivelementwerkstoffe der Matrize (Mat.), des konventionellen (konv.) und des optimierten (opt.) Stempels (St.) in % mit zugehörigen Standardabweichungen in Klammern

	C	Si	Mn	Cr	Mo	Ni
Mat.	1,108 (0,011)	0,976 (0,013)	0,417 (0,001)	7,535 (0,061)	2,728 (0,023)	0,251 (0,009)
St. konv.	1,430 (0,012)	0,372 (0,006)	0,268 (0,003)	3,965 (0,043)	8,168 (0,145)	0,347 (0,007)
St. opt.	1,130 (0,010)	1,47 (0,010)	0,288 (0,002)	7,570 (0,041)	1,845 (0,015)	0,193 (0,005)

	Al	Co	Cu	Nb	V	W
Mat.	1,110 (0,016)	<0,005 (-)	0,062 (0,001)	0,123 (0,001)	0,465 (0,005)	0,056 (0,006)
St. konv.	0,007 (0,002)	8,238 (0,119)	0,121 (0,001)	0,077 (0,004)	>2,200 (-)	8,073 (0,090)
St. opt.	0,008 (0,000)	<0,005 (-)	0,142 (0,001)	0,023 (0,004)	>2,200 (-)	0,988 (0,013)

Die Stempel und Matrizen für das Scherschneiden der Bleche wurden von der Firma Baust Stanztechnologie GmbH (Langenfeld) aus dem Werkstoff K490 Microclean der Firma Böhler Edelstahl GmbH & Co KG (Kapfenberg, Österreich) mit einer Nennhärte von 60 HRC hergestellt. Der pulvermetallurgische Kaltarbeitsstahl zeichnet sich durch seine Verschleißfestigkeit und Zähigkeit aus und ist daher ideal für Anwendungen in der Stanz- und Umformtechnik (Böhler Edelstahl GmbH & Co KG, 2014, S. 2, 10). Die Dichte beträgt im gehärteten und angelassenen Zustand $7,79 \text{ kg/dm}^3$ und der E-Modul 223000 N/mm^2 (Böhler Edelstahl GmbH & Co KG, 2014, S. 11). Die chemische Zusammensetzung nach Böhler Edelstahl GmbH & Co KG, (2014, S. 2) ist in Tabelle 5.11 zusammengefasst.

Tabelle 5.11: Massenanteile der Legierungszusammensetzung des Werkstoffs K490 Microclean der Schneidaktivelemente in % (Böhler Edelstahl GmbH & Co KG, 2014, S. 2)

C	Cr	Mo	V	W
1,40	6,40	1,50	3,70	3,50

6 Versuchswerkzeug und Messkonzept

Die in Kapitel 3 definierten Zielsetzungen erfordern ein flexibles, modular aufgebautes Versuchswerkzeug. Die damit durchführbaren wissenschaftlichen Untersuchungen erweitern das Verständnis im Bereich der rotierenden Fertigungsverfahren und bilden so die Grundlage für einen zukünftigen industriellen Einsatz. Die Integration von geeigneter Messtechnik zur Analyse der während des Prozesses auftretenden Kräfte spielt dabei eine wesentliche Rolle.

6.1 Definition der Anforderungen

Zur Durchführung der Experimente steht die in Abschnitt 4.1 beschriebene Versuchsanlage zur Verfügung, welche die Rahmenbedingungen zur Gestaltung des Versuchswerkzeugs vorgibt. Der Einbauraum ist unmittelbar durch den Abstand und den Durchmesser der beiden Werkzeugwellen vorgegeben (Abbildung 4.1). Eine gezielte Einstellung der Rollradien r_S und r_M unter Berücksichtigung der geforderten Bodendicke des Clinchpunkts ist zu ermöglichen. Darüber hinaus wird ein einfacher Austausch der Werkzeugaktivelemente sowie eine Möglichkeit zur Anpassung der Niederhalterkraft und -geometrie gefordert.

Um die während des Rotationsclinchens wirkenden Kräfte abhängig von der Winkelstellung der Werkzeuge erfassen zu können, ist geeignete Messtechnik in das Werkzeug zu integrieren. Vor allem die Messung von Prozesskräften in zwei Raumrichtungen auf engstem Bauraum stellt eine Herausforderung dar.

Zur Abbildung des Verfahrens Rotationsclinchen mit Vorloch wird das matrizenseitige Halbzeug rotationsgeschnitten. Da für das Rotationsschneiden und -clinchen nur eine Versuchsanlage mit einem Walzenpaar zur Verfügung steht, müssen beide Prozesse mit einem Versuchsaufbau durchführbar sein.

Wichtig für eine hohe Aussagekraft der Versuchsergebnisse ist eine reproduzierbare Ausrichtung und Positionierung der Bleche. Insbesondere die Position des Vorlochs hat großen Einfluss auf die Ergebnisqualität (Abschnitt 2.1.1). Durch eine wiederholgenaue Lage der Clinchpunkte auf dem Blech kann eine präzise Erfassung der Zielgrößen gewährleistet werden.

Das Hubclinchen dient als Referenzverfahren für die Untersuchungen zum Rotationsclinchen. Um eine direkte Vergleichbarkeit der beiden Verfahren zu ermöglichen, sollen Komponenten des Versuchswerkzeugs sowohl für das Rotations- als auch für das Hubclinchen eingesetzt werden.

6.2 Aufbau des Versuchswerkzeugs

Die in Abschnitt 6.1 dargestellten Anforderungen müssen durch das Versuchswerkzeug erfüllt werden. Abbildung 6.1 zeigt dessen Aufbau im Walzenstuhl der Versuchsanlage. Zwei Werkzeugwalzen, eine Rotationsschneideinheit sowie eine -clincheinheit und zwei Blechführungseinheiten komplettieren das Werkzeug.

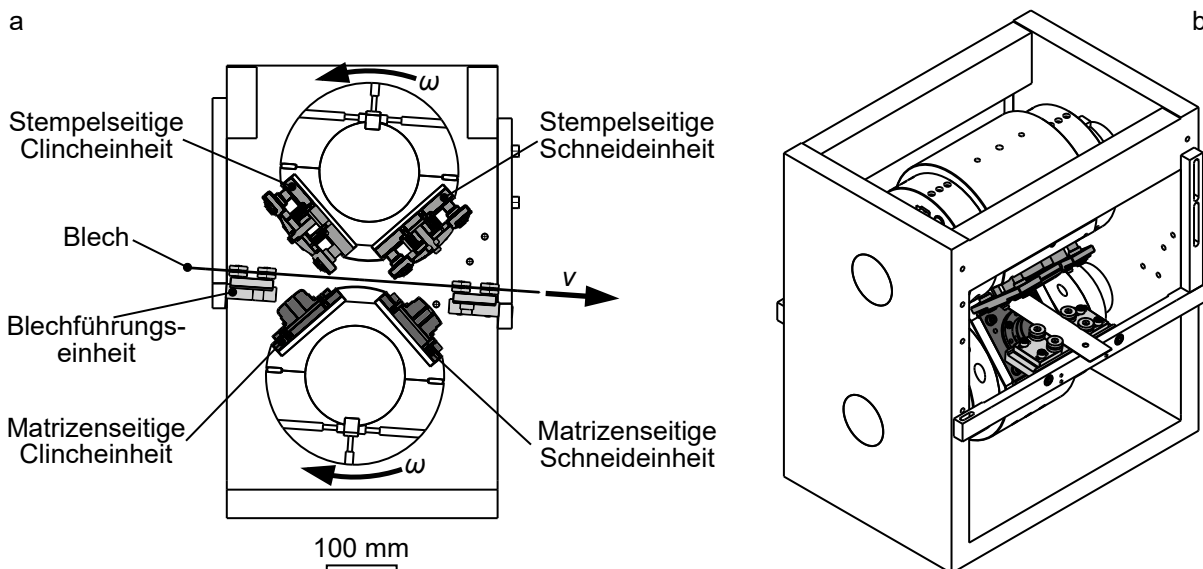


Abbildung 6.1: Walzenstuhl der Versuchsanlage inklusive Schneid- und Clincheinheiten sowie Einheiten zur Führung des matrizenseitigen Blechbands im Schnitt (a) und in isometrischer Darstellung (b)

Die Fertigung der im Rahmen dieser Arbeit entwickelten Werkzeugeinheiten (Abbildung 6.2) erfolgte durch die Firma Baust Stanztechnologie GmbH (Langenfeld). Die Rotationsschneid- und die Rotationsclincheinheit weisen einen nahezu identischen Aufbau auf und werden durch Taschen in den Werkzeugwalzen positioniert. Distanzplatten zwischen der Werkzeugeinheit und der -walze mit variabler Dicke ermöglichen die Einstellung der Rollradien.

Die stempelseitige Werkzeugeinheit verfügt über eine Grundplatte, in welche vier Säulen zur Führung des Niederhalters mittels spielfreien Kugelkäfigen integriert sind. Die Niederhalterkraft wird durch vier austauschbare Federpakete erzeugt. Der zweiteilige Niederhalter besteht aus einer Niederhalterplatte, welche die Führung sicherstellt und die Federkräfte aufnimmt, sowie einem gehärteten Niederhaltereinsatz, der die Kraft in das Blech leitet. Die Aktivelemente sind ohne Kopf ausgeführt, wodurch der Wechsel erleichtert wird. Der Querschnitt des Stempelschafts ist quadratisch, da auf diese Weise zum einen die verdrehsichere Positionierung im Werkzeug und zum anderen die exakte Applikation der Sensorik gewährleistet ist. Die zylindrischen Matrizen sind durch eine Nut ebenfalls gegen Verdrehen gesichert. Stempel und Matrizen werden durch Schrauben seitlich in den Halteplatten geklemmt. Die matrizenseitige Werkzeug-

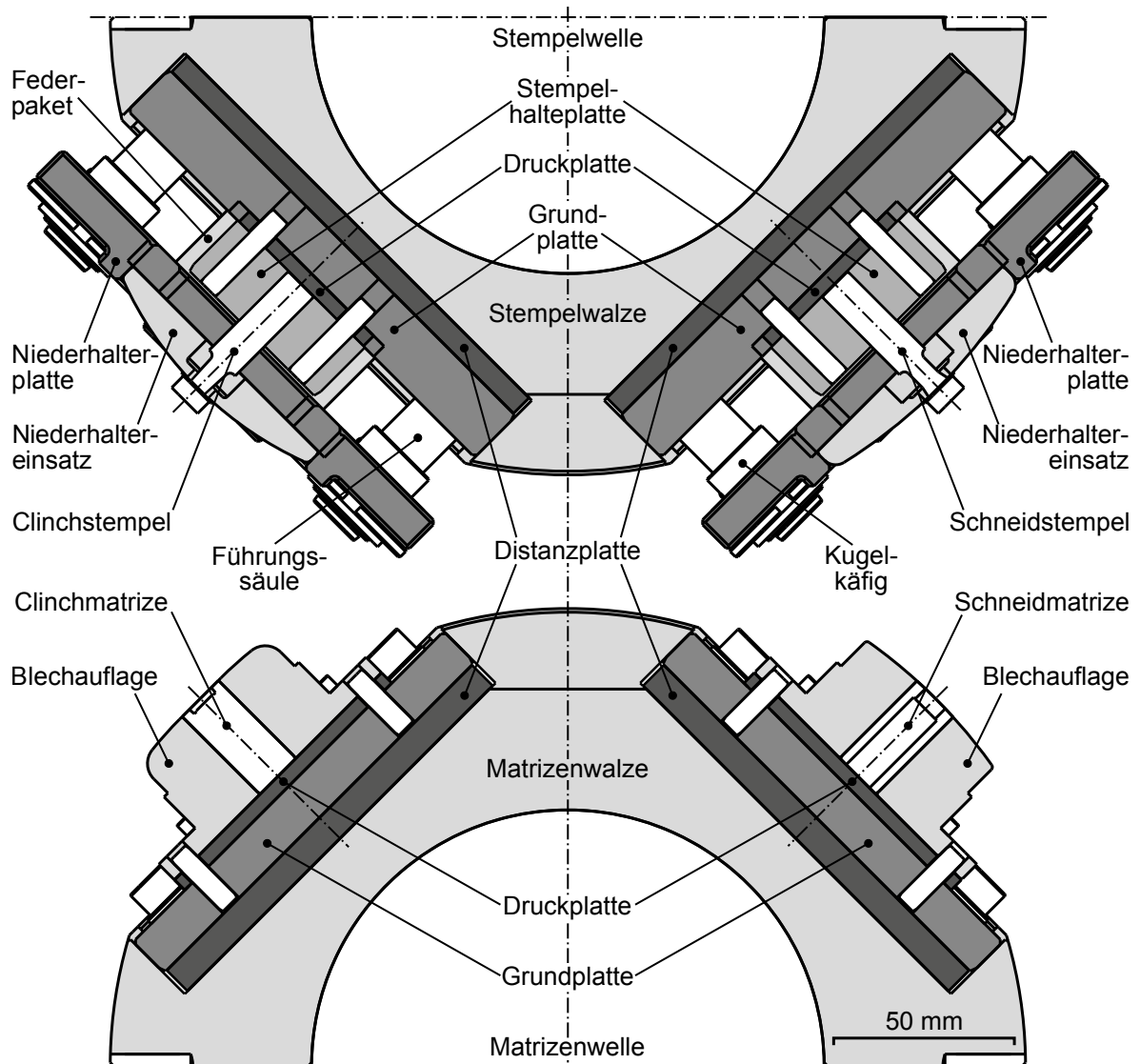
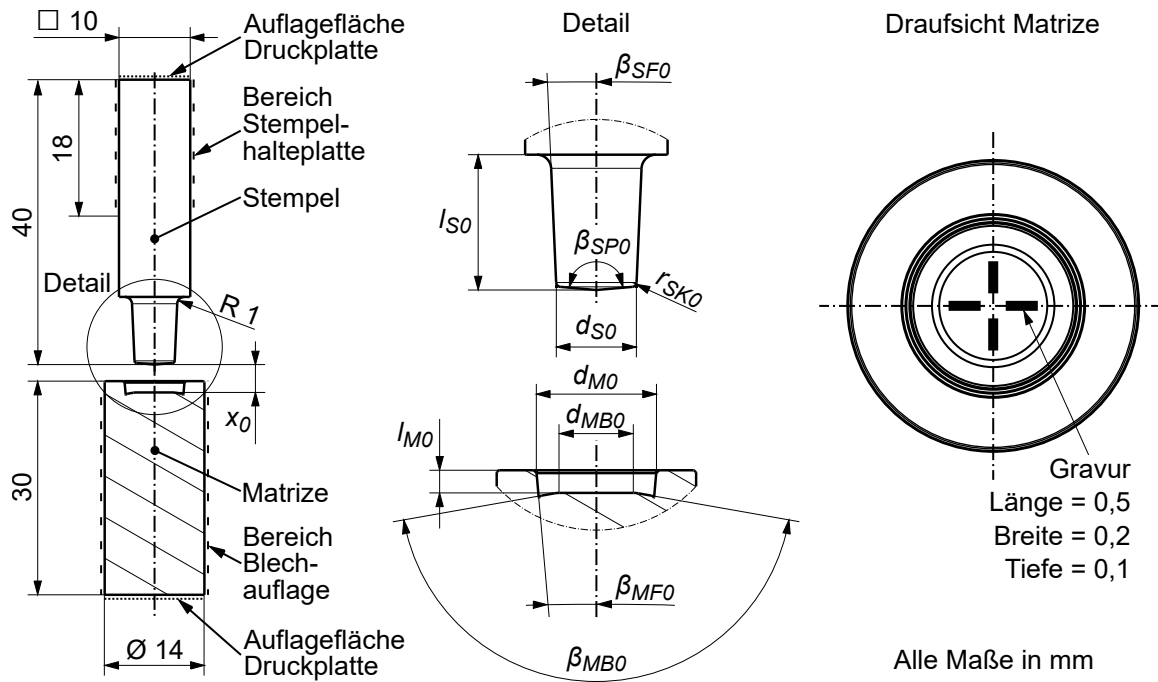


Abbildung 6.2: Aufbau der Werkzeugeinheiten zum Rotationsschneiden und Rotationsclinchen im Detail

einheit besteht aus einer Grundplatte, die zur Fixierung der Blechauflage dient. Letztere stützt das Blech während des Prozesses ab und nimmt die Matrize auf. Sowohl der Niederhaltereinsatz als auch die Blechauflage werden an die Kinematik der Fertigungsverfahren angepasst und sind beim Rotationsclinchen mit einem Radius von 143 mm bzw. aufgrund der geringeren Gesamtdicke beim Rotationsschneiden mit einem Radius von 143,5 mm versehen.

Abbildung 6.3 zeigt die geometrische Gestaltung der verwendeten Clinchstempel und -matrizen sowie deren Abmessungen in Abhängigkeit von der Halbzeugkombination. Die Basis für die experimentellen Untersuchungen zum Rotationsclinchen bilden Stempel und Matrizen der TOX Pressotechnik GmbH & Co. KG (Weingarten). Die für das Hubclinchen optimierten Ausgangsgeometrien wurden von dieser Firma versuchstechnisch ermittelt und sind abhängig von den Blechwerkstoffen, ihren Dicken und der Halbzeugkombination, da diese Parameter das erforder-



Kenngröße	Symbol	Einheit	Werkstoffkombination		
			DC04-DC04	DC04-AW6082	DC04-HCT980
Durchmesser Stempelpin	d_{S0}	mm	5,6	5,4	6,4
Länge Stempelpin	l_{S0}	mm	9,5	11	9,5
Kantenradius Stempelpin	r_{SK0}	mm	0,32	0,34	0,32
Winkel Stempelflanke	β_{SF0}	°	2,5	2,5	2,5
Winkel Stempelspitze	β_{SP0}	°	180	170	180
Durchmesser Matrizenkavität	d_{M0}	mm	8,4	8,4	8,2
Durchmesser Matrizenboden	d_{MB0}	mm	5,6	5,1	4,9
Tiefe Matrizenkavität	l_{M0}	mm	1,6	1,2	0,2
Winkel Matrizenflanke	β_{MF0}	°	5	5	5
Winkel Matrizenboden	β_{MB0}	°	160	82	136
Bodendicke Clinchpunkt	x_0	mm	0,55	0,65	0,40

Abbildung 6.3: Geometrische Abmessungen der verwendeten Clinchstempel und -matrizen abhängig von der Halbzeugkombination

derliche Volumen zwischen Stempel und Matrize sowie das Verformungsverhalten bestimmen. Neben der Festlegung der geometrischen Abmessungen erfolgte zugleich die Bestimmung der Bodendicke des Clinchpunktes x_0 . Die Ergebnisse der Auslegungsversuche sind in den Prüfberichten von Tox Pressotechnik GmbH & Co. KG, (2012a,b, 2015) zu finden. Die genaue Ausrichtung der Schlibbilder wird durch feine Markierungen in den Clinchmatrizen sichergestellt (Abbildung 6.3).

Das Vorlochen des Blechwerkstoffes HCT980XG+ZE auf das Nennmaß 7,4 mm erfolgt mit einem Schneidschlitz u_S , der 15 % der Blechdicke entspricht (Abbildung 6.4). Die Gestaltung

des Stempels und der Matrize für das Rotationsschneiden basiert auf der Arbeit von Schmidt, (2004). Um eine konstante Eintauchtiefe von 0,5 mm zu gewährleisten, werden die Stirnflächen mit einem Radius versehen, welcher dem jeweiligen Rollradius entspricht. Am Schneidstempel wird ein umlaufender Hinterschnitt von 12° angebracht (Schmidt, 2004, S. 35), da dieser gegenüber einem Stempel ohne Hinterschnitt sowohl die Maßhaltigkeit erhöht als auch Verformungen der Schnittkanten reduziert (Schmidt, 2004, S. 126-130). Für die Referenzversuche, bei denen das Verfahren Hubclinchen mit Vorloch Untersuchungsgegenstand ist, wird ein Schneidstempel und eine -matrize entsprechend dem Stand der Technik ohne Hinterschnitt und ohne stirnseitigen Radius eingesetzt (Abbildung 6.4).

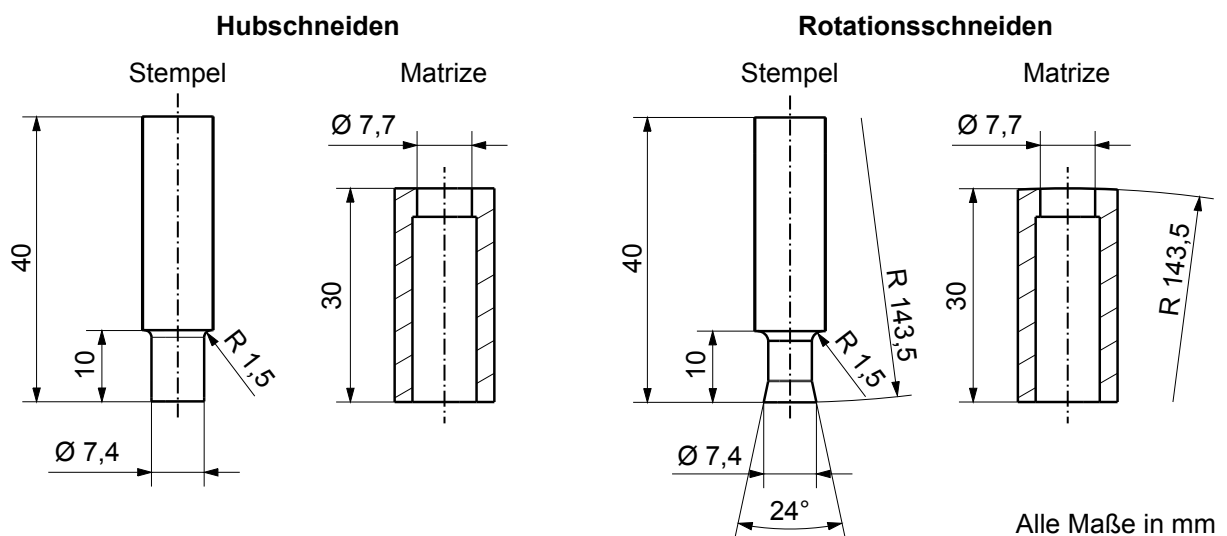


Abbildung 6.4: Geometrie der verwendeten Schneidstempel und -matrizen

Die Ausrichtung des matrizenseitigen Blechs senkrecht zur Vorschubrichtung erfolgt durch die in Abbildung 6.1 dargestellten Führungen am Bandeinlauf und -auslauf. Diese bestehen im Wesentlichen aus Laufrollen mit einer V-förmigen Nut der Firma Hepco Slide Systems Ltd (Tiverton, Großbritannien), welche das matrizenseitige Blech in den beiden Raumrichtungen senkrecht zur Vorschubrichtung bezüglich seiner Lage definieren. Die Rollen sind in eine einstellbare Halterung integriert. Die in Abschnitt 4.1 beschriebene Vorschubeinheit positioniert das Halbzeug entlang der Blechvorschubrichtung.

Zur Durchführung der Referenzversuche mittels Hubclinchen ohne und mit Vorloch werden die Werkzeugeinheiten an ein Säulengestell montiert und in die Zugdruckprüfmaschine eingebaut (Abbildung 6.5). Neben dem Hubclinchen wird dieser Aufbau für das Vorlochen des Blechs durch Hubschneiden verwendet. Der modulare Aufbau der Werkzeugeinheiten ermöglicht einen einfachen Tausch des Niederhaltereinsatzes und der Blechaufgabe. Beim Hubschneiden und -clinchen sind die Auflageflächen im Gegensatz zum Rotationsschneiden und -clinchen flach.

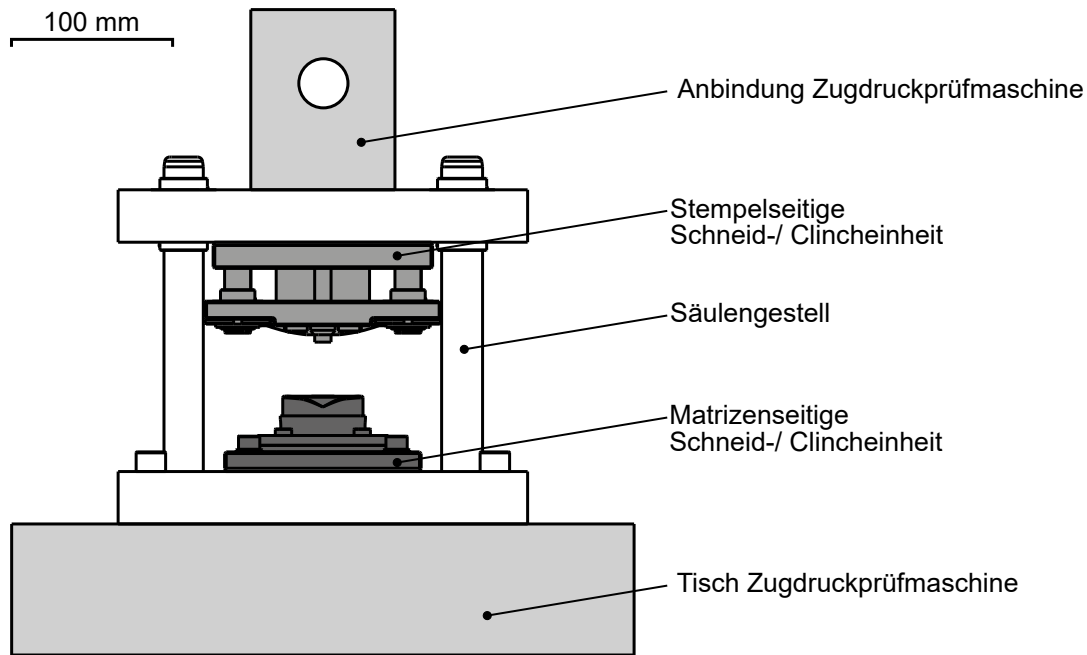


Abbildung 6.5: Versuchsaufbau zum Hubschneiden und -clinchen

Die Niederhalterkraft wird durch vier Federpakete bereitgestellt. Die zugehörigen Schraubenfedern wurden unter Vorspannung, d. h. um 2 mm gestaucht, eingebaut. Die Auswahl der Federsteifigkeit erfolgte beim Clinchen unter der Bedingung, dass eine Fixierung des Blechs während des gesamten Fügevorgangs gewährleistet ist und dem Aufsteigen des Blechwerkstoffs aus der Matrize entgegengewirkt wird. Des Weiteren darf die durch den Niederhalter aufgebrachte Kraft die Bleche nicht plastisch verformen, um ein ebenes Bauteil zu erhalten. Als Anhaltswerte für das Hubclinchen dienten die Angaben aus Tox Pressotechnik GmbH & Co. KG, (2012a,b, 2015). Die Steifigkeit der verwendeten Schraubenfedern kann Tabelle 6.1 entnommen werden.

Tabelle 6.1: Steifigkeiten der verwendeten Schraubenfedern in N/mm abhängig vom Verfahren, der Kinematik und der Halbzeugkombination (Steinel Normalien AG, 2017, S. 4.8, 4.11, 4.14, 4.17)

	Schneiden		Clinchen	
	HCT980	DC04-DC04	DC04-AW6082	DC04-HCT980
Hub	297,0	118,0	118,0	297,0
Rotation	80,3	40,0	40,0	40,0

6.3 Messkonzept zur Erfassung der Prozesskräfte

Für die Auslegung von Anlagen und Werkzeugen sowie die Analyse von Werkzeugbeanspruchungen ist die genaue Kenntnis der angreifenden Kräfte elementar (Noack, 1982, S. 72-73; Schweitzer, 2001, S. 39). Darüber hinaus zeigten Untersuchungen zum Hubclinchen deutliche Zusammenhänge zwischen der Fügekraft und der Qualität der Fügeverbindung auf (Liebig,

Bober und Göpfert, 1992, S. 467; DVS/EFB 3420, 2002-08, S. 11). So basieren Systeme zur Prozessüberwachung auf der Aufzeichnung von Fügekräften (Breckweg, 2007, S. 28-29).

Die Prozesskräfte während des Rotationsclinchens wurden durch Rill, (2015, S. 35-36) mit Hilfe eines Quarz-Quermessdübels ermittelt. Die messtechnische Erfassung beschränkte sich auf die entlang der Stempelachse wirkenden Kräfte (Rill, 2015, S. 81-82). Nur die Kenntnis der wirkenden Normal- und Querkräfte ermöglicht die Analyse der Auswirkungen der Kinematik und den damit verbundenen Beanspruchungen der Werkzeugaktivelemente. Insbesondere die Querkräfte müssen aufgrund des Hebelarmes und möglicher Kerbwirkungen am Stempelpin genauer analysiert werden. Zur mehrdimensionalen Messung der Prozesskräfte wurde ein Messkonzept entwickelt, welches die Integration in den Versuchsaufbau auf engstem Bauraum erlaubt.

6.3.1 Auswahl geeigneter Messmethoden

Zur Erfassung von Kräften sind nach dem Stand der Technik verschiedene Messmethoden bekannt. Weite Verbreitung haben Kraftaufnehmer gefunden, die entweder auf Dehnungsmesstreifen (DMS) oder auf Piezoelektrika basieren (Tränkler und Fischerauer, 2014).

Um ein tiefergehendes Prozessverständnis beim Rotationsclinchen zu erlangen, bestand die wesentliche Anforderung an den Kraftsensor aus der Erfassung von Kräften in mindestens zwei Raumrichtungen. Für die Auslegung des Sensors konnten die Ergebnisse von Rill, (2015) und der durchgeführten FE-Simulationen herangezogen werden. Rill, (2015, S. 125) gab für die Halbzeugkombination DC04-DC04 Maximalkräfte von 31,1 kN an. In der Simulation zeigte sich, dass sich die Querkräfte im unteren einstelligen kN-Bereich bewegen und aufgrund der Rotationsbewegung ihr Vorzeichen ändern. Auch entlang der Stempelachse ist die Erfassung von Kräften mit unterschiedlichen Vorzeichen sinnvoll, um eventuell auftretende Rückzugskräfte aufzuzeichnen.

Neben der Ermittlung der Prozesskräfte sollte auch eine Zuordnung zur Winkelstellung der Werkzeugwalzen erfolgen. Auf diese Weise kann die auftretende Kraft mit den Prozessphasen (Abschnitt 2.1.2) in Verbindung gebracht werden und es sind Vergleiche zwischen unterschiedlichen Messreihen sowie zwischen Experiment und Simulation möglich. (Schweitzer, 2001, S. 71)

Eine messtechnische Erfassung der Kräfte direkt am Ort des Entstehens erhöht die Aussagekraft der Ergebnisse. Darüber hinaus sollten die nötigen Anpassungen in der Werkzeug- bzw. Maschinenstruktur gering sein, um Verfälschungen der Ergebnisse durch die Messmethodik auszuschließen. (Schweitzer, 2001, S. 71) Die Forderung, den Sensor nahe am Kraftfluss zu positionieren, führte zu einer zwingenden Integration in das Versuchswerkzeug. Durch den ge-

ringen Abstand der Wellen und den modularen Versuchsaufbau stand nur ein eng begrenzter Bauraum zur Verfügung.

Basierend auf den zwei wesentlichen Methoden zur Kraftmessung, können zwei Konzepte in Betracht gezogen werden. Die mehrdimensionale Kraftmessung mit 3-Komponenten-Kraftsensoren, welche aus piezoelektrischen Werkstoffen bestehen, stellt eine Möglichkeit zur Bewältigung der Messaufgabe dar. Ein Einbau direkt unter dem Stempel gewährleistet eine prozessnahe Messung der Kräfte. Aufgrund der hohen wirkenden Normalkräfte sind jedoch Sensorabmessungen notwendig, welche nicht in das Versuchswerkzeug integriert werden können. DMS als Alternative weisen einen geringen Platzbedarf auf und werden häufig zur Messung von komplexen Lastzuständen eingesetzt (Sayler, 2011, S. 26-29). Bereits beim Rotationsschneiden zeigten sich DMS als das Mittel der Wahl zur Erfassung der Prozesskräfte (Schweitzer, 2001). Der Messgrößenaufnehmer wurde dabei aus dem Stempel selbst und einer DMS-Rosette gebildet. Letztere bestand aus drei einzelnen, in unterschiedlichen Richtungen angeordneten DMS.

Die Erfassung der Winkelstellung der Werkzeuge kann entweder direkt durch Winkelmessung (Schweitzer, 2001, S. 79-80) oder indirekt über die Umrechnung des translatorischen Blechvorschubs (Rill, 2015, S. 35, 52) erfolgen. Der direkten Messung des Drehwinkels wurde wegen der geringeren Fehleranfälligkeit der Vorzug gegeben. Dazu wurde ein induktiver Drehwinkelgeber analog zu Schweitzer, (2001, S. 79-80) an der matrizen seitigen Welle montiert.

6.3.2 Messdatenerfassung

Abbildung 6.6 zeigt die verwendete Messkette zur Erfassung der Prozesskräfte während des Rotationsclinchens. Die Ausgangssignale der auf dem Stempel applizierten DMS-Rosette sowie des induktiven Drehwinkelgebers erreichen ein Messverstärkersystem, welches die Messdaten aufbereitet und in digitaler Form an die Auswertesoftware weiterleitet. Die detaillierten Eigenschaften der einzelnen Komponenten werden im Folgenden beschrieben.

Dehnungsmessstreifen

DMS beruhen auf dem Prinzip, dass eine Dehnung ε des Messgitters zu einer Widerstandsänderung ΔR führt. Beide Größen können über den Anfangswiderstand R des DMS und den Proportionalitätsfaktor k , welcher charakteristisch für den verwendeten Messgitterwerkstoff ist, in Zusammenhang gebracht werden (Keil, 2017, S. 31):

$$\frac{\Delta R}{R} = k\varepsilon \quad (6.1)$$

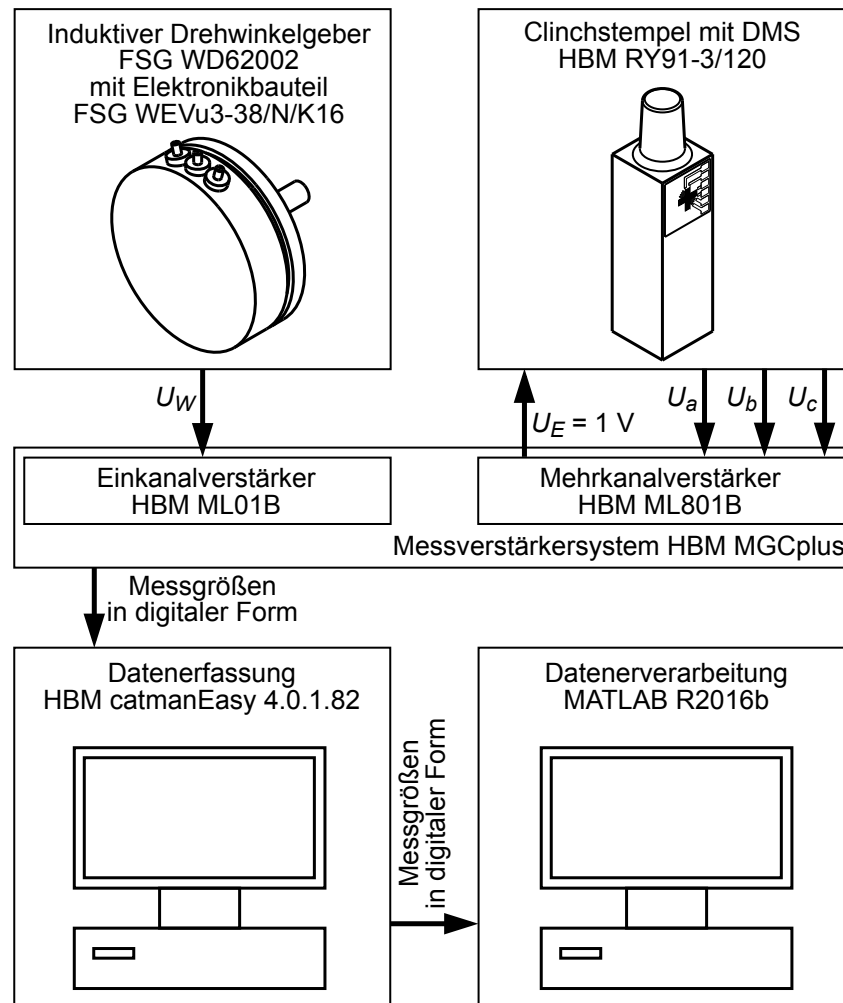


Abbildung 6.6: Schematische Darstellung des messtechnischen Aufbaus zur Erfassung der Prozesskräfte in Abhängigkeit von der Winkelstellung der Werkzeugwalzen beim Rotationsclinchen

Im Rahmen der experimentellen Spannungsanalyse werden $0^\circ/45^\circ/90^\circ$ -DMS-Rosetten vom Typ RY91-3/120 der Firma Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH (Darmstadt) verwendet. Die rechteckige Rosette besteht aus drei aufeinanderliegenden Messgittern, welche zueinander in den Winkeln 0° , 45° und 90° angeordnet sind und einen Nennwiderstand von $120\ \Omega$ haben. Jeder DMS liefert eine Spannung (Abbildung 6.6 U_a , U_b bzw. U_c) als Ausgangsgröße. Der Messgitterwerkstoff besteht aus Konstantan mit einem k -Faktor von 2,0. Ein Messgitter hat eine Länge von 3 mm und eine Breite von 1,25 mm. Der Temperaturgang ist entsprechend des verwendeten Stempelwerkstoffs an ferritischen Stahl angepasst. Um ein Überhitzen des DMS zu vermeiden, wurde die verwendete Brückenspeisespannung U_E unterhalb der maximal zulässigen zu 1 V gewählt. (Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, o. J.[b], S. 31)

Drehwinkelgeber

Vom ersten Stempelingriff bis zum vollständigen Austauschen des Stempels wird ein Winkelbereich, abhängig von der Halbzeugkombination, von ca. 30° durchlaufen. Der induktive Drehwinkelgeber WD620-02 der Firma Fernsteuergeräte Kurt Oelsch GmbH (Berlin) ermöglicht eine lineare Winkelerfassung in einem Bereich von 90°. Zusammen mit einer geeigneten Auswerteelektronik liefert der Drehwinkelgeber ein Spannungssignal U_W im Bereich von 0 bis 10 V. Induktive Drehwinkelgeber eignen sich aufgrund fehlender beweglicher Kontakte insbesondere für Messaufgaben, bei welchen starke Erschütterungen auftreten oder eine schlechte Umgebungsatmosphäre herrscht. (Fernsteuergeräte Kurt Oelsch GmbH, 2004, 2006)

Messverstärkersystem

Das modular aufgebaute Messverstärkersystem MGCplus der Firma Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH (Darmstadt) wurde zur Datenerfassung eingesetzt. Je nach Messaufgabe können Ein- und Mehrkanalverstärkereinschübe in das Gehäuse integriert werden. Insgesamt bietet das System die Möglichkeit, an 16 Steckplätzen Daten mit einer Summenabtastrate von bis zu 262 kHz zu erfassen. Eine Besonderheit des MGCplus-Systems besteht darin, dass jeder Verstärkereinschub durch einen eigenen Prozessor autark arbeitet und eine eigene Analog-Digital-Umwandlung durchführt. Durch die Kombination eines Verstärkereinschubs mit unterschiedlichen Anschlussplatten können diese für verschiedene Sensoren verwendet werden. (Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, o. J.[c],[d])

Die Signale der DMS-Rosette wurden durch die Anschlussplatte AP815i an den Mehrkanalverstärker ML801B weitergeleitet. Diese Kombination unterstützt den Anschluss von acht DMS-Viertel-, Halb- bzw. Vollbrücken oder zweier DMS-Rosetten durch die Verfügbarkeit interner Ergänzungswiderstände. Die digitale Umwandlung elektrischer Spannungssignale erfolgte durch Einkanalverstärker vom Typ ML01B in Kombination mit den Anschlussplatten vom Typ AP01i oder AP11i. (Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, o. J.[c],[d])

Datenerfassungssoftware

Neben der Kommunikation mit dem Messverstärkersystem bietet die Datenerfassungs- und Analysesoftware Catman der Firma Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH (Darmstadt) auch die Möglichkeiten zur Aufbereitung, Visualisierung und Speicherung der gewonnenen Daten (Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, o. J.[a]). Für die beschriebene Messaufgabe fand Catman Easy in der Version 4.0.1.82 Anwendung.

Datenverarbeitungssoftware

Zur Aufbereitung der Messdaten wurde das Softwarepaket Matlab des Unternehmens MathWorks (Natick, USA) eingesetzt. Dieses Programm für numerische Mathematik, welches auf Vektor- und Matrizenrechnung basiert, bietet umfangreiche Werkzeuge für die Bearbeitung von Aufgabenstellungen unterschiedlichster Disziplinen. (Angermann et al., 2017, S. 1) Die Software wurde in der Version R2016b verwendet.

6.3.3 Bestimmung der Messgrößen

Die am Stempel angreifenden Kräfte resultieren in einem zweiachsigen Spannungszustand mit unbekanntem Haupttrichtungen (Abbildung 6.7). Zur Erfassung eines derartigen Spannungszustands sind DMS-Rosetten mit drei unterschiedlich zueinander ausgerichteten Messgittern notwendig (Keil, 2017, S. 278). Diese erlauben sowohl die Bestimmung der Normalspannungen als auch die Erfassung der Schubspannungen (Schweitzer, 2001, S. 73-74). Durch den Schubspannungsanteil können die auftretenden Querkräfte direkt ermittelt werden.

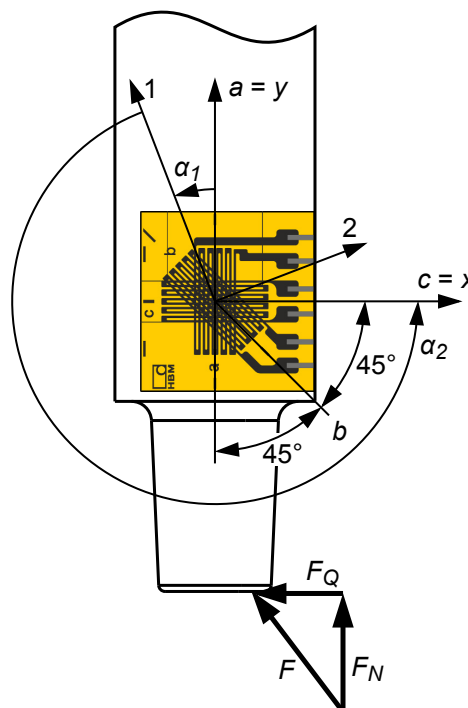


Abbildung 6.7: Clinchstempel mit applizierter $0^\circ/45^\circ/90^\circ$ -DMS-Rosette und den zugehörigen Koordinatensystemen für die Analyse eines zweiachsigen Spannungszustandes mit unbekanntem Haupttrichtungen

Bei der Verwendung einer $0^\circ/45^\circ/90^\circ$ -DMS-Rosette (Abbildung 6.7) gelten nach Keil, (2017) folgende Zusammenhänge. Die Hauptdehnungen ε_1 und ε_2 im 1-2-Koordinatensystem lassen

sich durch die in den drei DMS gemessenen Dehnungen ε_a , ε_b und ε_c ausdrücken (Keil, 2017, S. 292):

$$\varepsilon_{1,2} = \frac{\varepsilon_a + \varepsilon_c}{2} \pm \frac{1}{2} \sqrt{2} \sqrt{(\varepsilon_a - \varepsilon_b)^2 + (\varepsilon_c - \varepsilon_b)^2} \quad (6.2)$$

Der Winkel α_1 , der die Orientierung der Hauptrichtung bezogen auf die Richtung a im mathematisch positiven Drehsinn wiedergibt, lässt sich durch

$$\tan(2\alpha_1) = \frac{2\varepsilon_b - \varepsilon_a - \varepsilon_c}{\varepsilon_a - \varepsilon_c} \quad (6.3)$$

bestimmen (Keil, 2017, S. 290).

Sind der E-Modul E und die Querkontraktionszahl ν bekannt, berechnen sich die Hauptnormalspannungen σ_1 und σ_2 nach Keil, (2017, S. 275) aus den Hauptdehnungen zu

$$\sigma_1 = \frac{E}{1 - \nu^2} (\varepsilon_1 + \nu \varepsilon_2) \quad (6.4)$$

$$\sigma_2 = \frac{E}{1 - \nu^2} (\varepsilon_2 + \nu \varepsilon_1). \quad (6.5)$$

In Richtung der Hauptnormalspannungen treten keine Schubspannungen auf. Zur Ermittlung der Normalspannungen σ_x und σ_y sowie der Schubspannungen τ_{xy} und τ_{yx} , welche in einem um den Winkel α_2 gegenüber dem 1-2-Koordinatensystem verdrehten x - y -Koordinatensystem auftreten (Abbildung 6.7), existieren nachstehende Bestimmungsgleichungen (Keil, 2017, S. 277):

$$\sigma_x = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} + \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \cos(2\alpha_2) \quad (6.6)$$

$$\sigma_y = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} - \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \cos(2\alpha_2) \quad (6.7)$$

$$\tau_{xy} = -\tau_{yx} = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \sin(2\alpha_2) \quad (6.8)$$

Die auf den Stempel wirkenden Normalkräfte F_N werden anhand der Fläche des Stempelquerschnitts A_{S0} zu

$$F_N = \sigma_y A_{S0} \quad (6.9)$$

berechnet.

Wird die DMS-Rosette in der neutralen Faser appliziert, in welcher die Schubspannungen maximal werden, ergibt sich die Querkraft F_Q für einen rechteckigen Stempelquerschnitt nach Hibbeler, (2006, S. 532-533) zu

$$F_Q = \frac{2}{3} \tau_{xy} A_{S0}. \quad (6.10)$$

6.3.4 Kalibrierung der Messeinrichtung

Eine Kalibrierung bestimmt die Abweichung zwischen dem Wert der Messeinrichtung und dem tatsächlichen Wert einer zu bestimmenden Größe (Mühl, 2014, S. 5). Die genauesten Ergebnisse werden durch eine Kalibrierung der gesamten Messkette erzielt, da diese nur von der Unsicherheit der verwendeten mechanischen Größe selbst, der Auflösung der digitalen Ausgabe und der Güte der Interpolation zwischen den Belastungsstufen abhängt. (Keil, 2017, S. 248-249) Die ermittelte Abweichung kann anschließend benutzt werden, um Korrekturfaktoren abzuleiten und auf diese Weise die Genauigkeit der Messeinrichtung zu erhöhen (Hoffmann, 1987, S. 155).

Während im Aufnehmerbau die Kalibrierung des Messgrößenaufnehmers direkt in der zu messenden mechanischen Größe erfolgt und somit Stoffgesetze keine Anwendung finden (Keil, 2017, S. 13-14), wurde im vorliegenden Fall ein alternativer Ansatz verfolgt. Aufgrund der größeren Anschaulichkeit sowie der einfacheren Interpolationsansätze wurde das Ausgangssignal des Messgrößenaufnehmers anhand der in Abschnitt 6.3.3 vorgestellten physikalischen Zusammenhänge in Kräfte umgerechnet und anschließend mit den tatsächlich wirkenden Belastungen in Relation gebracht.

Die gewählte Vorgehensweise ähnelt derjenigen von Schweitzer, (2001, S. 71-86). Zur Messung der Stempelkräfte beim Rotationsschneiden wurden ebenfalls DMS eingesetzt sowie Korrekturfaktoren zwischen den aus dem Messsignal berechneten Kräften und den bei der Kalibrierung vorgegebenen Lastniveaus gebildet. Im Gegensatz zum Rotationsschneiden ist der Punkt der Krafteinleitung beim Rotationsclinchen wegen der komplexen Kontaktsituation nicht bekannt und kann daher nicht für die Kalibrierung genutzt werden.

Zur Kalibrierung der in Abschnitt 6.3.2 beschriebenen Messkette wurde diese mit genau bekannten Kräften in Normal- und Querrichtung belastet. Durch die kleinen, unterschiedlich ausgeprägten Angriffsflächen der Stempelpins, war eine Kalibrierung des Messgrößenaufnehmers durch eine direkte Kraftaufbringung, z. B. durch Linearachsen, nicht möglich. Die in Abbildung 6.8 dargestellte Vorrichtung bot die Möglichkeit, die Kalibrierung mit der vorhandenen Zugdruckprüfmaschine durchzuführen.

Durch eine Umlenkung der aufgebrachten Kraft ermöglicht die Kalibriervorrichtung das Aufbringen von Belastungen, die denen beim Rotationsclinchen ähneln. Sie besteht aus einer Haltevorrichtung für den Stempel und einer schiefen Ebene mit stufenlos einstellbarem Kalibrierwinkel (Abbildung 6.8). Zwei Zuschnitte aus dem Blechwerkstoff DC04, welche durch einen Blechhalter fixiert werden, leiten die Stempelkraft in die schiefe Ebene ein und empfinden auf diese Weise den Rotationsclinchenprozess nach. Während des Kalibriervorgangs dringt der

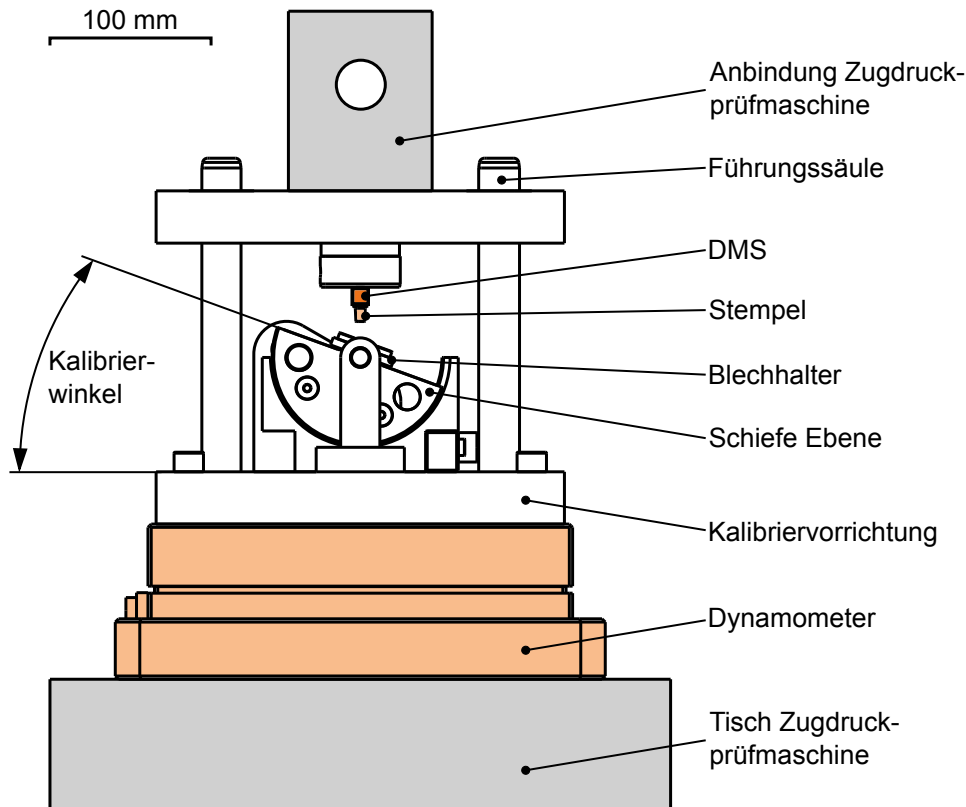


Abbildung 6.8: Versuchsaufbau bei der Kalibrierung der Messkette zur Erfassung der Prozesskräfte

Clinchstempel sukzessive in das Blech ein und formt dieses um, bis die eingestellte Kraft an der Zugdruckprüfmaschine erreicht ist. Die exakte Ausrichtung von Ober- und Unterteil der Vorrichtung wird durch Führungssäulen sichergestellt. Durch das Entfernen der Kugelkäfige nach der Fixierung der beiden Werkzeughälften ist ein direkter Kraftfluss über den Stempel gewährleistet.

Abbildung 6.9 zeigt die Messkette zur Kalibrierung des Kraftsensors, wobei ein wesentlicher Teil der Komponenten bereits in Abschnitt 6.3.2 vorgestellt wurde. Die von der Prüfmaschine aufgebrachte Normalkraft gelangt kodiert als Spannungssignal U_Z an das Messverstärkersystem, wodurch der Kalibrierprozess überwacht werden kann. Die aus der Kraftaufbringung am Stempel resultierenden Dehnungen werden mit der DMS-Rosette gemessen und ebenfalls an das Messverstärkersystem übergeben. Zur Erfassung der in zwei Raumrichtungen wirkenden Kräfte während des Kalibrierens findet ein Dynamometer Einsatz.

Mit dem Dynamometer 9255B der Kistler Instrumente AG (Wintherthur, Schweiz) können Kräfte in drei Raumrichtungen bei beliebigem Kraftangriffspunkt gemessen werden. Der Messbereich beträgt in Normalenrichtung 0 bis 40 kN und in Querrichtung 0 bis 20 kN. Das Dynamometer setzt sich aus vier Kraftaufnehmern zusammen, die wiederum aus je drei Quarzkristallplattenpaaren bestehen. Diese weisen unterschiedliche Empfindlichkeiten bzgl. Druck- und

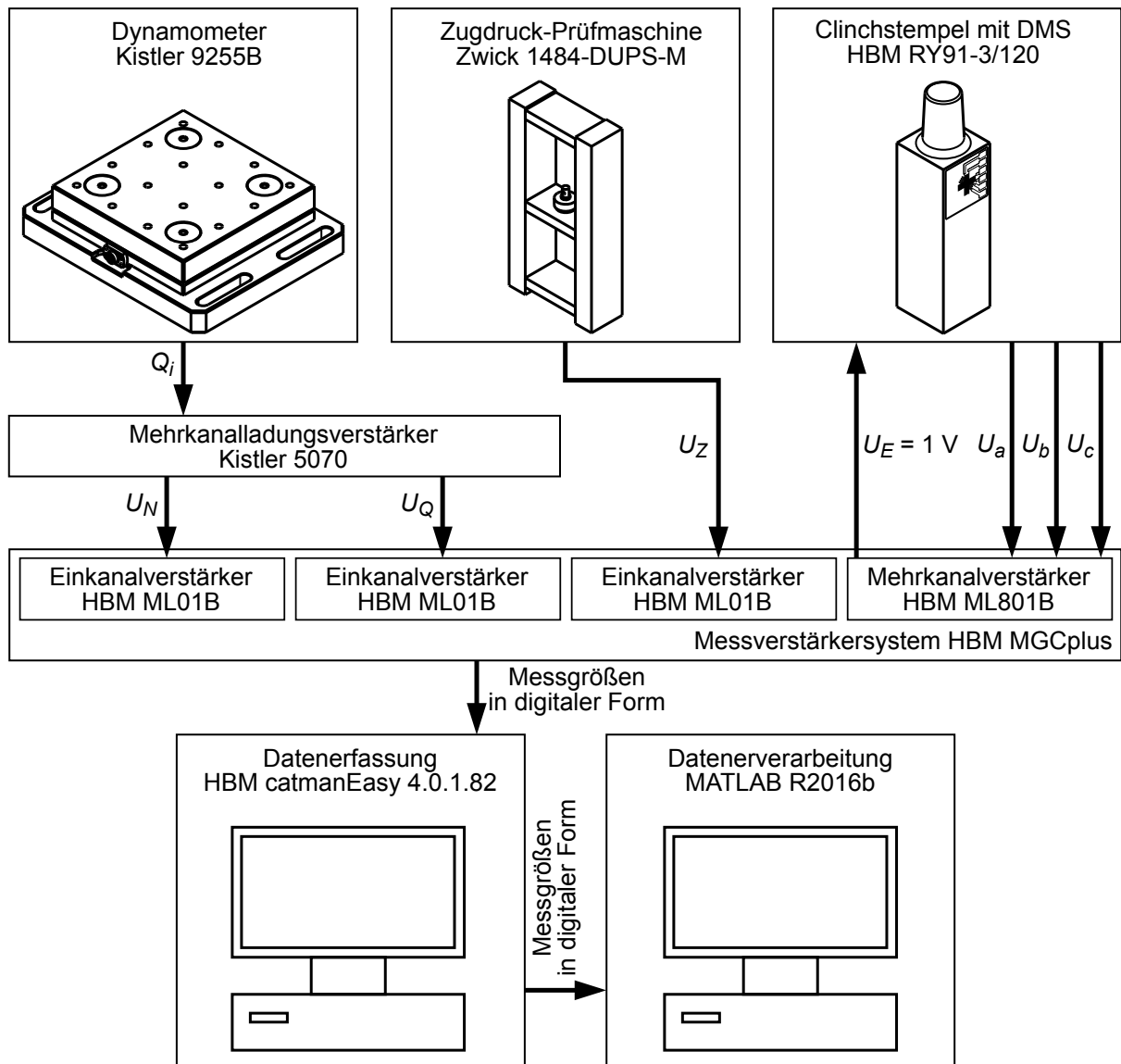


Abbildung 6.9: Schematische Darstellung des messtechnischen Aufbaus bei der Kalibrierung der verwendeten Messkette zur Erfassung der Prozesskräfte

Schubkräften auf. Die durch die wirkenden Kräfte eingebrachten Verformungen resultieren in Ladungen Q_i , welche durch einen Mehrkanalladungsverstärker vom Typ 5070 der Kistler Instrumente AG (Winterthur, Schweiz) in ein elektrisches Spannungssignal umgewandelt werden. Über eine im Ladungsverstärker integrierte Summiereinheit erfolgt eine Umrechnung der einzelnen Signale des Dynamometers auf die in den drei Raumrichtungen wirkenden Kräfte und Momente. (Kistler Instrumente AG, 1991; Kistler Gruppe, 2015) Die resultierenden Spannungen U_N und U_Q werden an das Messverstärkersystem weitergeleitet.

Während des Kalibriervorgangs wurde die Prüfkraft geregelt mit 2 kN/s aufgebracht und 5 s gehalten. Dieses Plateau wurde zur statischen Kalibrierung des Kraftsensors verwendet. Um ein möglichst breites Feld an Kombinationen aus Normal- und Querkraften abzudecken, wurden die Kalibrierwinkel (Abbildung 6.8) von -12 bis $+12^\circ$ in Schritten von 4° und die Kräfte in

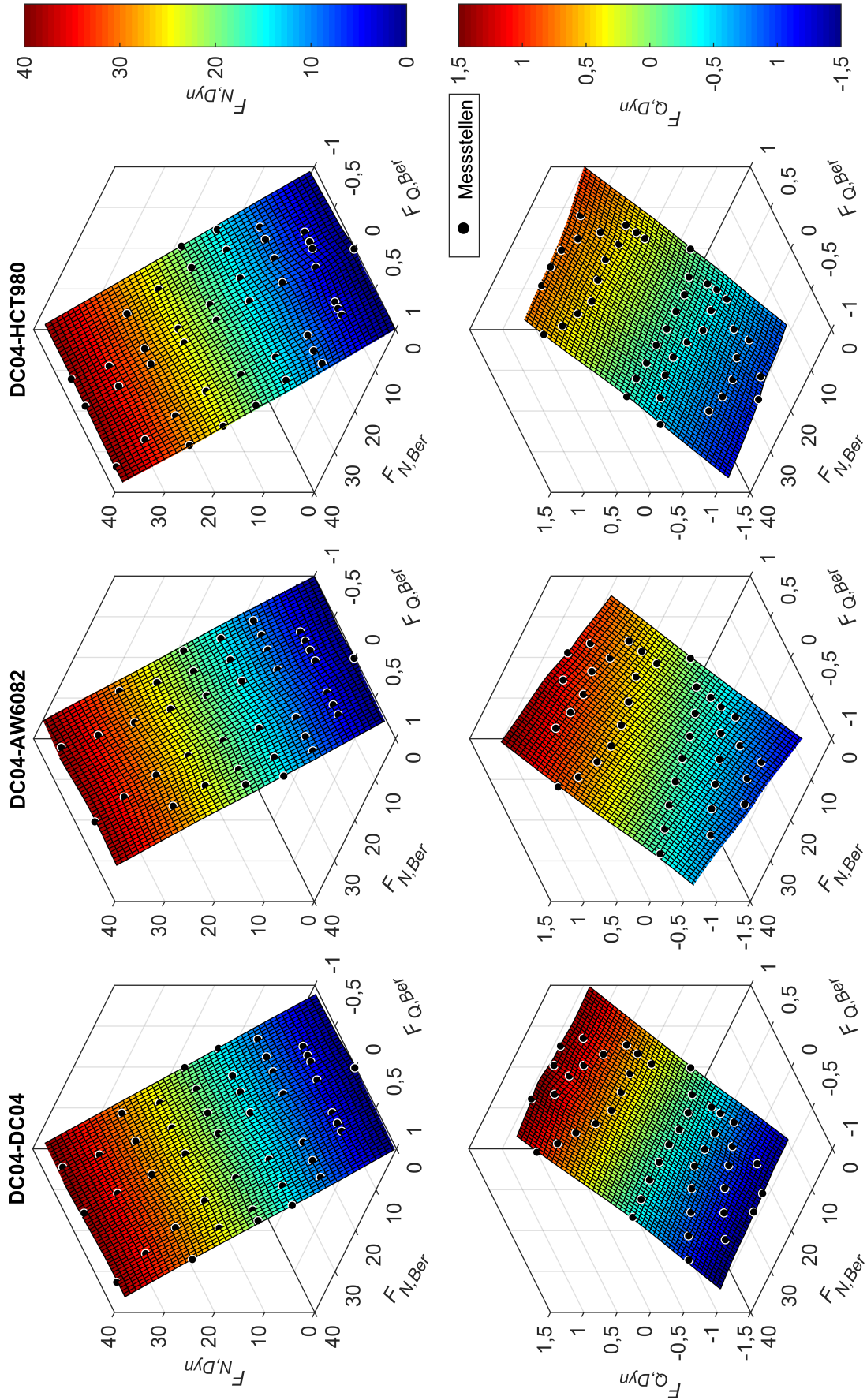


Abbildung 6.10: Zusammenhang zwischen den mit dem Dynamometer gemessenen Normal- $F_{N,Dyn}$ bzw. Querkräften $F_{Q,Dyn}$ und den berechneten Normal- $F_{N,Ber}$ und Querkräften $F_{Q,Ber}$

5 kN-Schritten zwischen 5 und 40 kN variiert (Tabelle 6.2). Bei betragsmäßig großen Kalibrierwinkeln wurden die Prüfkräfte reduziert, um eine plastische Verformung bzw. ein Versagen des Stempels aufgrund zu hoher Querkräfte auszuschließen.

Tabelle 6.2: Kalibrierwinkel und Prüfkräfte für die Kalibrierung der verwendeten Messkette zur Erfassung der Prozesskräfte

Kalibrierwinkel in °	Prüfkräfte in kN
-12	5, 10, 15, 20
-8	5, 10, 15, 20, 25, 30
-4	5, 10, 15, 20, 25, 30, 35, 40
0	5, 10, 15, 20, 25, 30, 35, 40
+4	5, 10, 15, 20, 25, 30, 35, 40
+8	5, 10, 15, 20, 25, 30
+12	5, 10, 15, 20

Die am Stempel auftretenden Dehnungen ε_a , ε_b sowie ε_c werden anhand der in Abschnitt 6.3.3 dargestellten Gleichungen in Normal- $F_{N,Ber}$ und Querkräfte $F_{Q,Ber}$ umgerechnet. Das Dynamometer liefert Werte für die bei der Kalibrierung wirkenden Normal- $F_{N,Dyn}$ und Querkräfte $F_{Q,Dyn}$. Die hergestellten Zusammenhänge zwischen den berechneten und den vom Dynamometer ermittelten Kräften können anhand von Flächen dargestellt werden. Deren Anpassung an die Messdaten erfolgte mit Hilfe von Matlab. Abbildung 6.10 zeigt auf, dass die berechneten Kräfte die tatsächlich wirkenden Belastungen tendenziell unterschätzen. Anhand dieser Relationen werden die während des Clinchprozesses gemessenen Dehnungen in Kräfte transformiert.

7 Modellbildung und Simulation

Durch die Reduzierung des experimentellen Versuchsumfangs trägt die Simulation zu einer Zeitersparnis bei der Prozess- und Produktentwicklung bei (Woernle, 2011, S. 1). Neben diesen wirtschaftlichen Aspekten generiert die Nachbildung eines Prozesses in der Simulation gegenüber rein experimentellen Untersuchungen ein erweitertes Verständnis, welches die Grundlage für eine Optimierung des Verfahrens bildet. Die Simulation von Fertigungsprozessen mit Hilfe der FE-Simulation benötigt häufig ein hohes Maß an Rechenkapazität. Aus diesem Grund besteht die Notwendigkeit, die Zielsetzungen der Simulation genau zu definieren und das betrachtete System entsprechend zu abstrahieren. (VDI 3633-8, 2007-04, S. 11, 59-60) Unter Berücksichtigung dieser Tatsachen wurde das Rotationsclinchen mit der FEM abgebildet. Dieses Kapitel beschreibt den Aufbau des Simulationsmodells, die verwendeten Ansätze zur numerischen Abbildung sowie die getroffenen Annahmen und Vereinfachungen.

7.1 Numerische Abbildung der Problemstellung

Als Simulationsumgebung wurde die Software Abaqus 6.12 der Dassault Systèmes Simulia Corp. (Providence, USA) verwendet, welche für unterschiedlichste Aufgabenstellungen geeignet ist (Dassault Systèmes, 2012d, S. 1.1). Abaqus findet aufgrund seiner Vielseitigkeit in einer großen Anzahl an Untersuchungen zum Hubclinchen Einsatz (Abschnitt 2.1.5). Diese Simulationsumgebung liefert nach Rill, (2015, S. 58-61) die besten Voraussetzungen zur Darstellung des Rotationsclinchenprozesses mit der FEM.

Die Abbildung von Umformvorgängen führt zu hochgradig nichtlinearen Zusammenhängen (Wriggers, 2001, S. 2), wodurch bei impliziten Lösungsansätzen oftmals Konvergenzprobleme auftreten (Dassault Systèmes, 2012d, S. 2.49, 9.1). Im Gegensatz dazu können mit dem expliziten Verfahren in Abaqus sehr allgemeine, komplexe, dreidimensionale Kontaktprobleme mit verformbaren Körpern problemlos gelöst werden (Abaqus Inc., 2005c, S. 4; Dassault Systèmes, 2012d, S. 9.1-9.2). Durch den robusten Kontaktalgorithmus wird in der Regel weniger Speicherplatz als beim impliziten Lösungsverfahren benötigt (Dassault Systèmes, 2012d, S. 2.48-2.49). Zur Berechnung der komplexen Kontaktsituationen und der großen auftretenden Umformgrade beim Rotationsclinchen (Rill, 2015, S. 58) findet daher der explizite Ansatz Anwendung, welcher ursprünglich für hochdynamische Prozesse entwickelt wurde. Die explizite Modellierung von quasistatischen Prozessen in der natürlichen Dauer mündet in einer großen Anzahl an Iterationen und ist somit ineffizient. Um diese wirtschaftlich mit einem expliziten Lösungsansatz berechnen zu können, gibt es zwei Optionen zur Reduzierung des Simulationsaufwands. Zum einen kann die Zeitdauer des Prozesses verkürzt und zum anderen die Masse der

Bauteile künstlich erhöht werden. Beide Möglichkeiten resultieren in einer geringeren Anzahl an zu berechnenden Inkrementen, wobei Trägheitseffekte zunehmend an Bedeutung gewinnen. (Abaqus Inc., 2005f, S. 10-12) Zur effizienten Abbildung des Rotationsclinchs fand analog zum Hubclinchen (Lambiase, 2013, S. 2127) eine Massenskalierung sowie eine Prozesszeitverkürzung Anwendung. Erstere erzeugte einen Zielzeitschritt von $1 \mu\text{s}$, während letztere die Simulationszeit auf das 0,01-Fache der tatsächlichen Dauer, d. h. 0,4 s, reduzierte. Um eine Beeinflussung des Prozesses aufgrund der veränderten Dehnrates zu vermeiden, erfolgte eine Skalierung des Werkstoffmodells um den gleichen Faktor (Abaqus Inc., 2005f, S. 11). Bei diesen Einstellungen wurden die kürzeste Simulationszeit bei vernachlässigbaren dynamischen Einflüssen hinsichtlich der geometrischen Kenngrößen, der Fügekräfte und der Spannungsverteilung im Clinchpunkt erzielt.

7.2 Randbedingungen und Modellierung der Komponenten

Aufgrund der fehlenden Rotationssymmetrie des Rotationsclinchprozesses (Rill, 2015, S. 18-19) ist im Gegensatz zum Hubclinchen eine dreidimensionale Modellierung erforderlich (Abschnitt 2.1.5). Lediglich die Symmetrie des Prozesses entlang der Blechdurchlaufrichtung kann genutzt werden, um die Problemstellung auf ein Halbmodell zu beschränken (Rill, 2015, S. 61). Alle verformbaren Körper benötigen dadurch Symmetrierandbedingungen bezüglich der x - y -Ebene (Abbildung 7.1).

Um die Effizienz der Berechnungen zu erhöhen, wurden zum einen nur die direkt an der Umformung beteiligten Elemente des Versuchsaufbaus in die Simulation einbezogen und zum anderen die verformbaren Komponenten des Modells auf ein Minimum reduziert. Neben den Blechen wurden Stempel und Matrize, die Blechauflage sowie der gefederte Niederhalter abgebildet. Die Simulation beschränkte sich auch im Falle des Rotationsclinchs mit Vorloch rein auf den Fügevorgang. Das mit dem Koordinatenmessgerät (Abschnitt 4.2.5) und der Profilmesseinrichtung (Abschnitt 4.2.4) vermessene, gelochte Blech wurde unter Vernachlässigung der Kaltverfestigung in Abaqus modelliert. Eine zweiteilige Gestaltung der Bleche unterstützte die ressourceneffiziente Abbildung des Fügeprozesses. In den stark umgeformten Zonen wurden Volumenelemente verwendet, während die restlichen Bereiche durch Schalenelemente abgebildet wurden. Dieser Ansatz eignet sich im vorliegenden Fall besonders, da lokal eine genaue Untersuchung von dickenabhängigen Einflüssen erforderlich ist, global jedoch Schalenelemente ausreichend sind. Die Verbindung der verschiedenen Elementtypen erfolgte durch eine in Abaqus vorhandene Kopplung von Schalen- und Volumenelementen. (Abaqus Inc., 2005b, S. 11-12)

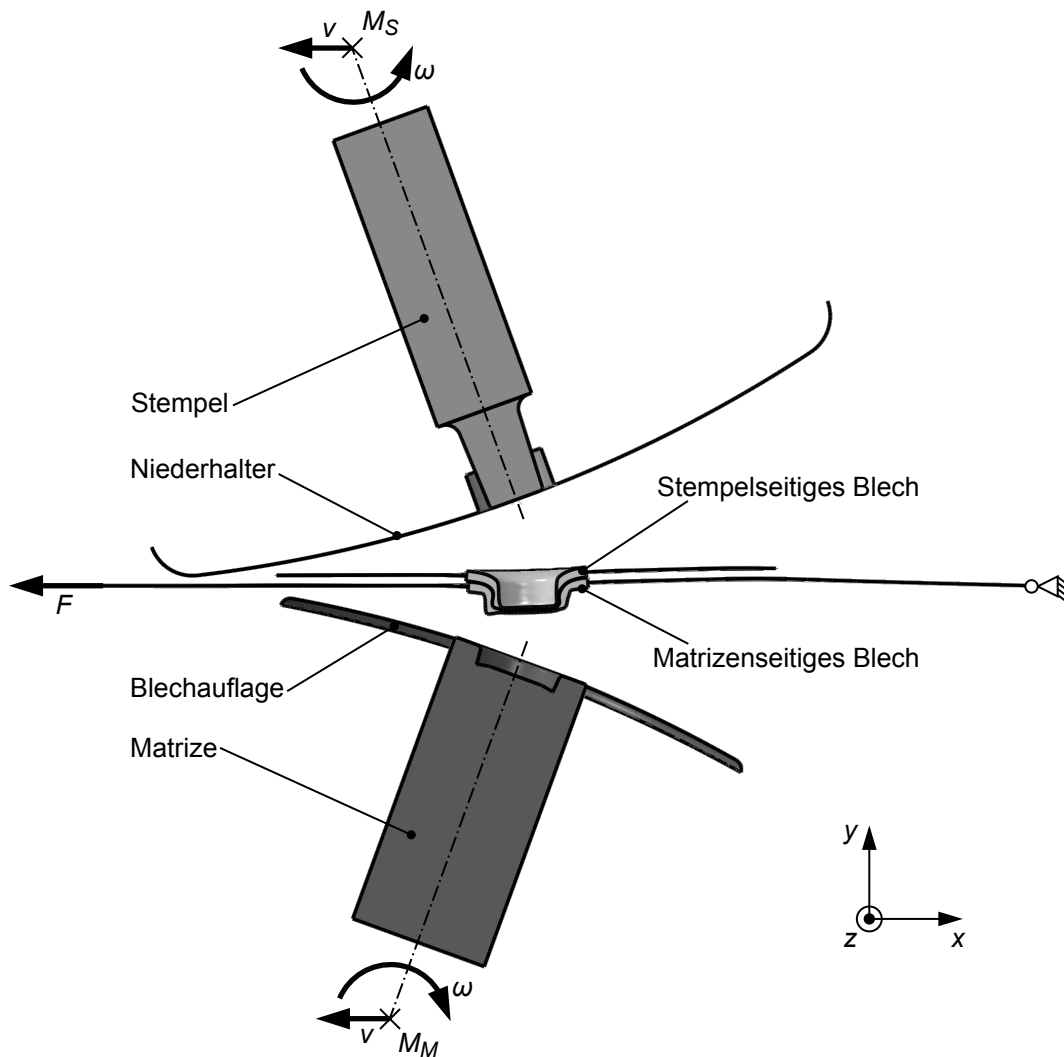


Abbildung 7.1: Aufbau des FE-Simulationsmodells zur Abbildung des Rotationsclinchingprozesses

Der innere Teil der Bleche, welcher den Clinchpunkt ausformt, wurde durch den dreidimensionalen Elementtyp C3D8R abgebildet, welcher acht Knoten, eine lineare geometrische Ansatzfunktion und reduzierte Integration verwendet (Abaqus Inc., 2005d, S. 5; Dassault Systèmes, 2012d, S. 4.11). Um starke Verzerrungen des Netzes bei hohen Umformgraden zu vermeiden, wurde die adaptive Vernetzung durch die „Arbitrary-Lagrangian-Eulerian-“ (ALE-) Methode eingesetzt (Abaqus Inc., 2005a, S. 4; Dassault Systèmes, 2012a, S. 12.2.1.1). Da eine adaptiv vernetzte Region in Abaqus/Explicit nur aus Volumenelementen erster Ordnung mit reduzierter Integration bestehen kann, sind die gewählten Elemente für den Einsatz zusammen mit der ALE-Vernetzung die einzige kompatible Option (Dassault Systèmes, 2012a, S. 12.2.2.1). Analog zu Rill, (2015, S. 66) wurde alle zehn Inkremente eine adaptive Netzanpassung durchgeführt.

Die nicht am Clinchvorgang beteiligten Bereiche der Bleche, die jedoch zur Aufbringung der Randbedingungen erforderlich sind, wurden als Schalenelemente vom Typ S4RS modelliert.

Diese doppelt gekrümmten Schalen mit vier Knoten und Hourglass-Kontrolle sind wegen der reduzierten Integration und der Annahme kleiner Dehnungen recheneffizient (Abaqus Inc., 2005d, S. 21-22; Dassault Systèmes, 2012b, S. 29.6.2.7, 29.6.7.1). Beim Clinchen ohne Vorloch wiesen beide Bleche über die Dicke vier Elemente auf, während beim Rotationsclinchen mit Vorloch das ungelochte Blech wegen der stärkeren Verformung über sechs Elemente und das gelochte Blech über durchschnittlich zehn Elemente in Blechdickenrichtung verfügte. Letzteres ist notwendig, um die Geometrie der Schnittfläche hinreichend genau abbilden zu können.

Die auftretenden Kräfte während des Rotationsclinchens führen zu einer elastischen Verformung der Werkzeugaktivelemente, der Werkzeugwalzen sowie deren Lager. Durch das inkrementelle, nicht koaxiale Eintauchen der Werkzeugaktivelemente in die Halbzeuge treten Querkräfte auf, die diese verdrängen. Zur Untersuchung des Einflusses der Verformung dieser Komponenten auf die Stempelkraft und die geometrische Ausbildung der Clinchpunkte wurden diese sowohl starr als auch elastisch modelliert. Bei der Abbildung als Starrkörper bestanden Stempel, Matrize, Niederhalter und Blechauflage aus dem Elementtyp R3D4 mit vier Knoten und linearer Ansatzfunktion. Im Falle von verformbaren Werkzeugaktivelementen fanden für die Matrize und den Stempelschaft analog zum Blechwerkstoff Hexaederelemente vom Typ C3D8R Anwendung. Aufgrund der untersuchten komplexen Geometrien des Stempelpins ist in diesem Bereich keine automatisierte Vernetzung mittels Hexaederelementen in Abaqus möglich. Deshalb wurde der Stempelpin mit Tetraederelementen vom Typ C3D10M, welche zehn Knoten und eine quadratische Ansatzfunktion aufweisen, abgebildet. Durch die geometrische Vielseitigkeit ermöglichen sie die automatisierte Vernetzung komplexer Geometrien. Im Gegensatz zu linearen Elementen weisen die eingesetzten, modifizierten Tetraeder zweiter Ordnung gegenüber Hexaedern nur eine geringfügig erhöhte Steifigkeit auf und zeichnen sich durch ein robustes Verhalten bei großen Verformungen und komplexen Kontaktsituationen aus. Da eine Diskretisierung mit Hexaederelementen infolge der besseren Konvergenz gegenüber Tetraederelementen Ergebnisse gleicher Genauigkeit bei geringerem Aufwand ermöglicht, wurde für den Stempel eine zweiteilige Vernetzung gewählt. (Abaqus Inc., 2005d, S. 11-13, 15; Dassault Systèmes, 2012b, S. 27.1.1.2, 28.1.1.5-28.1.1.6, 28.1.1.11, 28.1.4.1) Aus numerischen Gründen wurde bevorzugt die strukturierte Vernetzung eingesetzt (Wagner, 2017, S. 126-127).

Zur einfacheren Abbildung des Prozesses und zur Vermeidung verstärkter dynamischer Effekte in den umgeformten Bereichen erfolgte eine Invertierung der Kinematik analog zu Rill et al., (2014, S. 632) und Rill, (2015, S. 61). Während sich die Bleche nicht aktiv bewegten, führten die Mittelpunkte der Werkzeugwalzen M_S bzw. M_M neben einer Rotation um die z -Achse mit der Winkelgeschwindigkeit ω auch eine Translation in x -Richtung mit der Geschwindigkeit v

aus (Abbildung 7.1). Der elastische Stempel war lediglich im Bereich, der die Druckplatte berührt (Abbildung 6.3), in seiner Bewegung an den Walzenmittelpunkt M_S gekoppelt. Dementsprechend wurde die Bewegung der elastisch verformbaren Matrize definiert. Der Niederhalter war entlang der Stempelachse mit der Federsteifigkeit entsprechend Tabelle 6.1 verschiebbar gelagert. Die Blechführung wurde abstrahiert in Form von Verschiebungsrandbedingungen in y -Richtung dargestellt. Darüber hinaus wurde das matrizenseitig angeordnete Blech mit einer Vorspannkraft $F = 500$ N beaufschlagt. Das stempelseitige Blech lag auf dem matrizenseitigen Blech auf und erfuhr darüber hinaus keine Einschränkung in seiner Bewegung.

Die in Abschnitt 5 ermittelten Kennwerte der Versuchswerkstoffe waren die Grundlage für die Abbildung des mechanischen Verhaltens der Komponenten. Während im Falle von elastischen Werkzeugaktivelementen der E-Modul, die Querkontraktionszahl und die Dichte genügte, gestaltete sich die Modellierung der Halbzeuge komplexer. Zur Darstellung des plastischen Verhaltens diente der Fließort nach Hill, (1948), welcher anhand der ermittelten Werte für die senkrechte Anisotropie bestimmt werden konnte. Die Integration der Dehnratenabhängigkeit erfolgte über die Fließkurven in Walzrichtung, welche bei zwei verschiedenen Geschwindigkeiten aufgezeichnet wurden (Abschnitt 5.1).

Die gesamte Simulation beschrieb den Rotationsclinchnprozess innerhalb von $\pm 20^\circ$ um den unteren Umkehrpunkt des Stempels, so dass die Werkzeugaktivelemente vor und nach der Simulation keinen Kontakt zum Blech hatten. Die geometrischen Randbedingungen und die Einstellungen wurden entsprechend des realen Prozesses gewählt (Kapitel 8). In der Simulation wurde auf einen Entlastungs- bzw. Rückfederungsschritt verzichtet, da aufgrund der starken plastischen Deformation des Blechwerkstoffs im Bereich des Fügepunkts die elastischen Anteile der Umformung nur eine untergeordnete Rolle spielen. Die Clinchpunktgeometrie vor und nach der Rückfederung zeigten analog zum Hubclinchen (Abschnitt 2.1.5) keine Unterschiede auf.

Das entwickelte Simulationsmodell ermöglichte die Darstellung des Referenzverfahrens Hubclinchen durch die Anpassung der Randbedingungen. Die Rotationsbewegung der Walzenmittelpunkte und die Einspannung der Bleche wurden entfernt und der Mittelpunkt der Matrizenwalze M_M fixiert. Die translatorische Bewegung des Walzenmittelpunkts der Stempelwalze M_S erfolgte anstatt entlang der x -Achse in y -Richtung. Mit Ausnahme der Geometrie des Niederhalters sowie der Blechauflage und der Niederhaltersteifigkeit (Abschnitt 6.2) waren keine weiteren Veränderungen am Rotationsclinchnmodell (Abbildung 7.1) erforderlich.

7.3 Abbildung der Kontaktverhältnisse

Kontakt tritt beim Rotationsclinchen zwischen den Blechen selbst sowie zwischen den Werkzeugaktivelementen und den Blechen auf. Beim verwendeten Penalty-Kontaktalgorithmus sind kleine Durchdringungen zwischen den Kontaktpartnern erlaubt. Dringt ein Knoten der sogenannten Masterfläche in den Kontaktpartner ein, wird dieser abhängig von der Eindringtiefe mit einer Gegenkraft beaufschlagt und auf diese Weise die Durchdringung reduziert. Der Vorteil dieses Verfahrens besteht darin, dass ein Einsatz trotz Zwangsbedingungen möglich ist. (Dassault Systèmes, 2012c, S. 37.2.3.5-37.2.3.6)

Wie in Abschnitt 2.1.5 erläutert, beeinflussen die Kontaktverhältnisse sowohl die Geometrie des Clinchpunkts als auch die Fügekräfte. Die Abbildung der Reibung ist wegen der hohen Kontaktdrücke und der kleinen Gleitwege schwierig. In der vorliegenden Arbeit fand das Coulombsche Reibmodell mit der Reibzahl $\mu = 0,2$ in Verbindung mit einer Schubspannungsgrenze τ_{max} Anwendung. Letztere berechnet sich zu

$$\tau_{max} = \frac{k_{f,0}}{\sqrt{3}}, \quad (7.1)$$

wobei $k_{f,0}$ die Anfangsfließspannung des weicheren Werkstoffs der beiden Kontaktpartner darstellt. (Dassault Systèmes, 2012c, S. 36.1.5.1, 36.1.5.8-36.1.5.9; Coppieters et al., 2013, S. 442)

8 Versuchsplanung, -durchführung und -auswertung

Zur Durchführung der Versuche stehen die in Kapitel 4 vorgestellten Versuchs- und Messeinrichtungen, die in Kapitel 5 beschriebenen Halbzeuge sowie das in Kapitel 6 entwickelte Versuchswerkzeug mit integrierter Messtechnik zur Verfügung. Das Simulationsmodell aus Kapitel 7 unterstützt die Interpretation der Ergebnisse und die Identifikation von Wirkzusammenhängen. Experiment und Simulation bereichern sich gegenseitig, da die mechanischen Eigenschaften der Fügeverbindung nicht zufriedenstellend in der Simulation (Abschnitt 2.1.5) und Spannungs- und Dehnungsverläufe nur eingeschränkt im Experiment darstellbar sind.

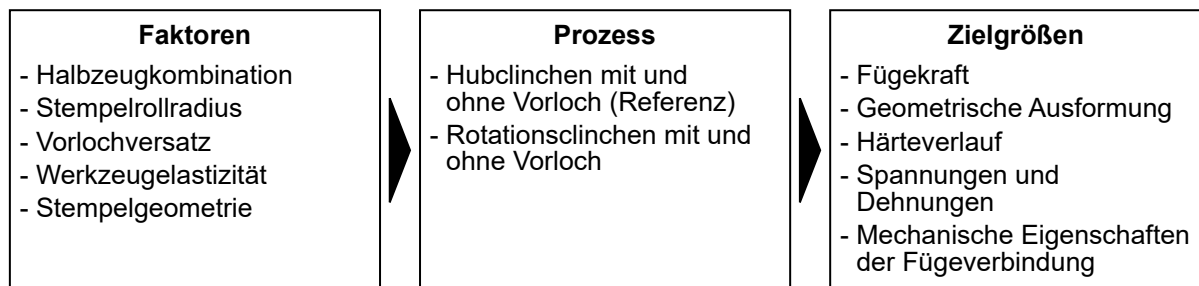


Abbildung 8.1: *Faktoren als Eingangsgrößen des Prozesses und Zielgrößen als Ausgangsgrößen*

Abbildung 8.1 zeigt die für die Untersuchungen ausgewählten Versuchsparameter, die als Faktoren bezeichnet werden. Diese beeinflussen den Prozess auf unbekannte Art und Weise. Um diesen Einfluss quantifizieren zu können, werden Zielgrößen definiert und systematisch ausgewertet. Die detaillierte Beschreibung des Prozesses, der Faktoren und der Zielgrößen ist Gegenstand der folgenden Abschnitte.

8.1 Prozess

Den Ausgangspunkt zur Herstellung einer Fügeverbindung durch Rotationsclinchen bilden die zwei zu fügenden Probekörper aus den in Kapitel 5 beschriebenen Halbzeugen. Der matrizen-seitige Blechzuschnitt wird zwischen der Haspel und der Vorschubeinheit (Kapitel 4.1) mittels einer Schraubverbindung fixiert. Das Rückhaltemoment der Abwickelhaspel beaufschlagt das matrizen-seitige Blech mit einer Kraft von 500 N, wodurch die exakte, schlupffreie Positionierung während des Fügevorgangs sichergestellt ist. Anschließend wird das stempelseitige Halb-zeug manuell eingelegt und positioniert. Die Walzrichtung der Bleche befindet sich, aufgrund der vorgegebenen Größe der Blechzuschnitte, senkrecht zur Blechvorschubrichtung. Nach der Zuführung der Halbzeuge erfolgt der eigentliche Clinchvorgang mit einer Drehwinkelgeschwindigkeit der Werkzeugwalzen von $\omega = 1$ °/s. Anschließend werden die gefügten Proben entnommen und den Analysen zur Ermittlung der Zielgrößen (Abschnitt 8.3) unterzogen.

Beim Rotationsclinchen mit Vorloch wird der matrizenseitige Fügepartner durch Rotationschneiden gelocht (Abbildung 8.2 a). Da an der vorhandenen Versuchsanlage nur ein Walzenpaar zur Verfügung steht, muss das matrizenseitige Blech nach dem Schneiden entgegen der Vorschubrichtung zurück transportiert werden (Abbildung 8.2 b). Danach wird der stempel-seitige Fügepartner positioniert (Abbildung 8.2 c) und dieser durch das Loch hindurch geclincht (Abbildung 8.2 d).

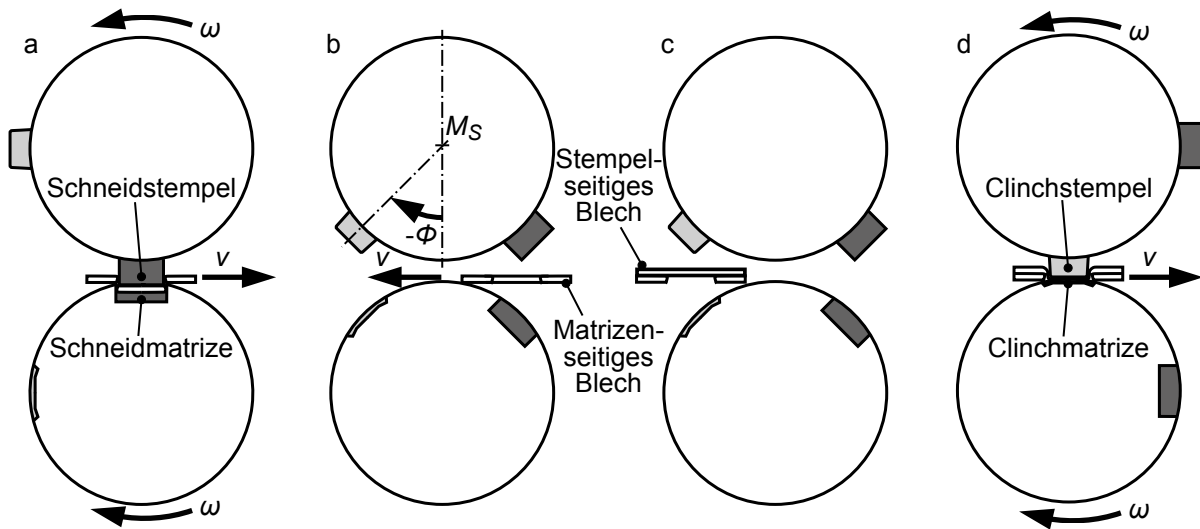


Abbildung 8.2: Schematische Darstellung des Prozessablaufs beim Rotationsclinchen mit Vorloch

Für die Herstellung der hubgeclinchten Proben wird das in Kapitel 6 beschriebene Versuchswerkzeug in der Zugdruckprüfmaschine (Abschnitt 4.2.1) eingebaut. Das Hubschneiden und -clinchen der Referenzproben erfolgt mit einer Traversengeschwindigkeit von 10 mm/min bis die definierte Eindringtiefe bzw. Restbodendicke erreicht ist (Abbildung 6.3). Dieser Zustand wird 1 s lang gehalten und danach werden die Werkzeuge wieder entlastet.

8.2 Faktoren

Im Folgenden werden die gewählten Faktoren definiert und in Zusammenhang mit den vorhergehenden Kapiteln gebracht. Darüber hinaus findet eine Beschreibung der Faktorstufen statt.

Halbzeugkombination

Die zu fügenden Bleche legen die zu verwendende Verfahrensvariante des Clinchens und die zugehörigen Parameter fest (Abschnitt 6.2). Die Kombinationen DC04-DC04 und DC04-AW6082 werden durch Hub- bzw. Rotationsclinchen ohne Vorloch gefügt. Der höchstfeste Blechwerkstoff HCT980XG+ZE ist aufgrund seiner geringen Bruchdehnung $A_{80} \approx 8\%$ (DIN EN 10338, 2015-10, S. 11), seinem hohen Streckgrenzenverhältnis $R_{p0,2}/R_m = 0,76$ und seiner hohen Zug-

festigkeit $R_m = 1005 \text{ N/mm}^2$ (Abschnitt 5.1.3) nur bedingt für das Clinchen geeignet (DVS/EFB 3420, 2002-08, S. 9). Aus diesem Grund werden bei der Halbzeugkombination DC04-HCT980 die Verfahren Clinchen bzw. Rotationsclinchen mit Vorloch eingesetzt. Durch die Untersuchung des Rotationsclinchens mit Vorloch wird nicht nur das Spektrum an fügaren Werkstoffen erweitert, sondern die Kinematik durch die flachere Punkthöhe gezielt verändert. Die Variation des Blechwerkstoffs sowie dessen Dicke zeigt, wie stark der Prozess durch die unterschiedlichen Halbzeugkombinationen und die daraus entstehenden Randbedingungen bestimmt wird.

Stempelrollradius

In dieser Arbeit erfolgt vereinfachend nur eine Angabe des Stempelrollradius r_S , da sich der Matrizenrollradius r_M durch den bekannten Abstand der Werkzeugwalzen a_W (Tabelle 4.1) und der in Abbildung 6.3 definierten, von der Halbzeugkombination abhängigen Bodendicke x_0 des Clinchpunkts bestimmen lässt (Rill et al., 2014, S. 630):

$$a_W = r_M + r_S + x_0 \quad (8.1)$$

Der Stempelrollradius hat wesentlichen Einfluss auf die Verbindungsbildung beim Rotationsclinchen (Rill et al., 2014; Rill, 2015; Hiller und Volk, 2015; Weiß und Volk, 2015). Rill et al., (2014) und Rill, (2015) analysierten den Einfluss der Rollradien mit Hilfe der FEM. Hierbei beschränkten sie sich auf Stempelrollradien zwischen 143,03 mm und 146,05 mm (Rill et al., 2014, S. 631; Rill, 2015, S. 31). Diese führten mit Ausnahme von $r_S = 143,03 \text{ mm}$ zu verlängerten Zykloiden (Abschnitt 2.3). Darüber hinaus trafen diese Untersuchungen weder Aussagen über die geometrischen Kenngrößen der Clinchpunkte (Rill, 2015, S. 54) noch über deren mechanischen Eigenschaften. Eine deutliche Abhängigkeit der Verbindungseigenschaften vom Stempelrollradius arbeiteten Hiller und Volk, (2015) und Weiß und Volk, (2015) mit Hilfe von Experimenten heraus.

Um eine nicht lineare Abhängigkeit der Zielgrößen abbilden zu können, wurde dieser Parameter auf fünf Stufen variiert. Ausgehend von einem Stempelrollradius von 143,25 mm, welcher 50,0 % des Walzenabstandes entspricht, wurde dieser in Schritten von 1 mm auf 49,3 % reduziert bzw. bis zu 50,7 % des Walzenabstandes erhöht.

Vorlochversatz

Beim Rotationsclinchen mit Vorloch wird der Parameterraum um die Position des Vorlochs erweitert. Ein Versatz in Blechvorschubrichtung zwischen den Achsen des Vorlochs und des

Stempels im unteren Umkehrpunkt wird mit ν_V bezeichnet. Beim Hubclinchen führt ein Achsversatz zwischen Vorloch und Clinchstempel zu einer anisotropen Verbindungsausbildung (Lee et al., 2014a). Wegen der asymmetrischen Ausformung der Clinchpunkte beim Rotationsclinchen ist eine Untersuchung des Vorlochversatzes von besonderem Interesse.

Der Vorlochversatz wurde auf vier Stufen zwischen -0,2 mm und 0,1 mm in Schritten von 0,1 mm analysiert. Negative Werte entsprechen dabei einem Versatz des matrizenseitigen Halbzeugs entgegen der Vorschubrichtung. Die unsymmetrische Wahl der untersuchten Parameterwerte um den Nullwert basiert auf Erkenntnissen, die während den Versuchen gewonnen wurden.

Werkzeugelastizität

Während beim Hubclinchen üblicherweise die Werkzeugaktivelemente in der Simulation als Starrkörper modelliert werden (Abschnitt 2.1.5), zeigten Hiller et al., (2017) beim Rotationsclinchen einen großen Einfluss der Werkzeugelastizitäten auf die Fügekräfte und die geometrische Ausformung der Clinchpunkte auf. Rill, (2015, S. 101-105) stellte darüber hinaus fest, dass durch die Berücksichtigung der Wellendurchbiegung die Fügekräfte in der Simulation genauer abgebildet werden.

Im realen Versuchsaufbau (Abschnitte 4.1 und 6.2) kommt es aufgrund der Geometrie, vorhandenem Spiel und Elastizitäten zu einer Verformung bzw. -schiebung der einzelnen Komponenten während des Fügevorgangs. Die Abbildung der Elastizitäten wird in der Simulation auf drei Parameter reduziert: Die Elastizitäten der Werkzeugaktivelemente, deren seitliche Führung und die Elastizitäten der Werkzeugwellen. Clinchmatrize und -stempel werden sowohl starr als auch elastisch verformbar modelliert. Der Einfluss der seitlichen Abstützung durch die Halteplatte bzw. Blechauflage (Abbildung 6.3) wird ebenfalls untersucht. Die Durchbiegung der Werkzeugwellen wird entweder vernachlässigt, d. h. die Wellen werden als starr modelliert, oder mit Hilfe von Federelementen mit einer Federkonstanten von 532 kN/mm und einer Torsionsfederkonstanten von $1,83 \times 10^9$ Nmm abgebildet. Die Herleitung dieser Werte findet sich in Anhang F.1.

Stempelgeometrie

Die gewählte Halbzeugkombination ist maßgebend für die geometrische Gestaltung von Stempel und Matrize (Israel, 2015, S. 41-42). Als Basis dienen die an das Hubclinchen angepassten Geometrien, die auch als konventionelle Geometrien bezeichnet werden (Abschnitt 6.2). Darauf aufbauend erfolgt eine Untersuchung des Einflusses verschiedener Geometriemerkmale des

Stempels auf die Verbindungsausbildung beim Rotationsclinchen. Wegen der größeren Komplexität der Geometrie der Clinchmatrize gegenüber der des -stempels und um eine einfache, kostengünstige Herstellung der Aktivelemente zu gewährleisten, beschränkt sich diese Arbeit analog zum Rotationsschneiden (Schmidt, 2004, S. 34-35) auf die Variation der Stempelgeometrie. Eine Adaption an die Verfahrensmerkmale des Rotationsclinchens lässt aufgrund der Erkenntnisse zum Hubclinchen (Abschnitt 2.1) sowie der Untersuchungen zum Rotationsclinchen von Stahl und Aluminium (Hiller und Volk, 2015, S. 299-303) auf ein großes Potential hinsichtlich der Verbesserung der Verbindungseigenschaften schließen.

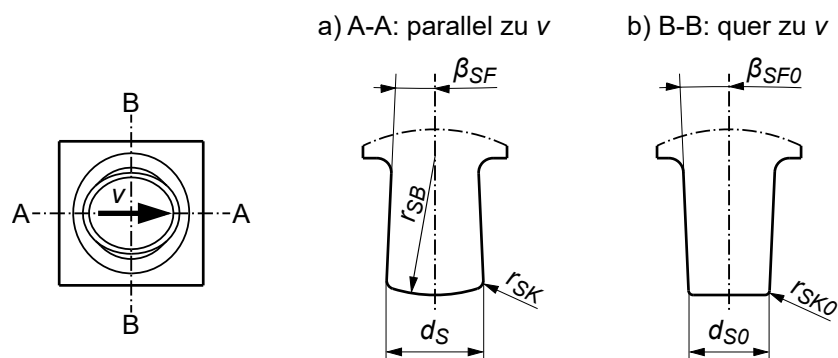


Abbildung 8.3: Parameter der Stempelgeometrie parallel (a) und quer (b) zur Blechvorschubrichtung

Die rotierende Kinematik bewirkt nach Schweitzer, (2001, S. 102, 134) und Rill, (2015, S. 88) nur in Bereichen, die quer zur Vorschubrichtung orientiert sind, eine im Vergleich zu Hubverfahren veränderte Ausprägung. Dieses Erkenntnis bildet die Basis für die Variation der Stempelgeometrie. Parallel zur Vorschubrichtung wurden die in Abbildung 8.3 dargestellten Parameter Winkel der Stempelflanke β_{SF} sowie Durchmesser d_S , Kantenradius r_{SK} und Krümmung $k_{SB} = 1/r_{SB}$ des Stempelpins variiert. Quer zur Blechvorschubrichtung entspricht die Stempelgeometrie der konventionellen Geometrie (Abbildung 6.3). Der Übergang zwischen den beiden Querschnitten wird durch Ellipsen geschaffen. Alle genannten Geometriemerkmale werden in der Simulation vollfaktoriell auf jeweils drei Stufen untersucht. Die Wahl der Faktoren begründet sich durch die Analyse der kinematischen Gegebenheiten und wird in Abschnitt 9.6.1 näher erläutert.

Referenzkonfigurationen

Da die Fülle an Faktoren und Zielgrößen keine vollfaktorielle Betrachtung erlaubt, werden Referenzkonfigurationen definiert (Tabellen 8.1 und 8.2). Diese ermöglichen die gezielte Variation von Parametern ohne die direkte Vergleichbarkeit der Ergebnisse einzuschränken.

Tabelle 8.1: Referenzkonfigurationen der Faktoren

Halbzeugkombination	Verfahrensvariante	Stempelgeometrie	Rollradius r_S	Vorlochversatz v_V
DC04-DC04	Ohne Vorloch	Konventionell	143,25 mm	-
DC04-AW6082	Ohne Vorloch	Konventionell	143,25 mm	-
DC04-HCT980	Mit Vorloch	Konventionell	143,25 mm	0 mm

Tabelle 8.2: Referenzkonfigurationen bezüglich der Abbildung der Werkzeugelastizitäten in der Simulation

Halbzeugkombination	Elastizität der Werkzeugaktivelemente	Führung durch Halteplatten	Elastizität der Werkzeugwellen
DC04-DC04	Elastisch	Ohne	Starr
DC04-HCT980	Elastisch	Ohne	Starr

8.3 Zielgrößen

Zur Validierung der verwendeten Methoden sind Zielgrößen erforderlich, die sowohl im Experiment als auch in der Simulation verfügbar sind. Der Schwerpunkt der Untersuchungen liegt in der Vertiefung des Prozessverständnisses als auch der Optimierung des Verfahrens.

Fügekraft

Die Fügekraften während des Clinchprozesses geben Aufschluss über die einzelnen Prozessphasen sowie die Werkzeugbelastungen und wurden beim Hubclinchen umfangreich untersucht (Bober und Liebig, 1990; Liebig, Bober und Göpfert, 1992; Liebig, Bober und Richter, 1996; Richter, 1997; Tan, Hahn und Du, 2005). Demgegenüber liegt beim Rotationsclinchen kein Wissen über die wirkenden Normal- F_N und Querkräfte F_Q vor. Volk, Hoffmann und Rill, (2012, S. 538), Rill et al., (2014, S. 633) und Rill, (2015, S. 81-82, 94,) ermittelten zwar die wirkenden Normalkräfte, die Querkräfte und somit die Richtung sowie der Betrag der resultierenden Kraftvektoren sind jedoch unbekannt. Erst die Entwicklung eines Messkonzepts zur zweidimensionalen Erfassung von Fügekraften abhängig von der Stellung der Werkzeugwalzen (Abschnitt 6.3) ermöglicht diesbezüglich eine Aussage. Der Verlauf der Prozesskräfte wird deshalb entlang und quer zur Stempelachse analysiert und den einzelnen Prozessphasen zugeordnet. Durch die Analyse der Extrema von Normal- F_{Nmax} , F_{Nmin} und Querkraft F_{Qmax} , F_{Qmin} werden Zusammenhänge zwischen den untersuchten Parametern und deren Einflüsse auf die Fügekraften identifiziert.

Grundlage der Auswertung bildet das in Abbildung 6.7 dargestellte, stempelfeste Koordinatensystem. Die Kräfte werden je nach Verfahren abhängig vom Stempelwinkel ϕ (Abbildung 8.2) bzw. dem Traversenweg s erfasst. Der Nullpunkt des Winkels wird im unteren Umkehrpunkt

des Stempels gewählt. Negative Stempelwinkel treten vor dem Erreichen des unteren Umkehrpunkts auf und positive danach (Abbildung 8.2). Zur Analyse des Hubclinchens und des Einflusses des Stempelrollradius beim Rotationsclinchens wurden im Falle der Halbzeugkombination DC04-DC04 zehn Messungen und für die restlichen Untersuchungen fünf Messungen pro Parametereinstellung ausgewertet.

Geometrische Ausformung

Mit dem Auflichtmikroskop aus Abschnitt 4.2.3 erfolgte die Analyse von Schlibfbildern zur Ermittlung der geometrischen Ausformung der Clinchpunkte. Diese geben Aufschluss über den Ablauf der Verbindungsausbildung und ermöglichen die Bestimmung der Kenngrößen Halsdicke n und Hinterschnitt u , welche mit den mechanischen Festigkeitswerten der Fügeverbindung korrelieren (Abschnitt 2.1.3). Aufgrund der rotationssymmetrischen Ausbildung der Clinchpunkte beim Hubclinchens ist zur Beurteilung der geometrischen Kenngrößen ein Schlibfbild ausreichend. Die lediglich zur 0° - 180° -Ebene (Abbildung 8.4) symmetrische Ausbildung der Rotationsclinchpunkte fordert eine mehrdimensionale Betrachtung der geometrischen Kenngrößen. Daher werden die Ebenen parallel (0° - 180° -Ebene) und quer (90° - 270° -Ebene) zur Vorschubrichtung analysiert. Die Benennung von Halsdicke und Hinterschnitt erfolgt, wie in Abbildung 8.4 dargestellt, unter Angabe der Ausrichtung der Kenngrößen zur Vorschubrichtung. Da die Kennwerte in 90° und 270° bei idealen Bedingungen identisch sind, werden diese zu $n_{90,270}$ und $u_{90,270}$ durch Mittelwertbildung zusammengefasst.

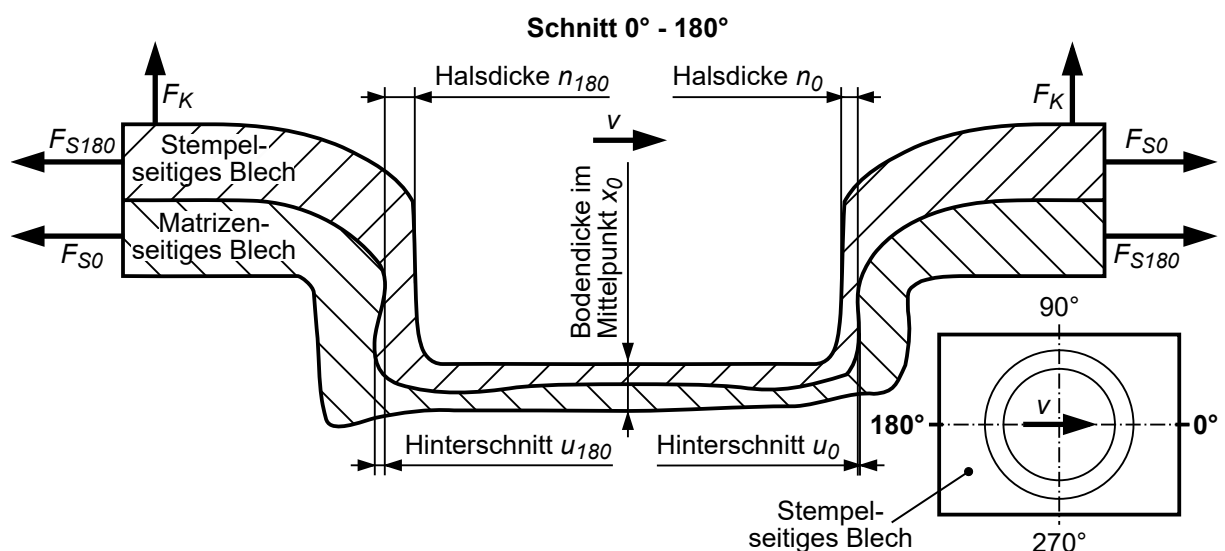


Abbildung 8.4: Definition der geometrischen Kenngrößen sowie der Belastungsrichtungen Kopf- F_K und Scherzug F_{S0} bzw. F_{S180} anhand eines Rotationsclinchpunkts ohne Vorloch unter Berücksichtigung der Blechvorschubrichtung

Traten während des Fügeprozesses Risse im Halsbereich des Clinchpunkts auf, so beträgt der zugehörige Kennwert der Halsdicke in den Auswertungen 0. Ein theoretisch auftretender negativer Hinterschnitt durch einen Spalt zwischen stempel- und matrizenartigem Blech wurde ebenfalls als 0 gewertet.

Bei der Analyse der geometrischen Ausformung der Clinchpunkte wurden für DC04-DC04 und DC04-HCT980 pro Schnittebene je vier Schlibfbilder angefertigt und für DC04-AW6082 drei. Die Charakterisierung der Schnittflächen für das Halbzeug HCT980 erfolgte anhand der in Abschnitt 2.2.3 definierten Kenngrößen mittels der Profilmesseinrichtung (Abschnitt 4.2.4). In jede Richtung wurden diese an jeweils drei Proben ermittelt.

Um eine bessere Vergleichbarkeit der einzelnen Schlibfbilder untereinander sowie mit den Simulationsergebnissen zu ermöglichen, wurden die Schlibfbilder mit Hilfe der Software Matlab digitalisiert. Die bildliche Darstellung der Konturen der Clinchpunkte bzw. der schergeschnittenen Flächen erfolgt jeweils exemplarisch an einer repräsentativen Probe. An ausgewählten Clinchpunkten wurde neben der Geometrie auch die Gefügestruktur anhand geätzter Schlibfe analog zu Abschnitt 5.1 analysiert.

Härteverlauf

Die Messungen wurden mit dem in Abschnitt 4.2.6 beschriebenen Härteprüfsystem mit einer Prüfkraft von 1,961 N durchgeführt, woraus nach DIN EN ISO 6507-1, (2016-08, S. 6, 10) das Härtesymbol HV 0,2 zur Benennung der Vickers-Kleinkraft-Härte resultiert. Die Messstellen liegen als gitterförmiges Raster unter Einhaltung der Vorgaben nach DIN EN ISO 6507-1, (2016-08) vor. Die Härtemessungen werden im Ergebnisteil an exemplarischen Schlibfbildern dargestellt, um die während des Rotationsclinchprozesses stark umgeformten Bereiche zu identifizieren.

Spannungen und Dehnungen

Die in der Simulation im Clinchpunkt auftretenden Spannungen und Dehnungen können mit dem im Experiment ermittelten Härteverlauf validiert werden. Nach Wilhelm, (1969, S. 46-48) liegt beim Vollvorwärtsfließpressen zwischen der Vickershärte und der lokalen Vergleichsformänderung sowie der Fließspannung eine strenge Korrelation vor. Auch die beim Scherschneiden induzierte Verformungsverfestigung lässt sich durch erhöhte Härtewerte nachweisen (Demmel, 2014, S. 109). In dieser Arbeit wird dazu der Vergleichsumformgrad nach von Mises herangezogen.

Darüber hinaus werden die Spannungen in den Werkzeugaktivelementen ausgewertet, um die Belastungen des Werkstoffs bewerten und kritische Bereiche identifizieren zu können. Als Grundlage dient die Vergleichsspannung nach von Mises.

Mechanische Eigenschaften

Die mechanischen Festigkeiten der Fügeverbindung geben Aufschluss über deren Tragfähigkeit. Entsprechend der geometrischen Ausformung der Rotationsclinchnpunkte ist auch bei den mechanischen Festigkeiten eine Richtungsabhängigkeit zu berücksichtigen. Die bestehenden Prüfverfahren wurden deshalb erweitert und adaptiert, wodurch auch für Rotationsclinchnpunkte aussagekräftige Kennwerte gewonnen werden können. Durch die Prüfung der Clinchnpunkte in unterschiedlichen, auf die Blechvorschubrichtung referenzierten Belastungsrichtungen kann das Ausmaß der Anisotropie der Fügeverbindung quantifiziert werden.

Bei der Kopfzugprüfung wird der gesamte Clinchnpunkt gleichmäßig über den Umfang belastet (Abschnitt 2.1.3). Die Kopfzugfestigkeit F_{Kmax} , d. h. die während der Kopfzugprüfung maximal auftretende Kraft, wurde an KS2-Proben nach den Vorgaben in DVS/EFB 3480-1, (2007-12, S. 4) ermittelt. Die Probenbreite weicht davon ab (Abbildung 8.5), um eine exakte Positionierung während des Fügevorgangs sicherzustellen. Durch die V-förmige Nut in den Führungsrollen (Abschnitt 6.2) ist ein schmäleres stempelseitiges Blech erforderlich. Der Überlappungsbereich der beiden U-förmigen Probenhälften beträgt 22 mm. Die Probe wurde in der Prüfvorrichtung mittels Schraubverbindungen im Einspannbereich befestigt. Aufgrund der Vorgaben des in Abschnitt 4.1 beschriebenen Versuchsaufbaus sind keine einschnittig überlappten Kopfzugproben entsprechend DVS/EFB 3480-1, (2007-12, S. 3-4) und DIN EN ISO 14272, (2016-11) verwendbar, da zueinander kreuzförmig ausgerichtete Probenbleche nicht reproduzierbar durch die Versuchsanlage transportiert werden können. Darüber hinaus weist die KS2-Probe eine hohe Steifigkeit auf und reduziert dadurch eine unerwünschte Verformung der Probenhälften während der Prüfung.

Zur Ermittlung der maximal ertragbaren Scherzugkräfte wurde infolge der einfachen Herstellbarkeit eine einschnittig überlappte Scherzugprobe entsprechend DVS/EFB 3480-1, (2007-12, S. 2-3) gewählt, die an die Prüfung von Widerstandspunktschweißverbindungen angelehnt ist (DIN EN ISO 14273, 2016-11). Bei dieser Probenform liegt vorwiegend eine Beanspruchung durch Scherzug vor, welche jedoch kombiniert mit den weiteren Belastungsformen Kopf- und Schälzug auftritt (DVS/EFB 3480-1, 2007-12, S. 2). Abbildung 8.5 zeigt die Geometrie der verwendeten Scherzugprobe. Die Probenbreiten weichen aus Positionierungsgründen ebenfalls geringfügig von der Norm ab. Die Einstellung der definierten Überlappungsbreite von 16 mm

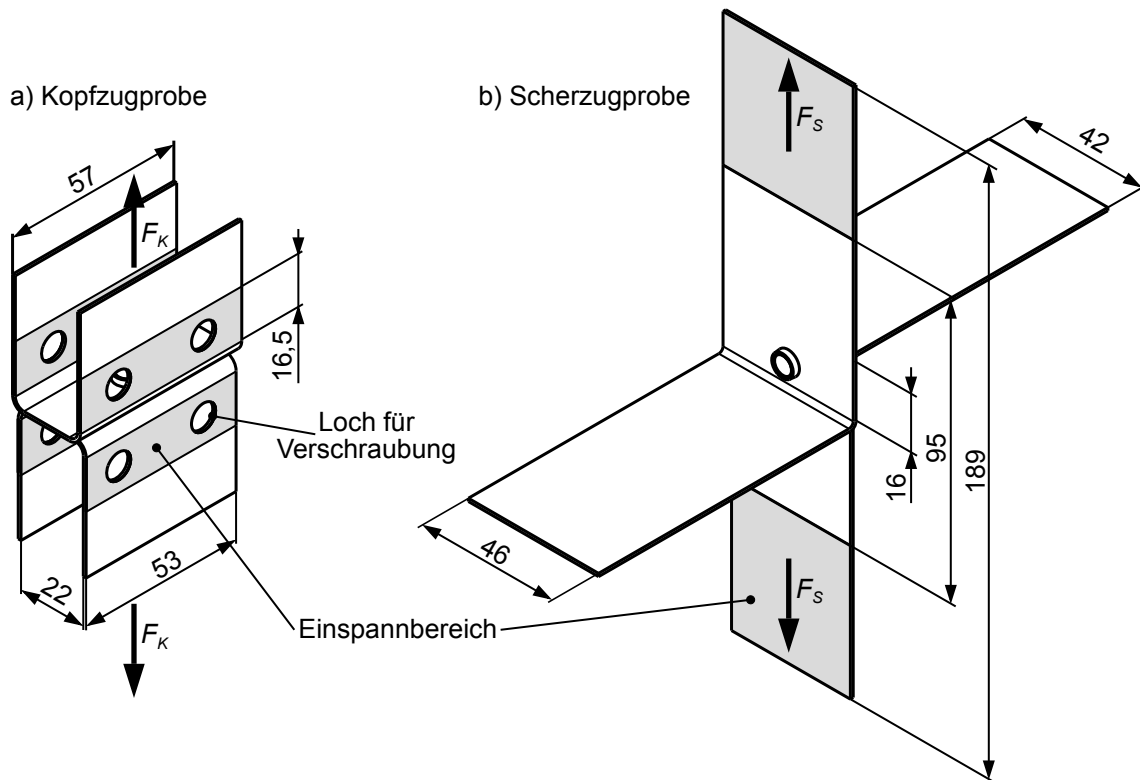


Abbildung 8.5: Geometrische Abmessungen der verwendeten Probengeometrien zur Prüfung der mechanischen Verbindungseigenschaften Kopf- (a) und Scherzug (b)

erfolgte nach dem Fügevorgang, da im Versuchsaufbau nur ebene Bleche zuverlässig verbunden werden können. Die freie Einspannlänge der Proben betrug 95 mm und die Einspannlänge 47 mm. Die Verwendung von Ausgleichsblechen entsprechend der Dicke der Blechzuschnitte sorgte für eine parallele Ausrichtung der Probenhälften während des Scherzugversuchs.

Die Scherzugprüfung ermöglicht aufgrund ihrer Probenform eine Analyse der Anisotropie der Fügeverbindung, da der Lastpfad nur über einen Teilbereich des Clinchpunkts führt. Die rotationsgeclinchten Proben wurden in zwei unterschiedlichen Richtungen geprüft (Abbildung 8.4), d. h. zum einen in (0° -Richtung) und zum anderen entgegengesetzt der Vorschubrichtung (180° -Richtung). Die jeweiligen Scherzugfestigkeiten sind als F_{Smax0} und $F_{Smax180}$ benannt.

Die Kopf- und Scherzugversuche wurden quasistatisch im oberen Prüfraum der in Abschnitt 4.2.1 beschriebenen Zugdruckprüfmaschine mit der nach DVS/EFB 3480-1, (2007-12, S. 9) maximal zulässigen Traversengeschwindigkeit von 10 mm/min geprüft. Im Falle der Halbzeugkombination DC04-DC04 erfolgte wegen der großen Streuung die von DVS/EFB 3480-1, (2007-12, S. 9) empfohlene Auswertung von sieben Proben je Parametereinstellung und Zielgröße. Infolge der geringeren Schwankungen bei den Halbzeugkombinationen DC04-AW6082 und DC04-HCT980 konnte der Versuchsumfang zur Analyse der mechanischen Eigenschaften auf vier bzw. fünf Proben reduziert werden.

Neben den Kopf- und Scherzfestigkeiten wurden auch die zugehörigen Versagensarten ausgewertet. Analog zu Abschnitt 2.1.3 fand eine Einteilung in Ausknöpfen, Mischversagen und Halsriss statt. Auf diese Weise können Zusammenhänge zwischen den geometrischen Kenngrößen und den mechanischen Eigenschaften der Fügeverbindung hergestellt werden. Die Anteile der jeweiligen Versagensarten an der zugehörigen Versuchsanzahl werden in % dargestellt.

8.4 Auswertung der Versuchsergebnisse

Zur Auswertung der Ergebnisse wurde entsprechend der Versuchsanzahl n_V der arithmetische Mittelwert für die jeweilige Größe gebildet. Die Bestimmung der Standardabweichung s_S der Stichproben erfolgte abhängig vom Wert x_i des i -ten Messwerts und des Erwartungswerts \bar{x} zu

$$s_S = \sqrt{\frac{1}{n_V - 1} \sum_{i=1}^{n_V} (x_i - \bar{x})^2} \quad (8.2)$$

Darüber hinaus werden die gewonnenen Versuchsergebnisse mit Hilfe von Regressionsmodellen in Form von Polynomen beschrieben, wobei die Faktoren und Zielgrößen wegen der einheitlichen Darstellung mit einem Strich „,“ versehen wurden. Zur Bestimmung der Modellgüte wird das Bestimmtheitsmaß R^2 herangezogen. Für $R^2 = 1$ werden im Allgemeinen die Messpunkte perfekt abgebildet und im Falle von $R^2 = 0$ ist die Anpassungsgüte ungenügend (Cleff, 2011, S. 156). Lieferten dabei zwei Modellansätze unterschiedlicher Ordnung die gleiche Ergebnisgüte, so wurde im Sinne einer effizienten Modellbildung dem Ansatz mit der geringeren Ordnung der Vorzug gegeben.

Die Erstellung der Modelle sowie die Bestimmung der Vertrauensbereiche erfolgte für die untersuchten Parameter Stempelrollradius und Vorlochversatz durch das Softwarepaket Matlab. Im Rahmen der Optimierung der Stempelgeometrie fand das Versuchsplanungs- und Statistikprogramm Visual-XSel 11.0 der Crgraph GbR (Starnberg) (Crgraph GbR, 2015, S. 1) Anwendung.

9 Ergebnisse

Die Daten aus den Experimenten und Versuchen bilden die Grundlage für deren statistische Auswertung sowie die Ableitung von Zusammenhängen zwischen den Faktoren und den Zielgrößen. Um eine hohe Güte der Ergebnisse sicherzustellen, werden die verwendeten Methoden zunächst validiert (Abschnitt 9.1). Darauf aufbauend erfolgt die Gegenüberstellung der Verfahren Hub- und Rotationsclinchen (Abschnitt 9.2), wodurch Analogien und Unterschiede herausgearbeitet werden. Die Analyse der Parameter Rollradius (Abschnitt 9.3) und Vorlochversatz (Abschnitt 9.4) dient zur Erweiterung des Prozessverständnisses beim Rotationsclinchen und ist die Basis für die Optimierung der Stempelgeometrie in Abschnitt 9.6.

In den folgenden Untersuchungen werden vereinfachend nur die Faktoren genannt, für die in den jeweiligen Abschnitten eine Variation stattfindet. Die restlichen Einstellungen der Faktoren entsprechen den in den Tabellen 8.1 und 8.2 definierten Referenzwerten.

9.1 Validierung der verwendeten Methoden

Dieser Abschnitt gliedert sich in die Validierung des Messkonzepts und des Simulationsmodells. Beide liefern Ergebnisse, welche zum gegenseitigen Abgleich verwendet werden können.

9.1.1 Validierung des Messkonzepts

Zur Überprüfung des entwickelten Messkonzepts erfolgt ein direkter Vergleich mit einem unabhängigen Messsystem. Beim Hubclinchen wurden die Kräfte sowohl durch die DMS am Stempel als auch durch die Zugdruckprüfmaschine erfasst. Da letztere bei der Kalibrierung nur zum Aufbringen der Kräfte und nicht zum Ermitteln der Messgrößen verwendet wurde, ist eine Möglichkeit zur unabhängigen Validierung des Messkonzepts gegeben. Anhand der direkten Gegenüberstellung der Normalkräfte F_N beider Messsysteme in Abbildung 9.1 verdeutlicht sich die hohe Genauigkeit des verwendeten Messaufbaus unter einachsiger Beanspruchung.

Die Wiederholgenauigkeit des aufgebauten Messsystems wurde durch zehnmaliges Messen während des Rotationsclinchens bei identischen Parametereinstellungen an der Halbzeugkombination DC04-DC04 überprüft. Abbildung 9.2 zeigt für die Querkräfte einen identischen Verlauf. Geringfügige Abweichungen treten bei den Normalkräften auf, welche auf Schwankungen im Halbzeug und in den tribologischen Bedingungen zurückgeführt werden können.

Für die folgenden Auswertungen der Kraftmesskurven bei einer bestimmten Parametereinstellung wurden die Einzelmessungen gemittelt. Die dadurch entstehende Mittelwertskurve ist ebenfalls in Abbildung 9.2 dargestellt.

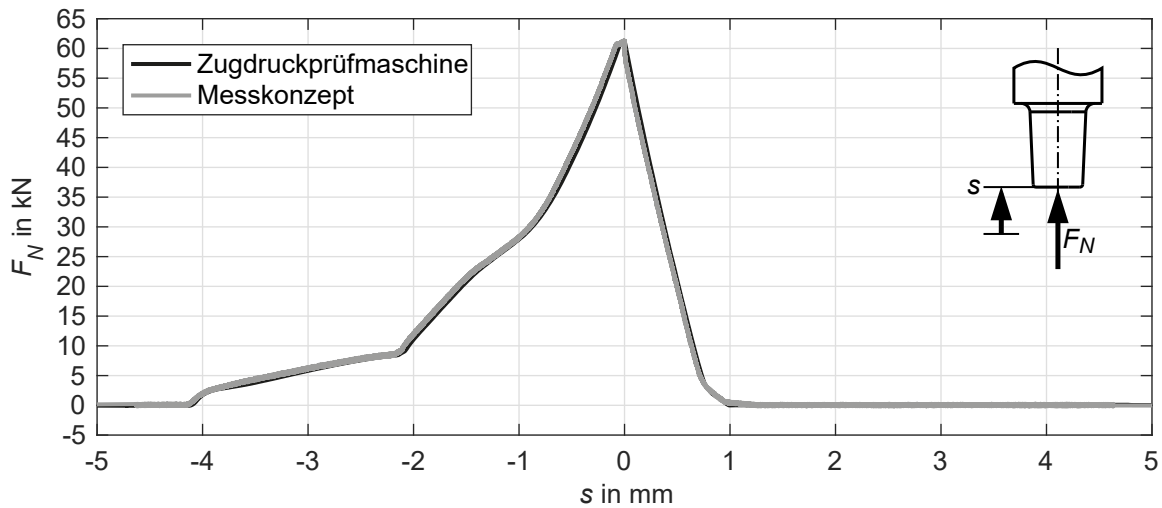


Abbildung 9.1: Vergleich der von der Zugdruckprüfmaschine gemessenen Normalkraft F_N mit derjenigen des entwickelten Messkonzepts beim Hubclinchen ohne Vorloch in Abhängigkeit des Traversenwegs s (Halbzeugkombination DC04-DC04, unterer Umkehrpunkt bei $s = 0$ mm)

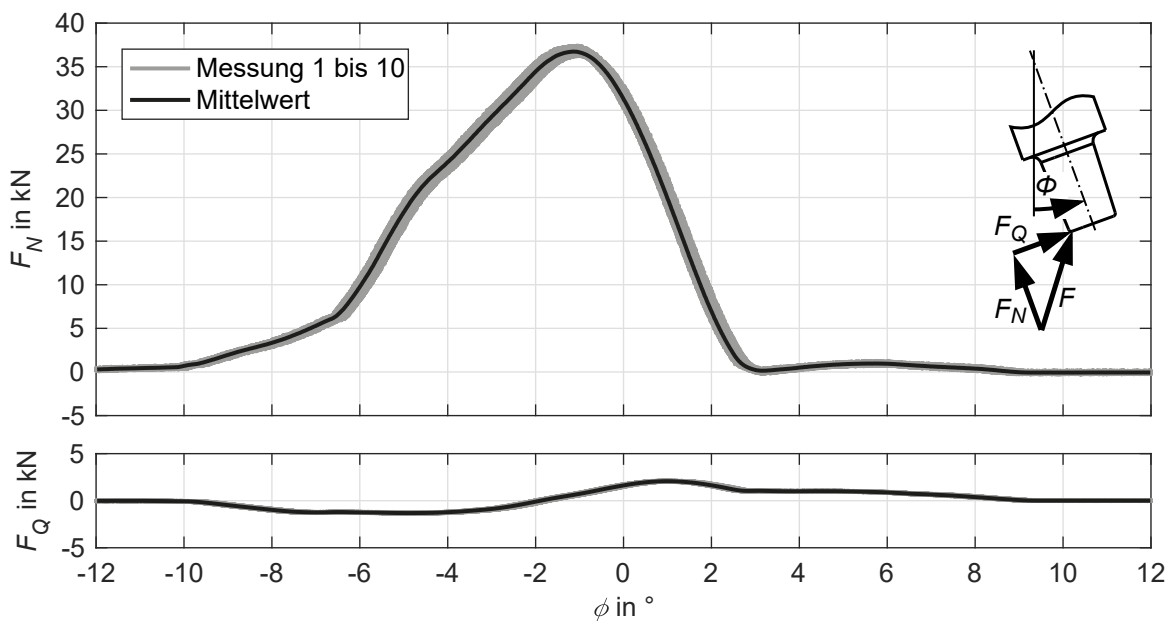


Abbildung 9.2: Darstellung von zehn Messungen der Normal- F_N und Querkraftverläufe F_Q beim Rotationsclinchen ohne Vorloch mit zugehörigem Mittelwert in Abhängigkeit des Stempelwinkels ϕ (Halbzeugkombination DC04-DC04, unterer Umkehrpunkt bei $\phi = 0^\circ$)

9.1.2 Validierung der Simulationsmodelle

Die Validierung der verwendeten Simulationsmodelle erfolgte mit den beim Hubclinchen üblichen Methoden (Abschnitt 2.1.5). Die im Experiment und der Simulation auftretenden Fügekkräfte wurden abgeglichen sowie die Geometrien der Clinchpunkte gegenübergestellt. Die Parametereinstellungen wurden entsprechend den Tabellen 8.1 und 8.2 gewählt.

Abbildung 9.3 vergleicht den beim Rotationsclinchen ohne Vorloch für die Halbzeugkombination DC04-DC04 experimentell ermittelten Kraftverlauf mit den Simulationsergebnissen. Die Verläufe von Normal- und Querkraft sind in beiden Fällen nahezu identisch.

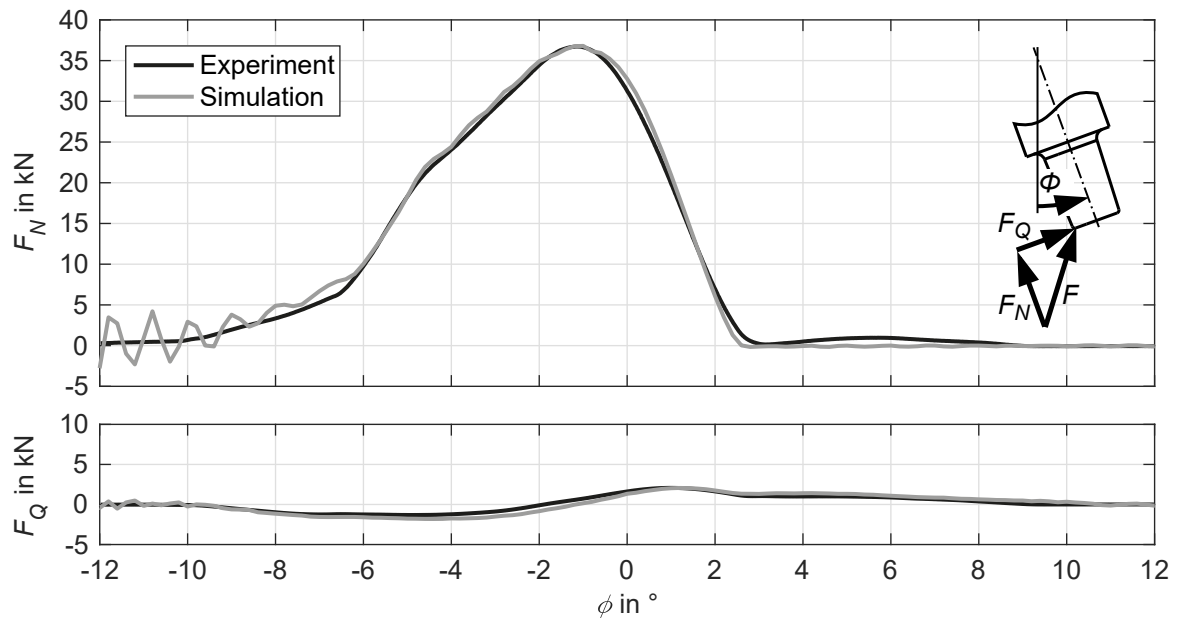


Abbildung 9.3: Normal- F_N und Querkraftverläufe F_Q beim Rotationsclinchen ohne Vorloch im Experiment und in der Simulation in Abhängigkeit des Stempelwinkels ϕ (Halbzeugkombination DC04-DC04)

Demgegenüber treten beim Rotationsclinchen mit Vorloch in den Kraftverläufen Abweichungen auf (Abbildung 9.4). Die Ursache dafür kann darin begründet liegen, dass das vorgelochte Blech in der Simulation rein geometrisch modelliert wurde. Die durch den Scherschneidprozess entstehenden plastischen Verformungen und die daraus resultierenden Verfestigungen im Werkstoff (Demmel, 2014, S. 109-111) wurden nicht berücksichtigt. Darüber hinaus weist eine schergeschnittene Fläche geometrische Merkmale auf, wie z. B. Kerben und Rauigkeiten, die im Sinne einer effizienten Simulation nicht abgebildet werden können.

Die periodischen Schwankungen der berechneten Kraftkurven vor dem Eintauchen des Stempels in die Bleche sind auf Schwingungen in den Werkzeugaktivelementen aufgrund der geringen Elementgröße und der Dynamik des Prozesses im Rahmen der expliziten Simulation zurückzuführen. Sobald Kontakt zwischen den Blechen und den Aktivelementen auftritt, werden die Schwingungen gedämpft und beeinflussen den Prozess nicht.

Die Simulationsmodelle für das Rotationsclinchen ohne und mit Vorloch bilden die Geometrie der Clinchpunkte exakt ab (Abbildung 9.5). Abbildung 9.6 zeigt, dass die Halsdicken und Hinterschnitte mit Hilfe der verwendeten Simulationsmodelle genau vorhergesagt werden können.

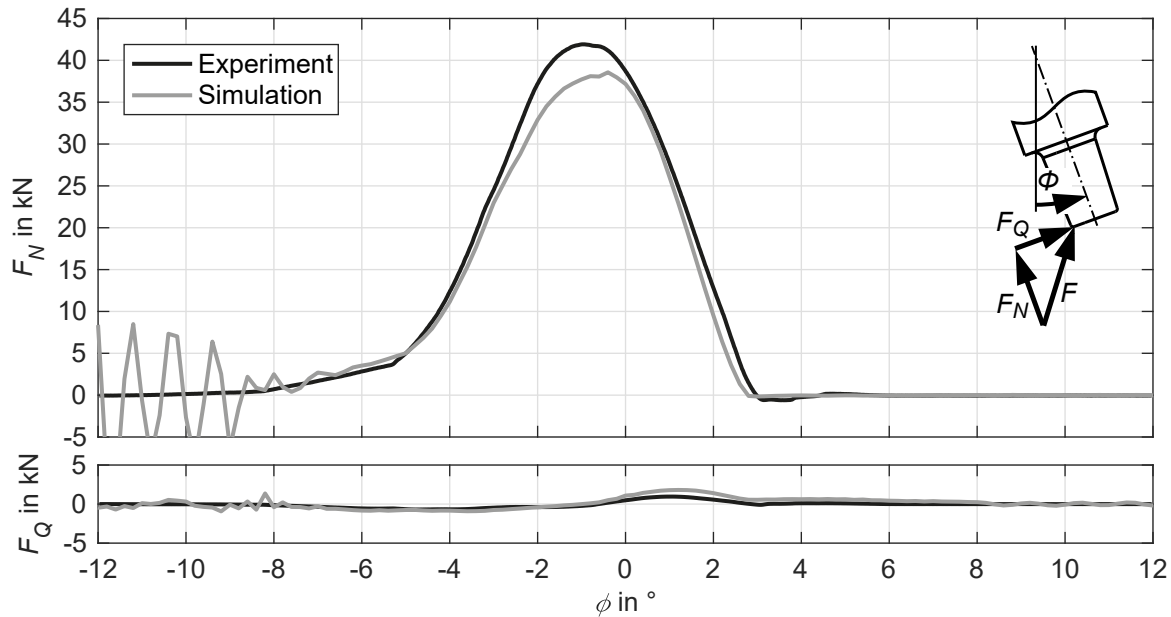


Abbildung 9.4: Normal- F_N und Querkraftverläufe F_Q beim Rotationsclinchen mit Vorloch im Experiment und in der Simulation in Abhängigkeit des Stempelwinkels ϕ (Halbzeugkombination DC04-HCT980)

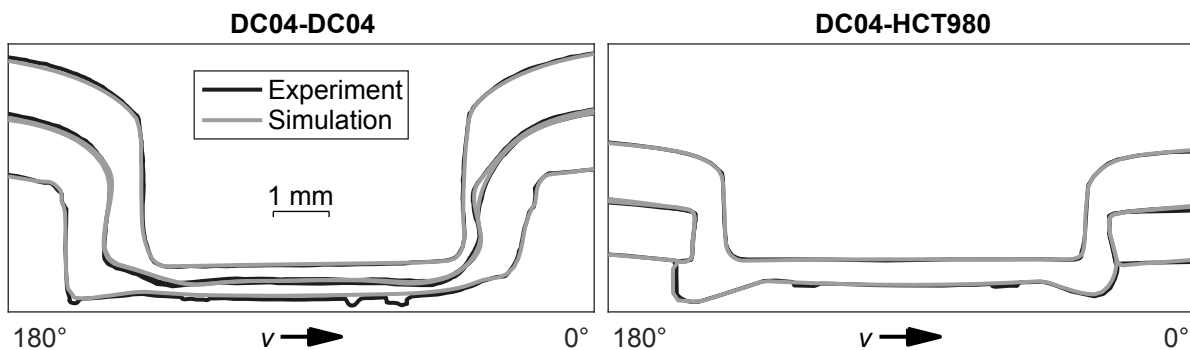


Abbildung 9.5: Geometrische Ausformung der Clinchpunkte in Abhängigkeit der Verfahrensvarianten ohne (DC04-DC04) und mit Vorloch (DC04-HCT980) im Experiment und in der Simulation

Die größten Abweichungen zwischen Experiment und Simulation treten beim Rotationsclinchen im Falle der Halsdicke n_{180} mit einem Wert von 0,08 mm auf.

Die Gegenüberstellung von gemessener Härteverteilung im Rotationsclinchenpunkt und dem Verlauf des Vergleichsumformgrads nach von Mises $\varphi_{v,M}$ liefert eine weitere Möglichkeit zur Beurteilung der Güte des Simulationsmodells (Abschnitt 2.1.5). Die Bereiche hoher Härte, welche insbesondere im Bodenbereich und im stempelseitigen Blech in 0° -Richtung auftreten, entsprechen in der Simulation den Gebieten mit hoher Umformung (Abbildung 9.7).

9.1.3 Diskussion

Durch das entwickelte Kraftmesskonzept besteht erstmalig die Möglichkeit, sowohl Quer- als auch Normalkräfte während des Rotationsclinchens in unmittelbarer Nähe des Umformvor-

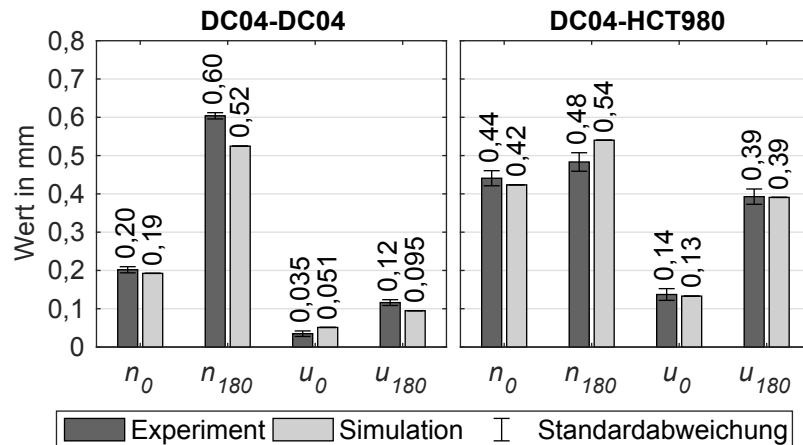


Abbildung 9.6: Geometrische Kennwerte von Halsdicke (n_0 und n_{180}) und Hinterschnitt (u_0 und u_{180}) im Experiment und in der Simulation in Abhängigkeit von der Halbzeugkombination und der Verfahrensvariante

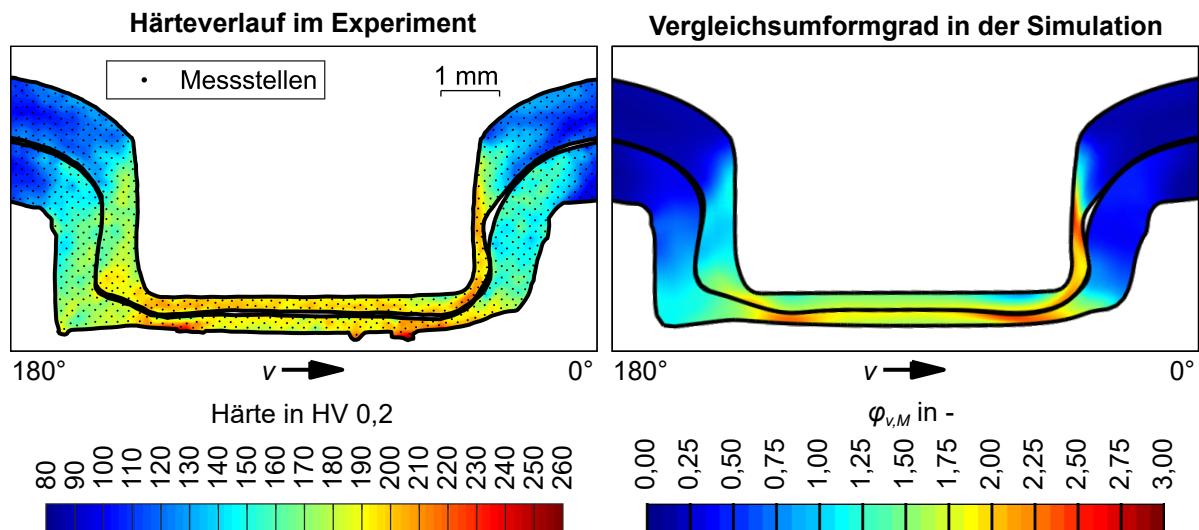


Abbildung 9.7: Experimentell ermittelte Härteverteilung im Rotationsclinchnpunkt und Verlauf des Vergleichsumformgrads nach von Mises $\phi_{v,M}$ in der Simulation (Halbzeugkombination DC04-DC04)

gangs zu quantifizieren. Die Übereinstimmung der messtechnisch ermittelten Normalkraftverläufe beim Hubclinchen bestätigt die Richtigkeit der gewählten Methodik in Normalenrichtung durch ein unabhängiges Messsystem. Der Abgleich zwischen der im Experiment und in der Simulation ermittelten Kraftverläufe zeigt die Validität beider Methoden auf. Die experimentelle Bestimmung der Querkräfte lieferte wesentliche Informationen zur Kalibrierung des Simulationsmodells.

Die geringen Unterschiede zwischen den Schlibbildern und den simulierten Clinchnpunktgeometrien bestärken die Fehlerfreiheit der Vorgehensweise zur Versuchsdurchführung sowie des Simulationsaufbaus. Gegenüber früheren Arbeiten zum Rotationsclinchen (Rill et al., 2014, S. 633; Rill, 2015, S. 80, 82, 104) weisen die Simulationsmodelle eine signifikant höhere Ge-

nauigkeit auf. Im Rahmen der Messgenauigkeit und der statistischen Schwankungen stellen die entwickelten Modelle eine optimale Kombination aus Genauigkeit und Effizienz für die folgenden Studien dar.

9.2 Gegenüberstellung von Hub- und Rotationsclinchen

Aufgrund der inhärenten Kinematik des Rotationsclinchens treten deutliche Unterschiede gegenüber dem Hubclinchen auf. Um das umfangreiche Wissen aus dem Bereich Hubclinchen (Abschnitt 2.1) für das Rotationsclinchen nutzbar zu machen, ist ein tiefgehendes Verständnis der beiden Prozesse wesentlich. Dieser Abschnitt konzentriert sich demzufolge auf die Gegenüberstellung der beiden Verfahren hinsichtlich des Ablaufs der Verbindungsausbildung, die damit einhergehenden Fügekräfte und die geometrische Ausformung der Clinchpunkte. Dazu werden die Referenzkonfigurationen für das Rotationsclinchen entsprechend den Tabellen 8.1 und 8.2 verwendet.

9.2.1 Ablauf der Verbindungsausbildung

Der Ablauf der Verbindungsausbildung wird exemplarisch anhand der beiden Halbzeugkombinationen DC04-DC04 und DC04-HCT980 dargestellt. Diese Wahl liegt an der Verschiedenartigkeit der Verfahrensvarianten mit und ohne Vorloch begründet.

Abbildung 9.8 zeigt den Verlauf der Normal- und Querkräfte für die Halbzeugkombination DC04-DC04 und Abbildung 9.10 für die Halbzeugkombination DC04-HCT980. Bezüglich der Normalkräfte ähneln sich die beiden Verfahren Hub- und Rotationsclinchen trotz unterschiedlicher Werkzeugkinematik. Beim Rotationsclinchen treten zusätzlich Querkräfte auf.

Anhand der Normalkräfte können beide Verfahren analog Abschnitt 2.1.2 in fünf Phasen eingeteilt werden (Abbildung 9.8 1a bis 5a bzw. 1b bis 5b und Abbildung 9.10 1a bis 5a bzw. 1b bis 5b). Schliffbilder der unterschiedlichen Prozessphasen dienen dem tieferen Verständnis des Fügevorgangs (Abbildungen 9.9 und 9.11).

Phasen 1a und 1b - Fixieren der Halbzeuge

Nach dem Aufsetzen des Niederhalters auf den zu fügenden Blechen fixiert dieser die beiden Fügepartner mit zunehmender Hub- bzw. Rotationsbewegung. Die Geometrie der Halbzeuge und die Fügekräfte bleiben davon unbeeinflusst.

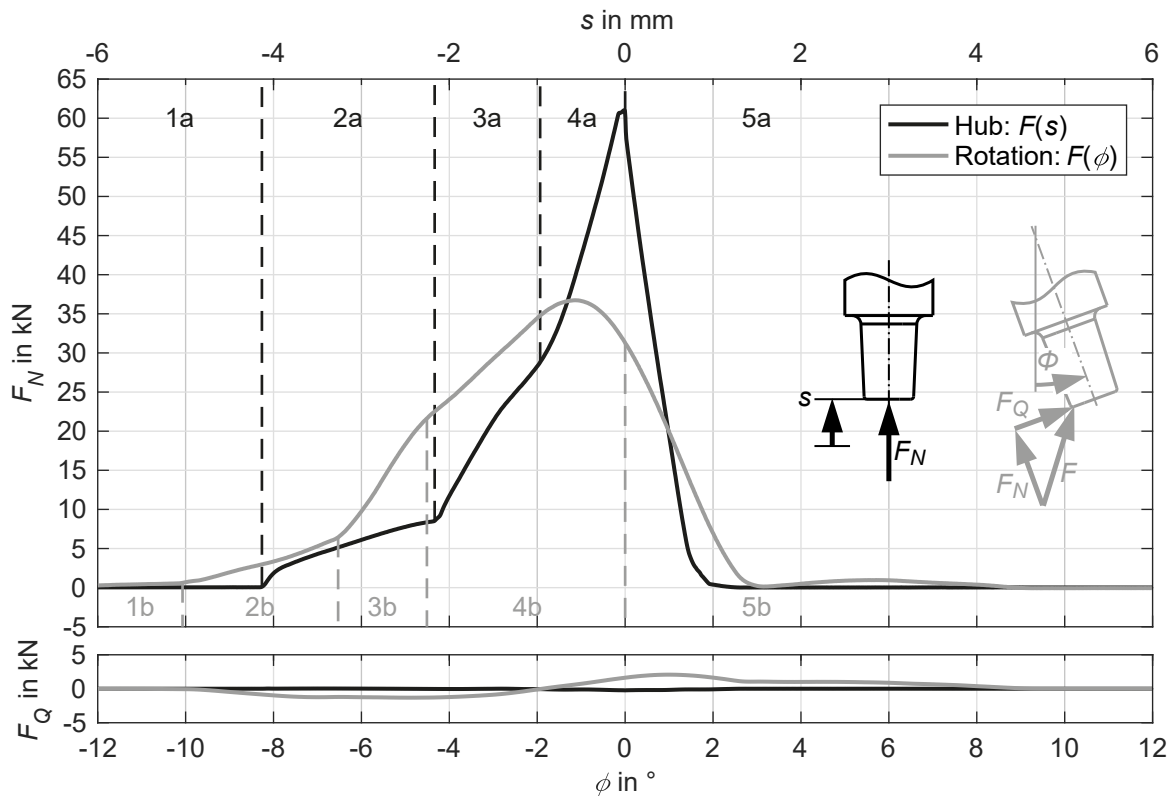


Abbildung 9.8: Verlauf der Fügekräfte F_N und F_Q beim Hub- und Rotationsclinchen ohne Vorloch während der unterschiedlichen Prozessphasen 1a bis 5a bzw. 1b bis 5b in Abhängigkeit des Traversenwegs s bzw. des Stempelwinkels ϕ (Halbzeugkombination DC04-DC04)

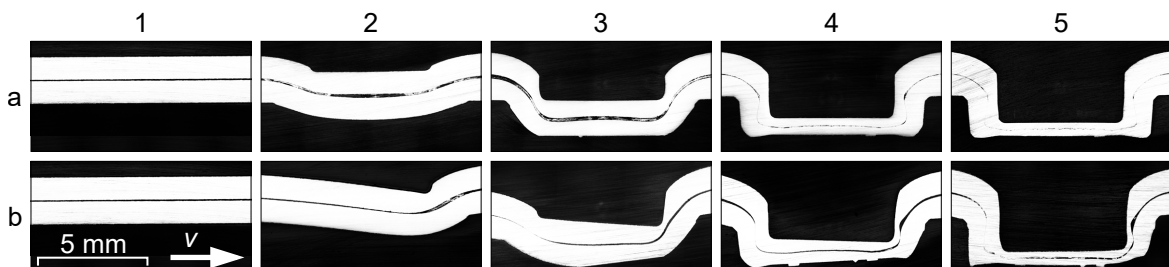


Abbildung 9.9: Ausbildung der Clinchpunkte beim Hub- und Rotationsclinchen ohne Vorloch abhängig von den verschiedenen Prozessphasen 1a bis 5a bzw. 1b bis 5b (Halbzeugkombination DC04-DC04)

Phasen 2a und 2b - Durchsetzen der Halbzeuge

Clinchen ohne Vorloch Durch den größer werdenden Kontakt zwischen Stempel und Blech werden die Werkstoffe durchgesetzt und die Normalkraft steigt (Abbildung 9.8 2a und 2b). Während letztere beim Hubclinchen abrupt zunimmt, erfolgt der Übergang beim Rotationsclinchen sanfter. Aufgrund der Verkippung zwischen den Werkzeugaktivelementen und dem Blech steigt beim Rotationsclinchen die Querkraft. Ausgehend von der Stempelkante in 0° -Richtung wird der Werkstofffluss innerhalb des stempelseitigen Blechs unterbunden und ein Nachfließen in den folgenden Phasen verhindert.

Clinchen mit Vorloch Bei den Clinchverfahren mit Vorloch ersetzt der matrizenseitige, vorgelochte Blechwerkstoff die Matrizenflanken (Abbildung 9.11 2a und 2b). Analog zum Rotationsclinchen ohne Vorloch findet eine Ausformung des Clinchpunkts ausgehend von der Stempelkante statt, wodurch sich die Verläufe der Normal- und Querkräfte grundsätzlich ähneln (Abbildung 9.10 2b). Die beim Rotationsclinchen auftretende Querkraft ist im Verhältnis zur Normalkraft verschwindend gering.

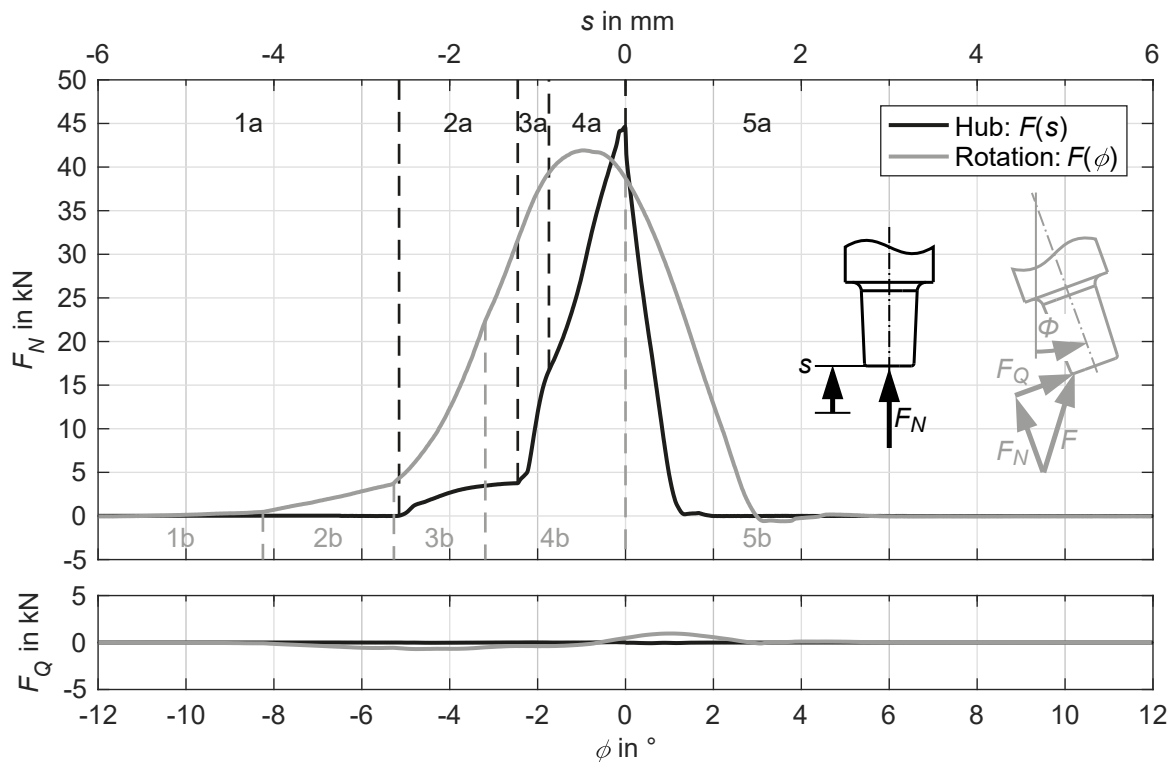


Abbildung 9.10: Verlauf der Fügekräfte F_N und F_Q beim Hub- und Rotationsclinchen mit Vorloch während der unterschiedlichen Prozessphasen 1a bis 5a bzw. 1b bis 5b in Abhängigkeit des Traversenwegs s bzw. des Stempelwinkels ϕ (Halbzeugkombination DC04-HCT980)

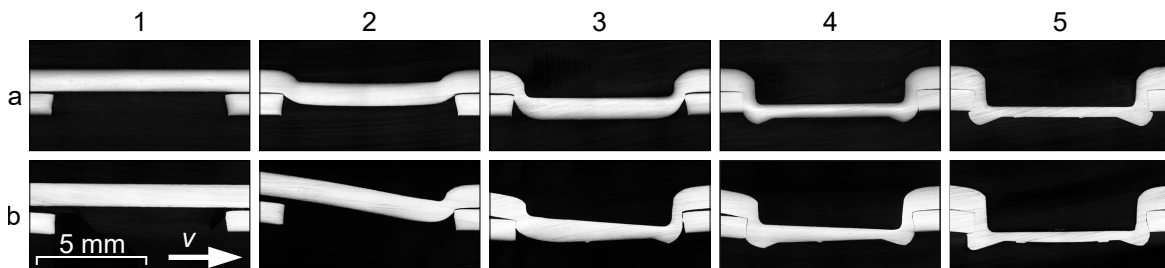


Abbildung 9.11: Ausbildung der Clinchpunkte beim Hub- und Rotationsclinchen mit Vorloch abhängig von den verschiedenen Prozessphasen 1a bis 5a bzw. 1b bis 5b (Halbzeugkombination DC04-HCT980)

Phasen 3a und 3b - Stauchen der Halbzeuge

Clinchen ohne Vorloch In dieser Phase tritt das matrizenseitige Blech mit dem Matrizenboden in Kontakt, wodurch die beiden Halbzeuge zwischen Stempel und Matrize gestaucht werden. Dieser Vorgang ist unabhängig von der Kinematik durch einen stärkeren Anstieg der Normalkraft gekennzeichnet (Abbildung 9.8 3a und 3b). Die beim Rotationsclinchen wirkende Querkraft bleibt konstant auf dem Niveau der vorhergehenden Phase. Aufgrund der Tiefe der Matrize und des durch die Stempelkante unterbrochenen Werkstoffflusses tritt ein starkes Ausdünnen des Halses in 0° -Richtung auf. Die Gefügestruktur des stempelseitigen Blechs zeigt langgestreckte Körner mit zeilig ausgerichteten Karbiden (Abbildung 9.12 b). Das matrizenseitige Blech erfährt eine geringere Umformung.

Clinchen mit Vorloch Die Normalkraft steigt analog zum Clinchen ohne Vorloch stärker als in der vorherigen Phase an. Im Gegensatz zum Rotationsclinchen ohne Vorloch beginnt bereits die Füllung des Ringkanals in 0° -Richtung (Abbildung 9.11 3b). Die Vorverteilung des stempelseitigen Blechwerkstoffs hat beim Rotationsclinchen mit Vorloch eine geringere Auswirkung als beim Rotationsclinchen ohne Vorloch. Infolge der geringeren Matrizen-tiefe (Abbildung 6.3) wird der stempelseitige Blechwerkstoff weniger stark gestreckt, wodurch mehr Werkstoff auf der Eintauchseite zur Ausbildung des Hinterschnittes zur Verfügung steht.

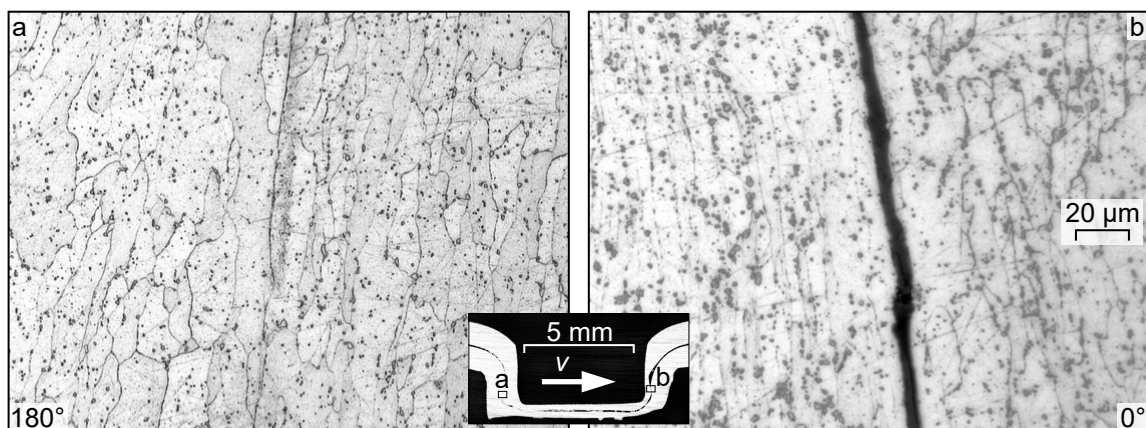


Abbildung 9.12: Ausbildung des Werkstoffgefüges in den Halsbereichen des Rotationsclinchenpunkts ohne Vorloch aufgrund unterschiedlich starker Umformung während des Prozesses (Halbzeugkombination DC04-DC04)

Phasen 4a und 4b - Fließpressen der Halbzeuge

Clinchen ohne Vorloch An das Stauchen der Blechwerkstoffe schließt sich das Fließpressen an, so dass diese in den Ringkanal der Matrize fließen. Durch das Verdrängen des Werkstoffs in radiale Richtung beginnt sich der für die Fügeverbindung charakteristische Hinterschnitt auszubilden. Als Resultat der Vorverteilung des stempelseitigen Blechwerkstoffs in Phase 2b befindet

sich in 0° -Richtung zu wenig Werkstoff, um den Ringkanal vollständig zu füllen. Die Rotation der Werkzeugaktivelemente führt zusätzlich zu einem Verdrängen des Blechwerkstoffs in 180° -Richtung. Beim Vergleich von Abbildung 9.9 4a mit 4b zeigt sich, dass der Ringkanal in 180° -Richtung beim Rotationsclinchen vor dem Erreichen des unteren Umkehrpunkts ausreichend gefüllt ist. Die Bereiche der Bleche in 180° -Richtung werden nur gering umgeformt (Abbildung 9.12 a). Die Querkraft wechselt vor dem Auftreten des Normalkraftmaximums das Vorzeichen. Diese Tatsache ist ebenfalls auf die Vorverteilung des Werkstoffs zurückzuführen. Aufgrund der ungleichmäßigen Füllung der Matrizenkavität treten ausgehend von der 180° -Richtung große Querkräfte auf. Diese kompensieren die Querkräfte mit negativem Vorzeichen, welche durch die Verkipfung der Werkzeugaktivelemente zueinander bedingt sind. Einhergehend mit der vollständigen Ausformung des Clinchpunkts wird die Normalkraft bereits vor Erreichen des unteren Umkehrpunkts maximal. Im Gegensatz zum Hubclinchen, bei dem das Fließpressen des Blechwerkstoffs eine kontinuierlich ansteigende Normalkraft bis zum Erreichen der definierten Bodendicke des Clinchpunkts erzeugt, tritt beim Rotationsclinchen das Maximum der Normalkraft bereits vor dem Passieren des unteren Stempelumkehrpunkts auf.

Clinchen mit Vorloch Während im Normalkraftverlauf beim Hubclinchen ein deutlicher Unterschied zwischen den Phasen 3 und 4 zu beobachten ist, gehen diese beim Rotationsclinchen fließend ineinander über (Abbildung 9.10 3a und 4a bzw. 3b und 4b). Letzteres ist darauf zurückzuführen, dass beim Rotationsclinchen mit Vorloch bereits in Phase 3 die Füllung des Ringkanals beginnt (Abbildung 9.11 3b). Die Querkraft bleibt weiterhin bei negativen Werten nahe 0, bis sie schließlich gegen Ende der Phase einen Vorzeichenwechsel erfährt.

Phasen 5a und 5b - Rückziehen des Stempels und Abstreifen der Halbzeuge

Clinchen ohne Vorloch Nach dem vollständigen Ausformen des Clinchpunkts beginnt mit dem Rückziehen des Stempels die Entlastung der Werkzeuge. Die im Blechwerkstoff und im Werkzeugaufbau gespeicherte elastische Energie ist die Ursache dafür, dass die Werkzeuge nicht sofort vollständig entlastet werden, sondern der Kraftverlauf kontinuierlich abnimmt. Wegen der konischen Form des Stempels sind beim Hubclinchen keine Rückzugskräfte zu beobachten. Beim Rotationsclinchen verkippen die Werkzeugaktivelemente, wodurch der Kontakt zwischen Stempel und Halbzeug so lange bestehen bleibt, bis sich der Stempel pin außerhalb des Clinchpunkts befindet. Die Querkräfte erreichen dadurch in dieser Phase ihr Maximum. Anschließend fallen diese ab und bleiben wie die Normalkräfte bis zum Prozessende auf einem geringem Niveau.

Clinchen mit Vorloch Die Entlastung der Werkzeuge erfolgt analog zum Clinchen ohne Vorloch. Bedingt durch die geringere Matrizentiefe verkürzt sich die Rückzugsphase.

9.2.2 Fügekräfte und Werkzeugbeanspruchungen

Abbildung 9.13 zeigt einen Vergleich der Maxima und Minima der Normal- und Querkräfte während des Hub- und Rotationsclinchkvorgangs für unterschiedliche Halbzeugkombinationen. Das Rotationsclinchen führt im Allgemeinen zu einer Verringerung des Normalkraftmaximums F_{Nmax} gegenüber dem Hubclinchen. Während bei DC04-DC04 um 39,7 % geringere Kräfte auftreten, fällt die Reduzierung bei DC04-AW6082 mit 22,2 % und DC04-HCT980 mit 5,8 % geringer aus. Die Stempelrückzugskräfte, welche durch die Normalkraftminima F_{Nmin} mit negativem Vorzeichen repräsentiert werden, sind unabhängig vom Verfahren und von der Halbzeugkombination gering.

Obwohl die Abnahme der Gesamtlechdicken im Clinchpunktboden für die Halbzeugkombination DC04-DC04 72,5 %, für DC04-AW6082 74% und für DC04-HCT980 60 % beträgt (Abbildung 6.3), treten beim Hubclinchen von DC04-AW6082 die geringsten Normalkraftmaxima auf. Der verwendete Stempel hat im Gegensatz zu den restlichen Halbzeugkombinationen eine konische Spitze und einen geringeren Durchmesser (Abbildung 6.3). Ersteres erleichtert den seitlichen Werkstofffluss und Letzteres reduziert die im Eingriff befindliche Fläche.

Ein Vergleich mit der Literatur bestätigt die Zuverlässigkeit der Ergebnisse. Rill, (2015, S. 125) ermittelte für das Rotationsclinchen der Halbzeugkombination DC04-DC04 maximale Normalkräfte von 31,1 kN. Bezogen auf das Hubclinchen greift Rill, (2015) auf die Ergebnisse von Tox Pressotechnik GmbH & Co. KG, (2012a) zurück, wobei ein Wert von 60,7 kN als Gesamtpresskraft, d. h. die Summe aus Stempel- und Niederhalterkraft, angegeben wird. Für die Halbzeugkombination DC04-AW6082 beträgt der Richtwert nach Tox Pressotechnik GmbH & Co. KG, (2012b) und Rill, (2015, S. 125) 38,8 kN und für DC04-HCT980 39,9 kN (Tox Pressotechnik GmbH & Co. KG, 2015). Die in dieser Arbeit ermittelten Normalkraftwerte sind somit plausibel. Die geringen Abweichungen können auf Unterschiede in den mechanischen Eigenschaften der Blechwerkstoffe, deren Dicken, den tribologischen Bedingungen und im Werkzeugaufbau zurückgeführt werden.

Beim Hubclinchen sind im Rahmen der Messgenauigkeit keine wesentlichen Querkräfte festzustellen. Schwankungen sind durch Toleranzen im Werkzeugaufbau sowie Werkstoffinhomogenitäten zu erklären. Da der Versuchsaufbau durch die Verwendung eines Säulengestells in Kombination mit einer Zugdruckprüfmaschine grundsätzlich symmetrisch ist (Abschnitt 6.2), sind bei den häufig zum Clinchen eingesetzten Maschinen in C-Gestellbauweise (Abschnitt 2.1.1)

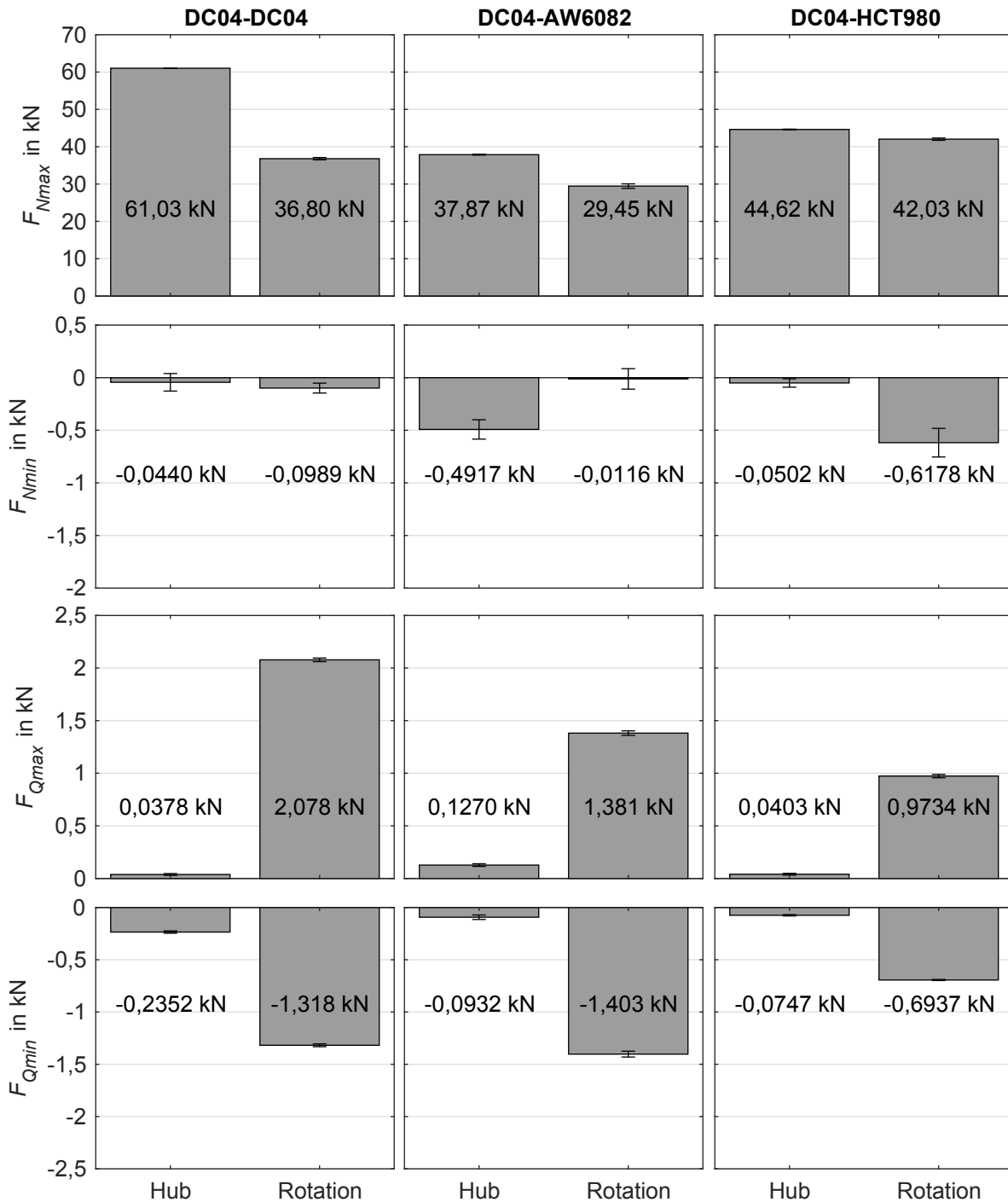


Abbildung 9.13: Maximale F_{Nmax} und minimale F_{Nmin} Stempelnormalkräfte sowie maximale F_{Qmax} und minimale F_{Qmin} Stempelquerkräfte mit zugehöriger Standardabweichung im Vergleich in Abhängigkeit von der Halbzeugkombination und der Verfahrenskinetik

aufgrund der großen Normalkräfte stärkere Verkippungen und folglich größere Querkräfte zu erwarten.

Die Halbzeugkombination DC04-DC04 ist beim Rotationsclinchen im Vergleich zum Hubclinchen zwar durch geringere Normalkräfte gekennzeichnet, insbesondere beim Stempelrückzug treten jedoch große Querkräfte auf. Demgegenüber sind beim Rotationsclinchen mit Vorloch die

Normalkräfte verhältnismäßig hoch, die Querkräfte aber gering. Die Belastungen unterscheiden sich dadurch kaum vom Hubclinchen. Das Verhalten der Halbzeugkombination DC04-AW6082 zeigt sich als Mischung zwischen denjenigen von DC04-DC04 und DC04-HCT980.

Die Veränderung der Kraftrichtung führt beim Rotationsclinchen zu anderen Beanspruchungen der Werkzeugaktivelemente als beim Hubclinchen. Da das Verhältnis von der Quer- zur Normalkraft beim Rotationsclinchen von DC04-DC04 am größten ist, werden die Werkzeugbeanspruchungen anhand dieser Halbzeugkombination ausgewertet.

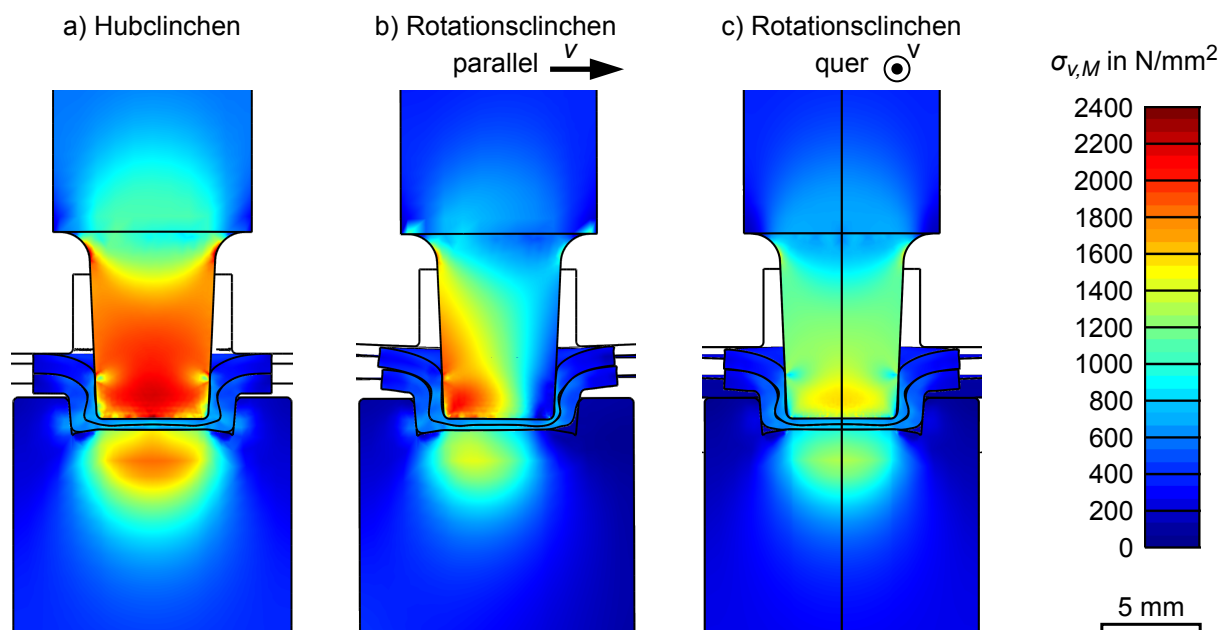


Abbildung 9.14: Spannungsverteilung in den Clinchstempeln und -matrizen beim Hub- und Rotationsclinchen ohne Vorloch im unteren Umkehrpunkt dargestellt anhand der Vergleichsspannung nach von Mises (Halbzeugkombination DC04-DC04)

Abbildung 9.14 zeigt die Vergleichsspannungen nach von Mises im unteren Umkehrpunkt. Während beim Hubclinchen der Übergang vom Stempelpin zum Stempelschaft den kritischsten Bereich mit den höchsten Beanspruchungen darstellt (Kubík und Kaščák, 2015, S. 221; Kaščák et al., 2016, S. 537-538), tritt beim Rotationsclinchen parallel zur Blechvorschubrichtung die maximale Belastung an der Stempelkante in 180°-Richtung auf. Diese ist mit einem Wert von 2107 N/mm² vergleichbar mit den maximalen Belastungen der Aktivelemente beim Scherschneiden von pressgehärtetem Stahl mit offener Schnittlinie. Nach Nothhaft, (2014, S. 71-72) treten dabei Vergleichsspannungen nahe der Stempelschneidkante von knapp über 2000 N/mm² auf.

Quer zur Blechvorschubrichtung bilden sich zum Hubclinchen ähnliche Spannungsverläufe aus, da diese Richtung kaum von der Rotationsbewegung beeinflusst wird (Schweitzer, 2001, S. 102,

134; Rill, 2015, S. 88). Entsprechend den deutlich reduzierten Normalkräften (Abbildung 9.13) sind auch die Vergleichsspannungen geringer als beim Hubclinchen.

9.2.3 Geometrische Ausformung

Da die Geometrie des vorgelochten Blechwerkstoffs signifikanten Einfluss auf die Verbindungsausbildung beim Clinchen mit Vorloch besitzt (Mutschler, 1994, S. 47-49; Merklein et al., 2014, S. 1415, 1418-1419), werden in diesem Abschnitt zunächst dessen Schnittflächen analysiert. Im Gegensatz zu den meisten industriellen Anwendungsfällen des Scherschneidens, bei denen ein hoher Glattschnittanteil und ein Glattschnittwinkel $\alpha_S = 90^\circ$ angestrebt wird (Hein und Hoffmann, 2005, S. 74), wirkt sich beim Clinchen mit Vorloch ein hoher Kanteneinzug sowie ein hoher Bruchflächenanteil mit einem Bruchflächenwinkel $\beta_B < 90^\circ$ positiv auf die Verbindungsausbildung aus (Mutschler, 1994, S. 47-48; Merklein et al., 2014, S. 1418-1419). Abbildung 9.15 stellt die Ausprägung der Schnittflächen beim Lochen von HCT980 abhängig vom verwendeten Verfahren dar. Die Schnittflächen beim Rotationsschneiden weisen in 0° - und $90^\circ/270^\circ$ -Richtung eine zum Hubschneiden vergleichbare geometrische Erscheinung auf. Während in diesen Richtungen der Bruchflächenwinkel β_B kleinere Werte als der Glattschnittwinkel α_S annimmt (Abbildung 9.16), kehrt sich dieses Verhältnis in 180° -Richtung um. Diese Beobachtungen decken sich mit den Erkenntnissen von Noack, (1982, S. 47-48). Durch die Verwendung eines hinterschnittenen Schneidstempels konnte der Einfluss der Rotationsbewegung reduziert werden (Abschnitte 2.2.4 und 6.2). Die vom Hubschneiden deutlich abweichende Schnittfläche in 180° -Richtung ist auf den kinematikbedingten, verkleinerten Schneidspalt und die hohe Sprödigkeit des Werkstoffs zurückzuführen. Diese Bedingungen führen dazu, dass der Blechwerkstoff bereits bei einer geringen Stempel Eindringtiefe versagt (Timmerbeil, 1957, S. 350).

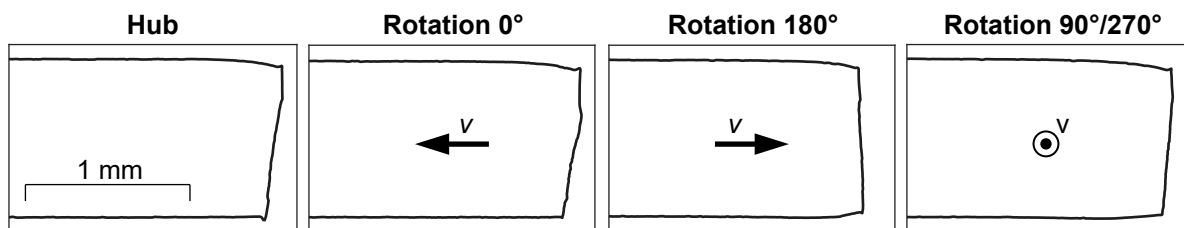


Abbildung 9.15: Kontur der Schnittflächen beim Scherschneiden von HCT980 abhängig von der Verfahrenskinetik und der Prüfrichtung

Die Ausbildung des Grats ist aufgrund der scharfkantigen Werkzeugaktivelemente unabhängig von der Kinematik sehr gering (Buchmann, 1962, S. 40-41; Demmel et al., 2012, S. 684), wobei dieser beim Hubschneiden am stärksten ausgeprägt ist. Eine Grاتفreiheit des vorgeloch-

ten Blechs unterstützt den Werkstofffluss beim Clinchen mit Vorloch und ist somit als positiv einzustufen (Mutschler, 1994, S. 48).

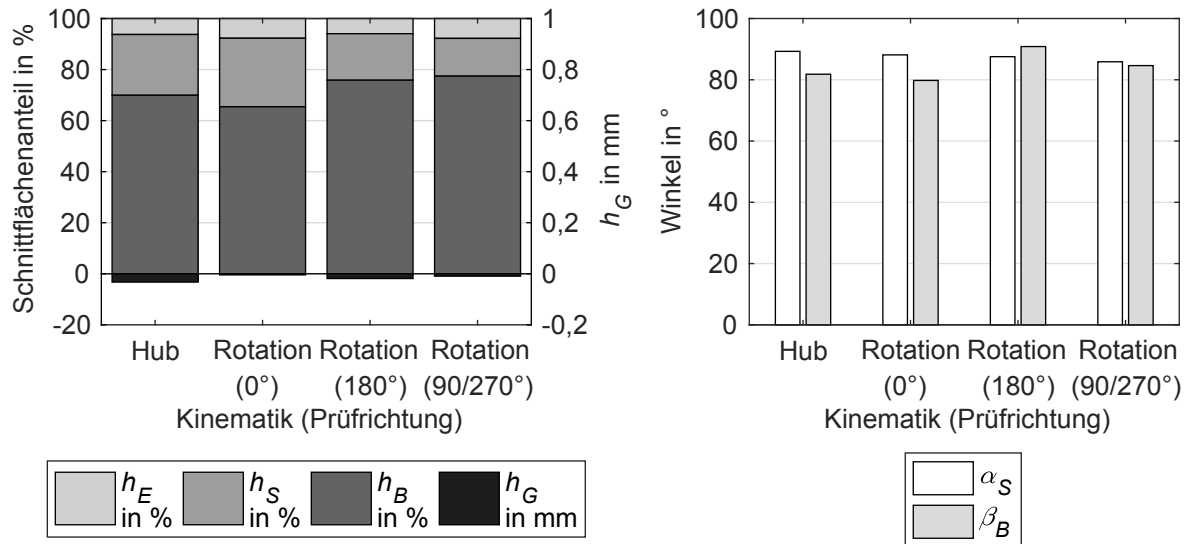


Abbildung 9.16: Werte der Schnittflächenkenngrößen beim Scherschneiden von HCT980 abhängig von der Verfahrenskinetik und der Prüfrichtung

Abbildung 9.17 stellt Schlibbilder von Rotationsclinchnpunkten aus unterschiedlichen Entnahmerichtungen dem Referenzverfahren Hubclinchen gegenüber. In 180°-Richtung weisen die Rotationsclinchnpunkte eine deutlich stärkere Abformung der Matrize als in 0°-Richtung auf. Letzteres ist auf das schräge Eindringen der Werkzeugaktivelemente in die Bleche, die dadurch bedingte Unterbrechung des Werkstoffflusses und das Verdrängen des Werkstoffs in Richtung Rückzugseite zurückzuführen (Abschnitt 9.2.1).

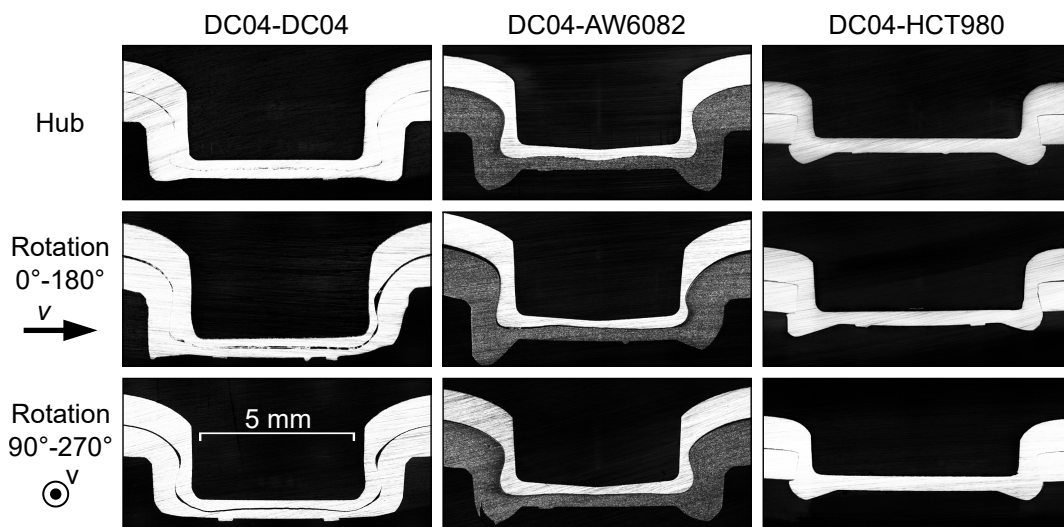


Abbildung 9.17: Schlibbilder der Clinchnpunkte abhängig von der Halbzeugkombination, der Verfahrenskinetik und der Prüfrichtung

Die geometrischen Kennwerte in der 0° - 180° -Ebene weisen dadurch für die Halbzeugkombinationen DC04-DC04 und DC04-AW6082 starke Unterschiede zum Hubclinchen auf (Abbildung 9.18). Die Halsdicke n zeigt in 0° -Richtung um bis zu 59 % (DC04-AW6082) und der Hinterschnitt u um bis zu 77 % (DC04-DC04) geringere Werte. Dagegen ist die Halsdicke beim Rotationsclinchen mit Vorloch sowohl in 0° als auch in 180° mit der von Hubclinchenpunkten äquivalent, während sich der Hinterschnitt in 0° Richtung um 48 % reduziert.

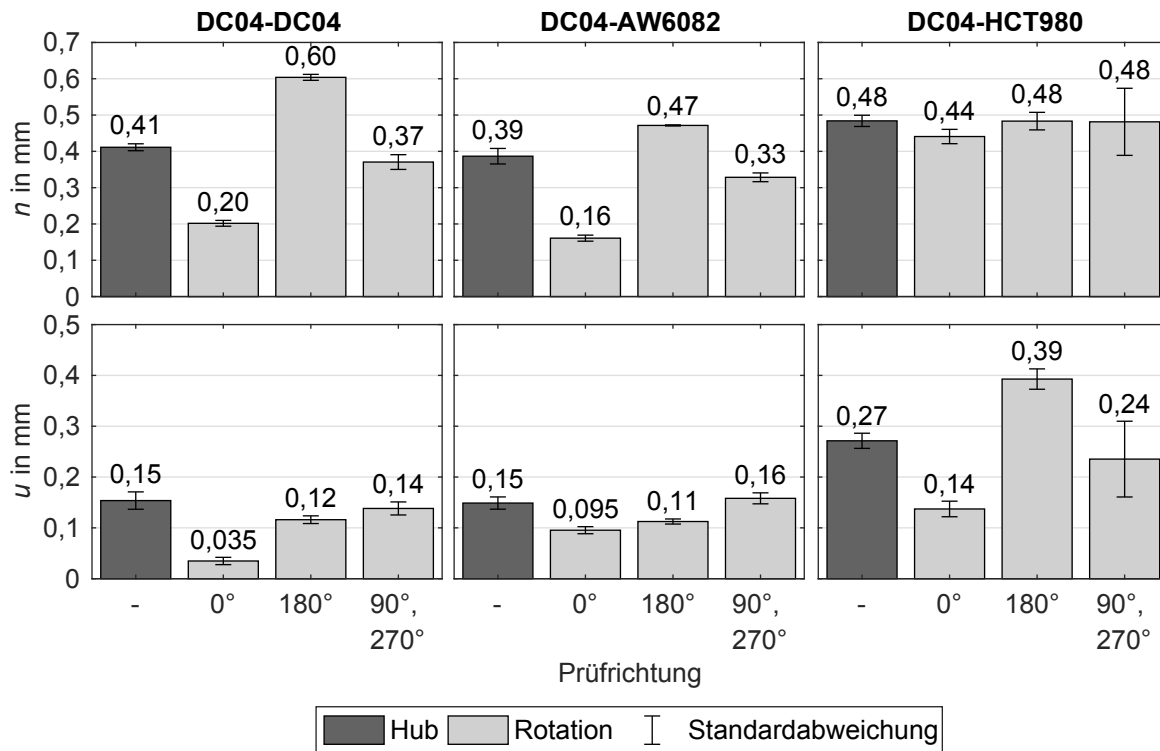


Abbildung 9.18: Mittelwerte der Halsdicken n und Hinterschnitte u mit zugehöriger Standardabweichung abhängig von der Halbzeugkombination, der Verfahrenskinetik und der Prüfrichtung

Trotz des größeren Bruchflächenwinkels β_B in 180° -Richtung (Abbildung 9.16) sind die geometrischen Kennwerte der Rotationsclinchenpunkte mit Vorloch in 180° -Richtung besser ausgeprägt als in 0° -Richtung (Abbildung 9.18). Aufgrund der Vorverteilung des Blechwerkstoffs ist in 180° -Richtung für das zur Verfügung stehende Volumen zwischen Stempel und Matrize zu viel Werkstoff vorhanden. Dadurch tritt im Gegensatz zum Hubclinchen mit Vorloch (Mutschler, 1994, S. 48) eine elastische Verformung des vorgelochten Blechwerkstoffs auf und der Hinterschnitt erhöht sich.

Quer zur Blechvorschubrichtung (90° - 270°) ist der Einfluss der rotierenden Kinematik annähernd vernachlässigbar (Rill, 2015, S. 88), wodurch die Rotationsclinchenpunkte eine symmetrische, zum Hubclinchen vergleichbare Ausprägung zeigen (Abbildungen 9.17 und 9.18). Obwohl das Schlifffbild für die Kombination DC04-DC04 in der 90° - 270° -Ebene (Abbildung 9.17)

eine geringere Füllung der Matrizenkavität im Vergleich zum Hubclinchen aufweist, sind die Einflüsse auf die geometrischen Kennwerte vernachlässigbar gering (Abbildung 9.18).

Während sich die Schlitze für DC04-AW6082 beim Hubclinchen und beim Rotationsclinchen in 90° - 270° -Richtung gleichen, sind bei DC04-HCT980 ebenfalls Abweichungen festzustellen. Der Rotationsclinchenpunkt mit Vorloch ist durch unterschiedlich stark ausgeprägte Halsdicken und Hinterschnitte leicht asymmetrisch, worin die verhältnismäßig großen Werte der Standardabweichungen im Falle von DC04-HCT980 in $90^\circ/270^\circ$ -Richtung begründet liegen (Abbildung 9.18). Die Ursache dafür sind Fertigungstoleranzen.

9.2.4 Mechanische Eigenschaften

Abbildung 9.19 stellt die Kopf- F_{Kmax} und Scherzugfestigkeiten F_{Smax} beim Hub- und Rotationsclinchen gegenüber. Die Rotationsclinchenpunkte sind im Falle der Halbzeugkombinationen DC04-DC04 und DC04-AW6082 sowohl für Kopf- als auch Scherzug weniger belastbar als die Hubclinchenpunkte. Während DC04-DC04 81 % der Kopfzugfestigkeit hubgeclinchter Fügeverbindungen erreicht, beträgt dieser Wert bei DC04-AW6082 77 %. Die Kombination DC04-DC04 erzielt in 180° -Richtung 94 % und in 0° -Richtung 77 % der Referenzscherzugfestigkeit. Für die Halbzeugkombination DC04-AW6082 betragen diese Werte 95 % in 180° - und 81 % in 0° -Richtung. Besonders die Kopf- und Scherzugfestigkeiten in 0° -Richtung reduzieren sich aufgrund der Kinematik deutlich gegenüber dem Hubclinchen. Im Gegensatz dazu erreichen die Rotationsclinchenpunkte mit Vorloch eine Kopfzugfestigkeit, die 95 % der Festigkeit von Hubclinchenpunkten entspricht. Bei den Scherzugfestigkeiten fällt der Unterschied mit 99 % in 0° - bzw. 95 % in 180° -Richtung ebenfalls sehr gering aus.

Das Versagen unter Kopfzugbelastung ist unabhängig von der Kinematik, d. h. beim Rotationsclinchen tritt die gleiche Versagensart auf wie beim Hubclinchen (Abbildung 9.20). Die Fügeverbindungen ohne Vorloch erschöpfen durch Ausknöpfen des stempelseitigen Blechs aus dem matrizen seitigen. Bei DC04-HCT980 tritt ein Mischversagen auf, da HCT980 wegen seiner hohen mechanischen Eigenschaften den weichen Tiefziehstahl DC04 immer durchtrennt. Wird die Fügeverbindung durch Scherzug belastet, unterscheiden sich die Versagensarten zwischen Hub- und Rotationsclinchen. Während bei DC04-DC04 für das Hub- und das Rotationsclinchen in 180° -Richtung reines Ausknöpfen vorliegt, ist die 0° -Richtung überwiegend durch Mischversagen gekennzeichnet. Wird DC04 mit AW6082 gefügt, so tritt beim Hub- und beim Rotationsclinchen in 0° -Richtung vorrangig Mischversagen auf. In 180° -Richtung erlischt die Kraftübertragung dagegen durch Ausknöpfen. Bei der Kombination DC04-HCT980 liegt beim

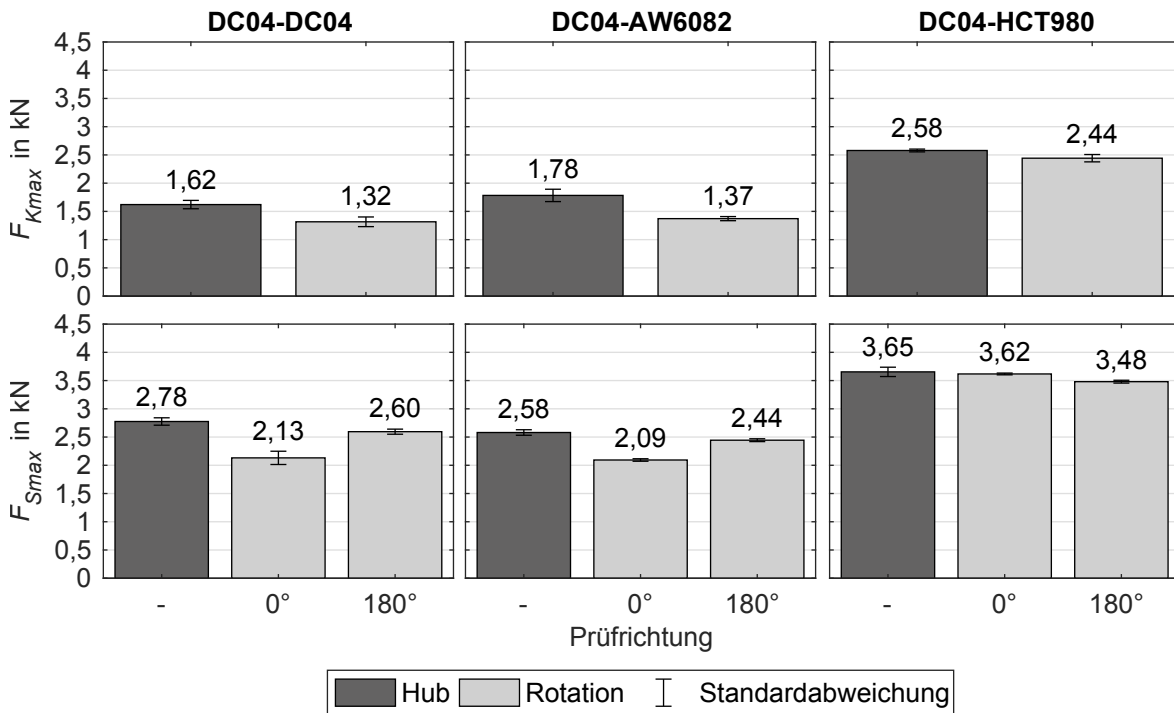


Abbildung 9.19: Kopf- F_{Kmax} und Scherzugfestigkeiten F_{Smax} abhängig von der Halbzeugkombination, der Verfahrenskinetik und der Prüfrichtung

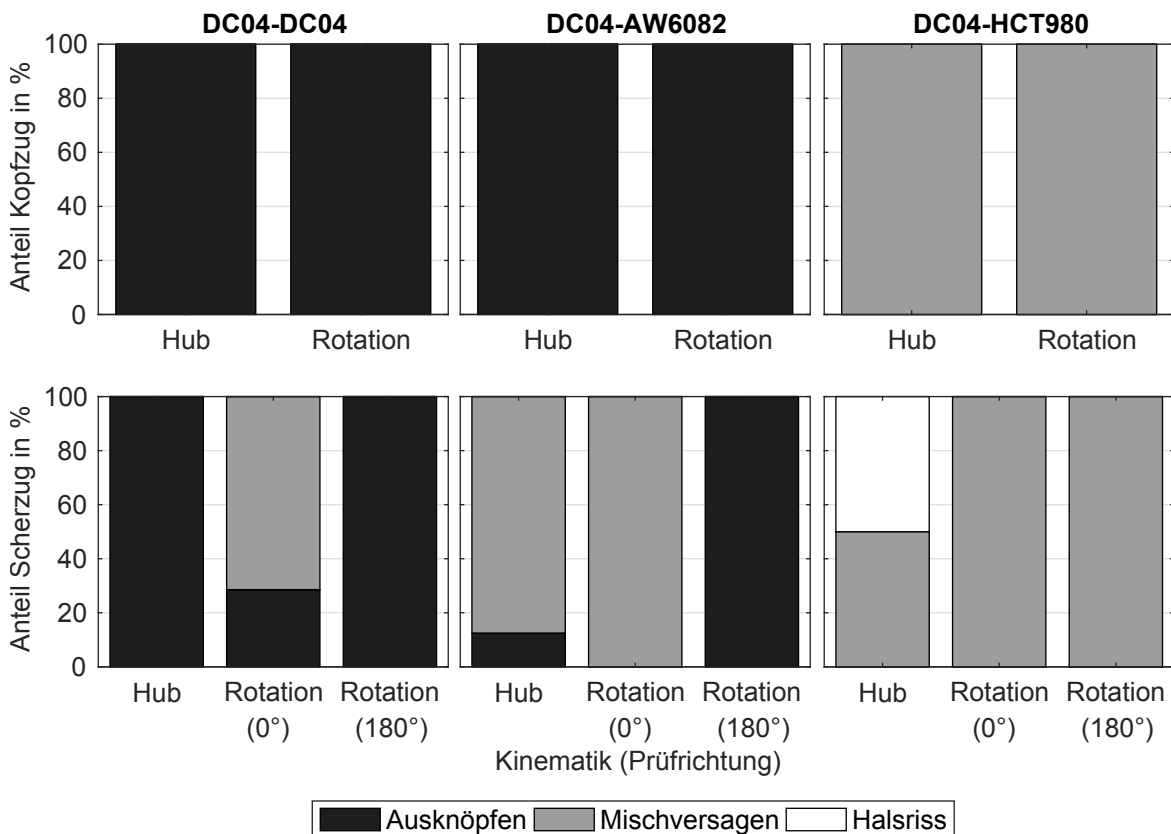


Abbildung 9.20: Anteile der Versagensarten bei der Prüfung der mechanischen Eigenschaften abhängig von der Halbzeugkombination, der Verfahrenskinetik und der Prüfrichtung bezogen auf die jeweilige Probenanzahl

Rotationsclinchen unabhängig von der Prüfrichtung Mischversagen vor. Beim Hubclinchen treten in 50 % der Fälle reine Halsrisse auf.

9.2.5 Diskussion

Die Variation der Kinematik verändert die Eintauchbewegung des Stempels (Abschnitt 9.2.1) und damit einhergehend die Belastungen an den Werkzeugaktivelementen, den Werkstofffluss, die geometrische Ausformung der Clinchpunkte sowie die mechanischen Eigenschaften der Fügeverbindung. Zwischen den verschiedenen Halbzeugkombinationen zeigen sich deutliche Unterschiede. Während sich die auf den Stempel wirkenden Normalkräfte beim Rotationsclinchen von DC04-DC04 gegenüber dem Hubclinchen deutlich reduzieren, ist der Unterschied beim Clinchen mit Vorloch im Falle der untersuchten Kombination DC04-HCT980 vernachlässigbar gering (Abschnitt 9.2.2). Die Hintergründe lassen sich anhand der Eigenschaften der Rotationskinematik mit Hilfe von Abbildung 9.21 erklären. Diese stellt die Geometrien der Werkzeugaktivelemente im unteren Umkehrpunkt, die Lage der Halbzeuge und die Einhüllende der Stempelgeometrie in epizykloidischer Betrachtungsweise (Abbildung 9.21 a) dar. Die Einhüllende beschreibt die Stempelbahn bezüglich der Matrize durch die Überlagerung der Stempelpositionen abhängig vom Eintauchwinkel (Abbildung 9.21 b).

Die Gestaltung der Werkzeugaktivelemente und die Geometrie der Halbzeuge beeinflussen die kinematischen Verhältnisse während des Fügevorgangs. Die Matrize hat bei der Halbzeugkombination DC04-DC04 mit 1,6 mm die größte Tiefe, gefolgt von DC04-AW6082 mit 1,2 mm und DC04-HCT980 mit 0,2 mm (Abbildung 6.3). Bei der Halbzeugkombination DC04-DC04 dringt der Stempel daher am tiefsten in die Matrize ein (Abbildung 9.21 c). Die Oberseite des stempelseitigen Blechs befindet sich für DC04-DC04 und DC04-AW6082 aufgrund der unterschiedlichen Blechdicken annähernd auf der gleichen Position, wodurch die Eintauchtiefen des Stempels in die Bleche ähnlich sind. Im Falle von DC04-HCT980 führt die sehr flache Matrize zu einer geringen Eintauchtiefe des Stempels.

Unter Berücksichtigung von Gleichung 9.1 kann nach Rill, (2015, S. 84) der Auftreffwinkel ϕ_i , d. h. der Stempelwinkel ϕ (Abbildung 8.2), bei dem der Stempel das Blech zum ersten Mal berührt, berechnet werden.

$$\phi_i = \arccos \left(\frac{r_S + x_0 - l_{M0} - t_{ges}}{\sqrt{r_S^2 + \left(\frac{1}{2}d_{S0}\right)^2}} \right) \quad (9.1)$$

Der Winkel hängt vom Stempelrollradius r_S , der Bodendicke des Clinchpunkts x_0 , der Tiefe der Matrizenkavität l_{M0} , dem Durchmesser des Stempelpins d_{S0} und der Gesamtlechdicke der

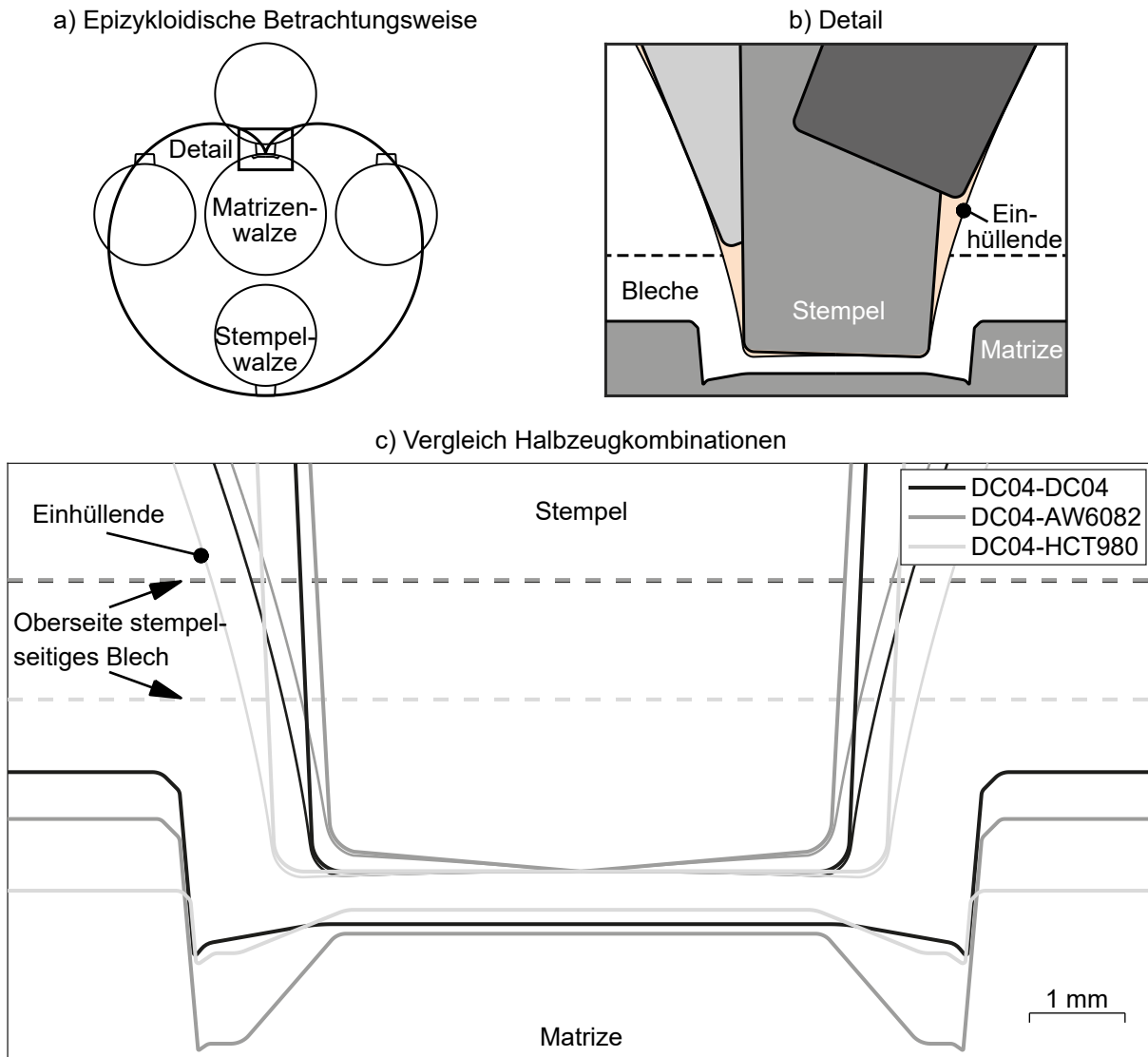


Abbildung 9.21: Geometrie der Werkzeugaktivelemente im unteren Umkehrpunkt abhängig von der Halbzeugkombination (c) sowie Einhüllende der Stempelbahn (b) in epizykloidscher Betrachtungsweise (a)

Halbzeuge t_{ges} ab (Abbildung 6.3). Der Stempelwinkel bestimmt die Vorverteilung des Werkstoffs während des Durchsetzens (Abschnitt 9.2.1 2b) und somit die geometrische Ausformung des Clinchpunkts.

Die berechneten Werte für die jeweilige Halbzeugkombination sind in Tabelle 9.1 dargestellt. Die geringe Eintauchtiefe kombiniert mit der geringen Gesamtlechdicke führt bei DC04-HCT980 im Vergleich zu den restlichen Halbzeugkombinationen zu einem kleineren Eintauchwinkel. Nicht nur der Eintauchwinkel hat Einfluss auf den Fügevorgang, sondern auch die Matrizen-tiefe an sich. Durch ein tieferes Eintauchen des Stempels in die Matrize wirken die durch die Rotation bedingten Geschwindigkeitsunterschiede in einem größeren fügerelevanten Bereich. Da bei der Kombination DC04-DC04 die Auswirkungen der Kinematik am stärksten zum Tragen kommen, treten hier im Verhältnis zum Hubclinchen die geringsten Normal- sowie

die betragsmäßig größten Querkräfte auf. Dementsprechend sind die kinematischen Einflüsse durch die Rotationsbewegung bei DC04-HCT980 am geringsten.

Tabelle 9.1: Stempelwinkel beim Auftreffen des Stempels auf die Oberfläche des stempelseitigen Halbzeugs abhängig von der Halbzeugkombination

Halbzeugkombination	Auftreffwinkel ϕ_i in °
DC04-DC04	11,8965
DC04-AW6082	11,8928
DC04-HCT980	9,1813

Die beschriebenen kinematischen Effekte treten auch bei der geometrischen Ausformung der Clinchpunkte zutage (Abschnitt 9.2.3). Die Clinchpunkte aus DC04-AW6082 weisen eine geringere Asymmetrie der Halsdicken und Hinterschnitte in Blechvorschubrichtung als diejenigen aus DC04-DC04 auf. Zusätzlich wird der Ringkanal der Matrize bei DC04-AW6082 gleichmäßiger ausgefüllt. Auch bei der Kombination DC04-HCT980 sind die Halsdicken mit einem relativen Unterschied von 8,3 % annähernd symmetrisch ausgeformt. Demgegenüber weist der Hinterschnitt im Vergleich zu den anderen Halbzeugkombinationen die größte Asymmetrie auf. Letzteres ist auf die Verfahrensvariante mit Vorloch zurückzuführen, bei der die Geometrie des Vorlochs und die Werkstoffverteilung große Auswirkungen auf die Ausbildung der Hinterschnitte haben. Der große Bruchflächenwinkel beim Rotationsschneiden in 180°-Richtung führt zu einem geringeren zur Verfügung stehenden Volumen und somit zu einem zusätzlichen Verdrängen des Blechwerkstoffs in den Ringkanal der Matrize.

Unmittelbar verknüpft mit den geometrischen Eigenschaften der Clinchpunkte sind die mechanischen Eigenschaften der Fügeverbindung (Abschnitt 9.2.4). Die starke Asymmetrie der geometrischen Kennwerte und die kleinen Hinterschnitte in 0°-Richtung führen bei der Halbzeugkombination DC04-DC04 zu einer deutlichen Reduktion der Festigkeitswerte sowie zu einer starken Abhängigkeit der Scherzugfestigkeiten von der Belastungsrichtung. Aufgrund der geringeren Asymmetrie bei der Kombination DC04-AW6082 werden relativ zum Hubclinchen gegenüber DC04-DC04 höhere Festigkeitskennwerte erreicht.

Die Rotationsclinchpunkte mit Vorloch zeigen durch die gleichmäßig ausgeformte Halsdicke sowohl Kopf- als auch Scherzugfestigkeiten, die sich um weniger als 5 % von denen der Hubclinchpunkte unterscheiden. Die ungleiche Ausformung des Hinterschnitts spielt durch das Mischversagen (Abbildung 9.20) keine große Rolle. Der Hals beginnt bereits zu reißen, bevor ein vollständiges Ausknöpfen des Clinchpunkts auftritt. Die Tatsache, dass sich beim Rotationsclinchen mit Vorloch sowohl hinsichtlich der Fügekräfte als auch der geometrischen Ausformung der Clinchpunkte kaum Unterschiede zum Hubclinchen mit Vorloch ergeben, deckt

sich mit den Untersuchungen von Schweitzer, (1997, S. 78). Darin stellte er fest, dass sich Rotationsverfahren besonders für Anwendungen mit geringen Eintauchtiefen eignen.

Die Analyse der Versagensmechanismen in Abbildung 9.20 liefert Ansätze zur Erhöhung der mechanischen Eigenschaften der Rotationsclinchnpunkte. Während in 180°-Richtung bei DC04-DC04 und bei DC04-AW6082 Versagen im Scherzugversuch durch reines Ausknöpfen eintritt, dominiert das Mischversagen in 0°-Richtung. Um die Festigkeit in 180°-Richtung zu steigern, ist eine Vergrößerung des Hinterschnitts nötig. In 0°-Richtung müssen sowohl der Hinterschnitt als auch die Halsdicke erhöht werden. Diese Tatsache deckt sich mit der in Abschnitt 9.2.3 beschriebenen unzureichenden Füllung der Matrizenkavität in 0°-Richtung. Bei der rotationsgeclinchten Fügeverbindung aus DC04-HCT980 herrscht unabhängig von der Belastung Mischversagen vor. Aus diesem Grund können hier nur höhere mechanische Eigenschaften erzielt werden, wenn Halsdicke und Hinterschnitt vergrößert werden.

Mutschler, (1994, S. 73-75) analysierte verschiedene Orientierungsabweichungen zwischen den Werkzeugen beim Hubclinchen, um Aussagen über den Einfluss der Maschinenauffederung zu treffen. Da er dazu die Achsen von Matrize und Stempel um den gleichen Winkel gegenüber der Blechnormale verkippte, lassen sich die gewonnenen Erkenntnisse mit dem Rotationsclinchen vergleichen. Dabei resultierten Verkippungen der Werkzeugaktivelemente von mehr als 2° in deutlichen Festigkeitseinbußen. Die Ursache liegt darin begründet, dass sich die Halsdicke im Bereich der zuerst eintauchenden Stempelkante verringert. Bei einer Verkippung von 5° stellte Mutschler, (1994, S. 74) ein Versagen der Werkzeugaktivelemente bereits nach wenigen Fügevorgängen fest. In Bezug auf das Rotationsclinchen ist trotz der großen Eintauchwinkel kein verfrühtes Werkzeugversagen zu erwarten, da die auftretenden Spannungen aufgrund der inkrementellen Umformung unterhalb denen beim Hubclinchen liegen. Im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen zeigten sich die Werkzeugaktivelemente auch nach mehr als 300 gefügten Proben ohne Beschädigung.

9.3 Einfluss des Stempelrollradius

Die kinematischen Verhältnisse wirken sich deutlich auf die Verbindungsausbildung beim Rotationsclinchen aus (Abschnitt 9.2) und können gezielt durch eine Variation des Stempelrollradius verändert werden. In den folgenden Abschnitten werden die Auswirkungen hinsichtlich der Fügekräfte, der Werkzeugbeanspruchungen, der Clinchnpunktausformung und der mechanischen Eigenschaften dargestellt.

9.3.1 Fügekräfte und Werkzeugbeanspruchungen

Die Abbildungen 9.22, 9.24 und 9.25 zeigen die Zusammenhänge zwischen den Rollradien und den Normal- und Querkraftverläufen auf. Während sich die Kraftverläufe in den Phasen Durchsetzen und Stauchen annähernd gleichen, treten beim Fließpressen der Werkstoffe sowie beim Stempelrückzug deutliche Unterschiede zutage. Beim Eintauchen des Stempels wirken ausgehend von der Stempelkante in 0° -Richtung Querkräfte, da der Blechwerkstoff durch diese in die Matrize gezogen wird. Die genaue Position der Kante relativ zur Matrize, welche sich durch die Variation des Stempelrollradius verändert (Abbildung 9.23), spielt dabei eine vernachlässigbare Rolle. Beim Rückzug des Stempels touchiert der Stempel bei $r_S > 143,25$ mm aufgrund der Schleifenbewegung die Innenseite des Clinchpunkts in 0° -Richtung mit der Kante und in 180° -Richtung mit der Flanke, wohingegen bei $r_S < 143,25$ mm Kontakt nur in 180° -Richtung auftritt (Abbildung 9.23 $\phi = 4,0^\circ$). Die Querkraftmaxima F_{Qmax} erhöhen sich deshalb mit fallendem Stempelrollradius r_S (Abbildung 9.26).

Die auf den Stempel wirkende maximale Normalkraft F_{Nmax} steigt beim Rotationsclinchen ohne Vorloch mit zunehmendem Stempelrollradius (Abbildung 9.26). Demgegenüber können beim Rotationsclinchen mit Vorloch die höchsten Normalkräfte bei $r_S = 143,25$ mm ermittelt werden. Die auftretenden Rückzugskräfte F_{Nmin} sind durch das Verhaken der Stempelspitze im Clinchpunkt bei $r_S > 143,25$ mm aufgrund der schleifenförmigen Bewegung mit Ausnahme von DC04-AW6082 deutlich ausgeprägt.

Abbildung 9.27 stellt die durch den Fügevorgang wirkenden Belastungen an den Werkzeugaktivelementen im unteren Umkehrpunkt anhand der Vergleichsspannung nach von Mises $\sigma_{v,M}$ dar. Die hohen Querkräfte bei $r_S = 141,25$ mm führen im Vergleich zu $r_S = 145,25$ mm nicht zu höheren Spannungen. Während bei $r_S \leq 143,25$ mm die Stempelkante in 180° -Richtung den höchsten Belastungen ausgesetzt ist, treten diese bei $r_S = 145,25$ mm im Übergang vom Stempelpin zum Stempelschaft analog zum Hubclinchen (Abbildung 9.14) auf. Die Vergleichsspannung bei $r_S = 145,25$ mm übersteigt diejenigen der restlichen Rollradien sowie des Hubclinchens um über 1000 N/mm². Da die Stauchgrenze von pulvermetallurgisch erzeugten Stählen im Allgemeinen zwischen 3300 und 4200 N/mm² liegt (Geiger und Herlan, 2012, S. 368), befindet sich der Werkstoff an der Belastungsgrenze.

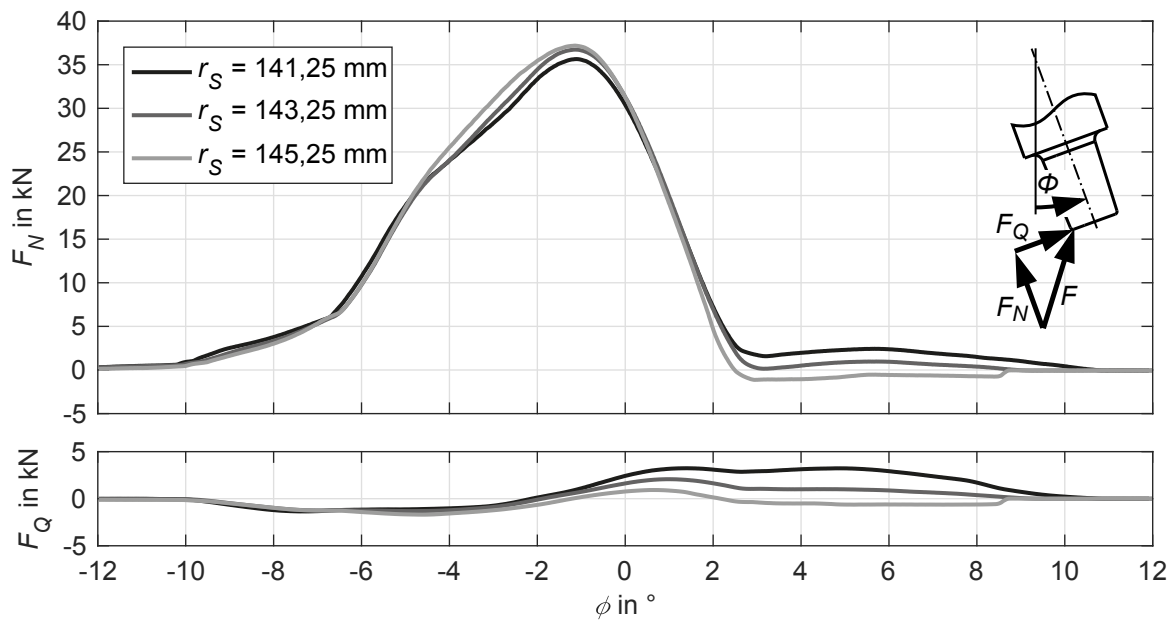


Abbildung 9.22: Verläufe der Normal- F_N und Querkraft F_Q in Abhängigkeit vom Stempelrollradius r_S und dem Stempelwinkel ϕ (Halbzeugkombination DC04-DC04)

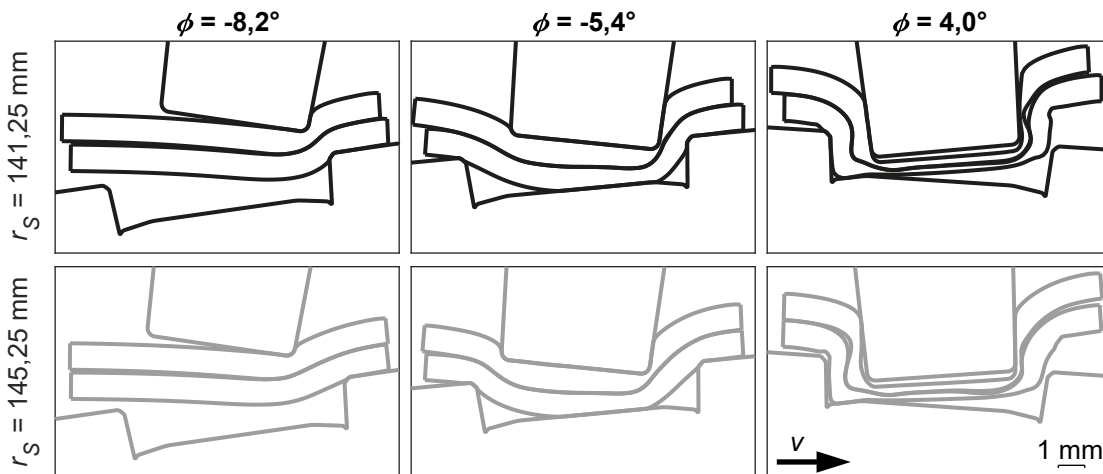


Abbildung 9.23: Verbindungsausbildung beim Rotationsclinchen in Abhängigkeit vom Stempelrollradius r_S und dem Stempelwinkel ϕ (Halbzeugkombination DC04-DC04)

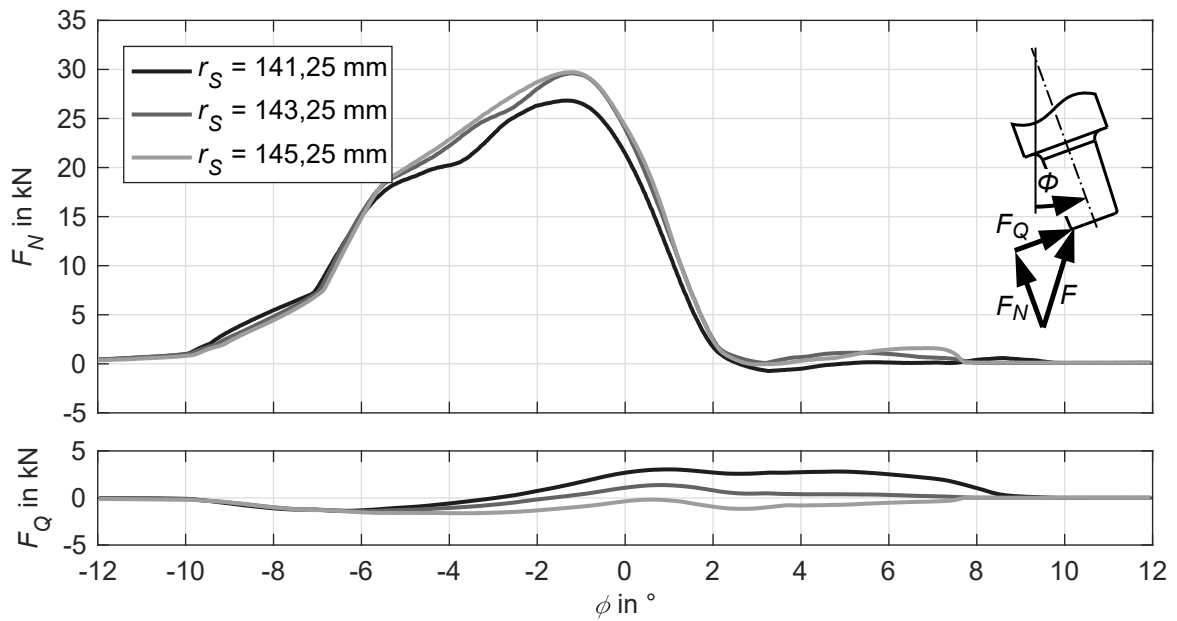


Abbildung 9.24: Verläufe der Normal- F_N und Querkraft F_Q in Abhängigkeit vom Stempelrollradius r_S und dem Stempelwinkel ϕ (Halbzeugkombination DC04-AW6082)

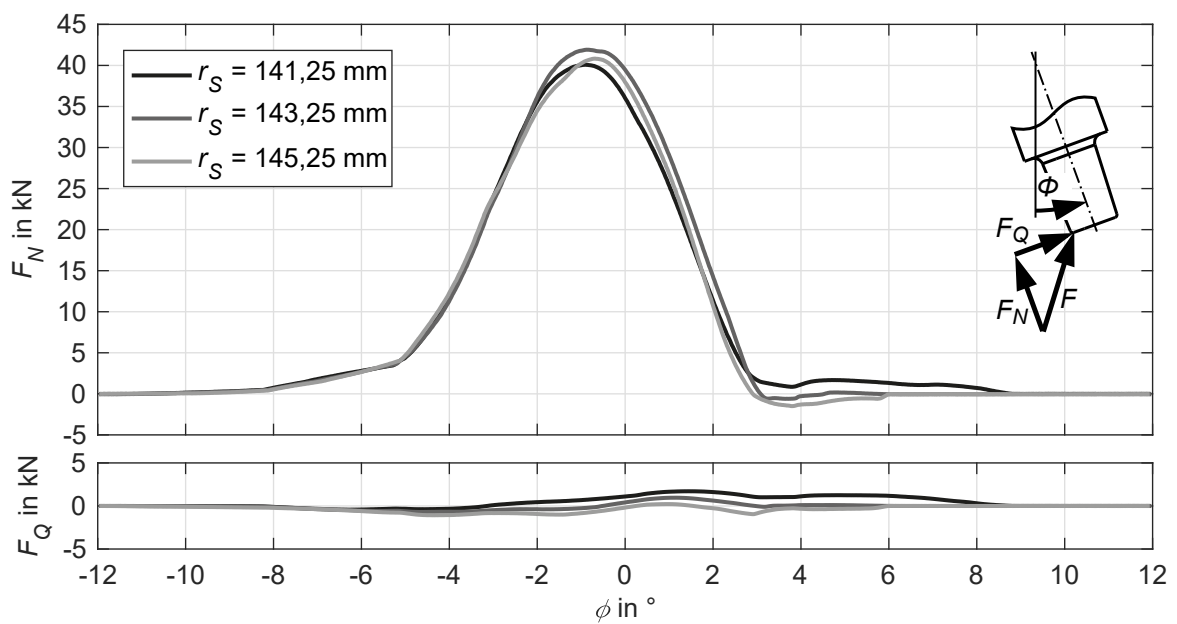


Abbildung 9.25: Verläufe der Normal- F_N und Querkraft F_Q in Abhängigkeit vom Stempelrollradius r_S und dem Stempelwinkel ϕ (Halbzeugkombination DC04-HCT980)

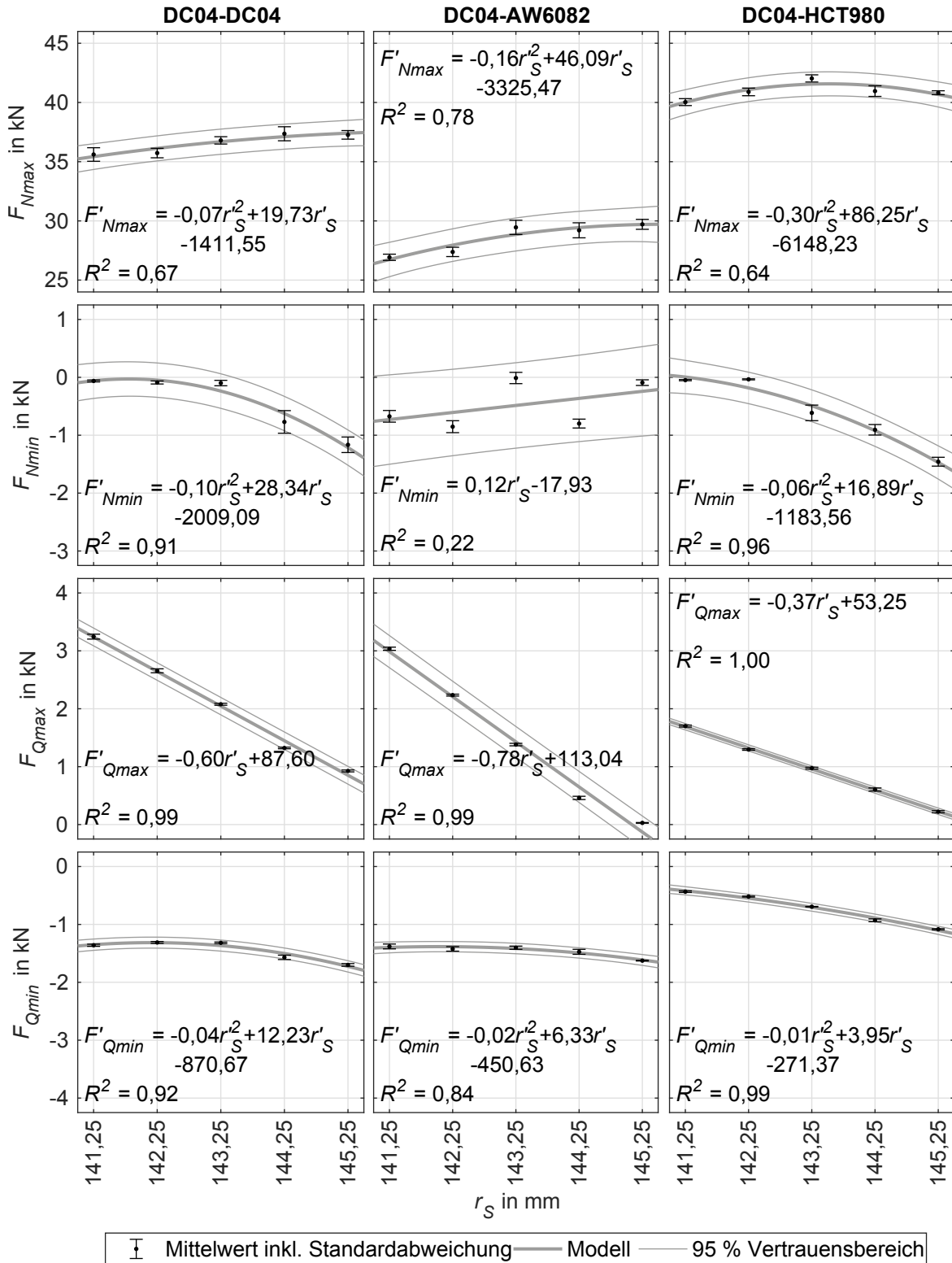


Abbildung 9.26: Maximale F_{Nmax} und minimale F_{Nmin} Stempelnormalkräfte sowie maximale F_{Qmax} und minimale F_{Qmin} Stempelquerkräfte im Vergleich in Abhängigkeit vom Stempelrollradius r_s und der Halbzeugkombination

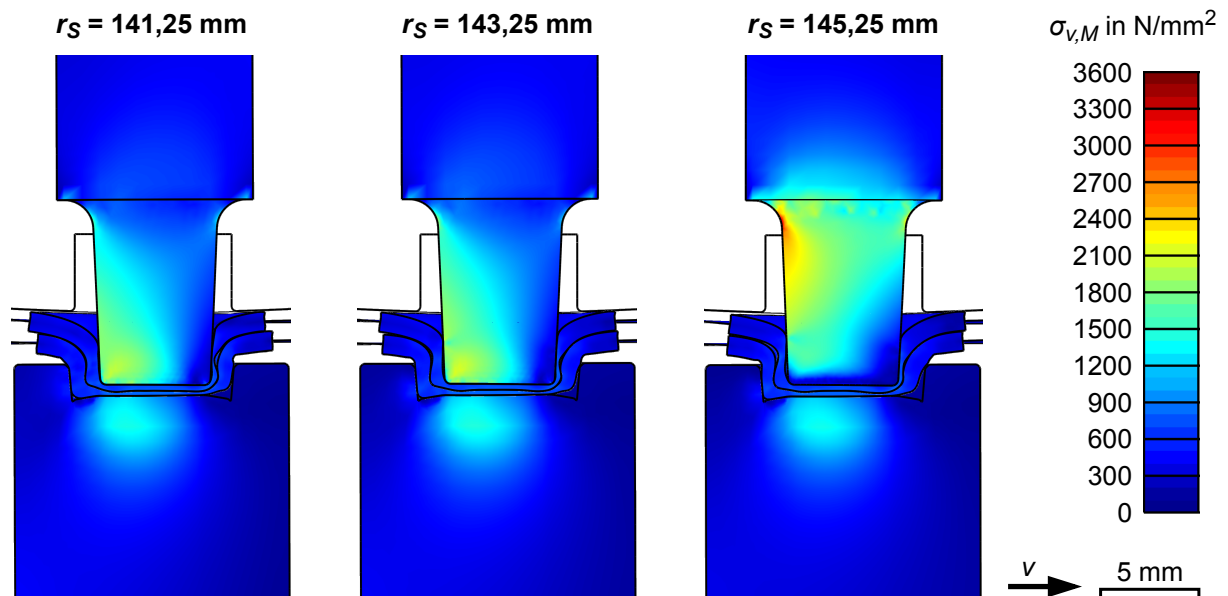


Abbildung 9.27: Spannungsverteilung in den Clinchstempeln und -matrizen beim Rotationsclinchen ohne Vorloch im unteren Umkehrpunkt abhängig vom Stempelrollradius r_S dargestellt anhand der Vergleichsspannung nach von Mises (Halbzugkombination DC04-DC04)

9.3.2 Geometrische Ausformung

Eine Variation des Stempelrollradius wirkt sich auch auf die geometrische Ausformung des Clinchpunkts aus (Abbildungen 9.28, 9.29 und 9.30). Bei einer Erhöhung des Stempelrollradius verschiebt sich der Clinchpunktboden in 180°-Richtung, wodurch die Matrizenkavität in dieser Richtung besser ausgefüllt wird. Auf der Innenseite der Clinchpunkte bildet sich die Form der Zykloiden ab (Abschnitt 2.3). Durch die verkürzten Zykloiden des Stempelpins bei $r_S = 141,25$ mm fächert der Clinchpunkt stempelseitig nach oben hin auf. Verlängerte Zykloiden führen durch die Schleifenbewegung im unteren Umkehrpunkt zu einer Auswölbung nahe des Clinchpunktbodens. Da der Abstand zwischen Stempelkante und Matrizenflanke in 0°-Richtung beim Eintauchen mit sinkendem Stempelrollradius kleiner wird (Rill, 2015, S. 85; Abbildungen 9.23 und 9.39), reduziert sich die Halsdicke n_0 (Abbildung 9.31).

Durch eine Analyse der Härtewerte, welche aufgrund des am stärksten ausgeprägten Kinematik-einflusses für die Kombination DC04-DC04 durchgeführt wurde, können die Bereiche größter Umformung identifiziert werden. Bei einem verkürzten Rollradius von $r_S = 141,25$ mm kommt es insbesondere beim Rückzug des Stempels zu einem starken Kontakt mit dem stempelseitigen Blechwerkstoff in 180°-Richtung (Abbildung 9.23), wodurch hohe Härtewerte und eine Werkstoffanhäufung resultieren (Abbildung 9.28).

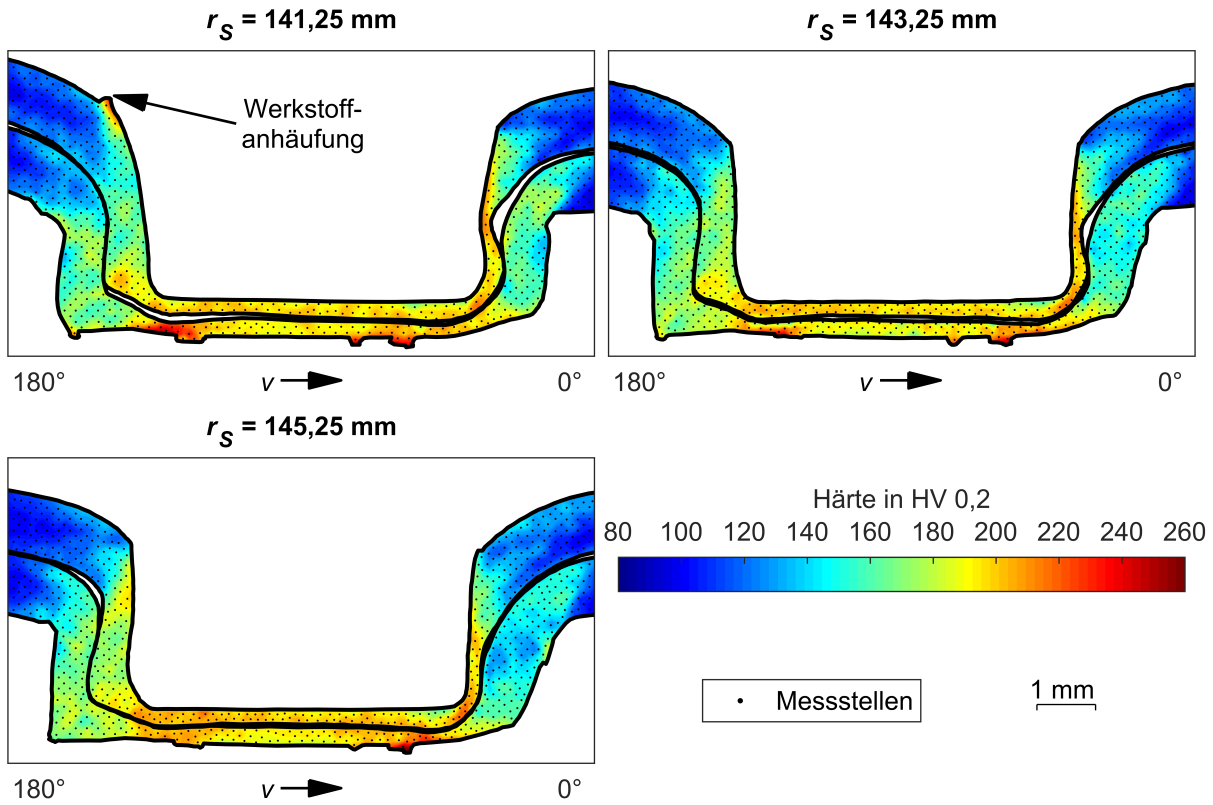


Abbildung 9.28: Vergleich der Härteverläufe und der geometrischen Ausformung der Rotationsclinchnpunkte ohne Vorloch abhängig vom Stempelrollradius r_s (Halbzeugkombination DC04-DC04)

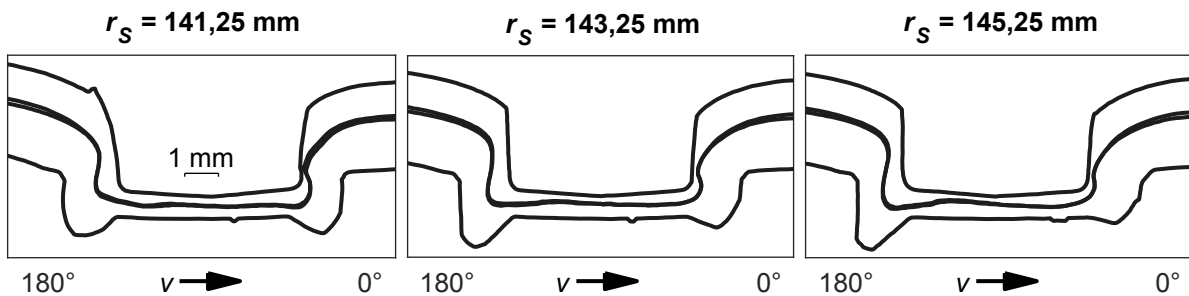


Abbildung 9.29: Geometrische Ausformung der Rotationsclinchnpunkte ohne Vorloch abhängig vom Stempelrollradius r_s (Halbzeugkombination DC04-AW6082)

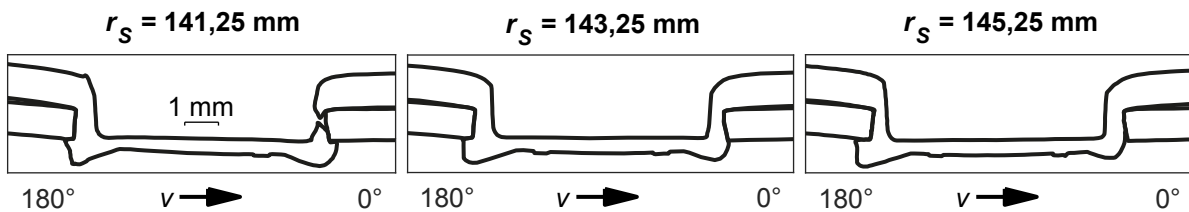


Abbildung 9.30: Geometrische Ausformung der Rotationsclinchnpunkte mit Vorloch abhängig vom Stempelrollradius r_s (Halbzeugkombination DC04-HCT980)

Zur systematischen Auswertung des Rollradieneinflusses auf die geometrischen Kenngrößen stellt Abbildung 9.31 diese in einer Übersicht dar. Bei $r_s = 141,25$ mm treten im Falle der Halbzeugkombinationen DC04-AW6082 und DC04-HCT980 in 0°-Richtung Halsrisse beim

Fügen auf, was zu starken Nichtlinearitäten in den Zusammenhängen führt. Aus diesem Grund wurden diese Rollradien aus der Modellbildung entfernt. Die Halsdicken in 180°-Richtung n_{180} und der Hinterschnitt in 0°-Richtung u_0 reduzieren sich mit steigendem Stempelrollradius r_S . Der Hinterschnitt in 180°-Richtung u_{180} sowie die Halsdicke in 0°-Richtung n_0 zeigen ein umgekehrtes Verhalten. Die Variation des Stempelrollradius r_S wirkt sich beim Rotationsclinchen mit Vorloch stärker auf die Geometrie des Clinchpunkts aus als für das Rotationsclinchen ohne Vorloch.

9.3.3 Mechanische Eigenschaften

Die Auswertung der Kopf- und Scherzugfestigkeiten in Abhängigkeit vom Stempelrollradius r_S zeigt Abbildung 9.32. Da bei der Halbzeugkombination DC04-HCT980 bei $r_S = 141,25$ mm alle Proben bereits beim Fügen durch Halsrisse versagten (Abschnitt 9.3.2), erfolgte bei dieser Einstellung keine Prüfung der mechanischen Eigenschaften. Die Festigkeitswerte der Halbzeugkombination DC04-DC04 streuen trotz der größeren Probenanzahl stärker als die der restlichen Kombinationen. Dies ist zum einen auf die geringen Halsdicken und Hinterschnitte und zum anderen auf das hohe Umformvermögen des Werkstoffs DC04 (Abschnitt 5.1.1) zurückzuführen. Beide Faktoren führen zu einem undefinierten Versagen, das in einer geringen Modellgüte sowie breiten Vertrauensbereichen resultiert. Mutschler, (1994, S. 75) stellte ebenfalls deutliche Streuungen in den Festigkeiten bedingt durch eine Verkippung der Werkzeugaktivelemente während des Fügens fest. Diese wurden auf den reduzierten Stauchgrad der Clinchpunkte zurückgeführt. Die übrigen Zusammenhänge können sehr gut durch die verwendeten Ansätze beschrieben werden.

Die Kopfzugfestigkeiten F_{Kmax} verringern sich unabhängig von der Halbzeugkombination mit zunehmendem Stempelrollradius. Die Scherzugfestigkeiten in 0°-Richtung F_{Smax0} sind im Falle von DC04-DC04 bei $r_S = 143,25$ mm am höchsten. Bei DC04-AW6082 fallen die Werte mit steigendem r_S , während sich diese bei DC04-HCT980 erhöhen. Die Scherzugfestigkeit in 180°-Richtung $F_{Smax180}$ wird bei $r_S = 143,25$ mm für die Fügeverbindungen ohne Vorloch maximal. Demgegenüber nimmt diese bei DC04-HCT980 mit kleiner werdendem r_S stetig zu. Die mechanischen Eigenschaften weisen unabhängig von der Halbzeugkombination bei einem Stempelrollradius um 143,25 mm die geringste Asymmetrie auf.

Die erreichbaren Festigkeiten bleiben beim Rotationsclinchen ohne Vorloch analog zu den geometrischen Kennwerten (Abschnitt 9.3.2) stets unterhalb denen, welche beim Hubclinchen erzielt werden können. Das Rotationsclinchen mit Vorloch, bei dem die kinematischen Einflüsse

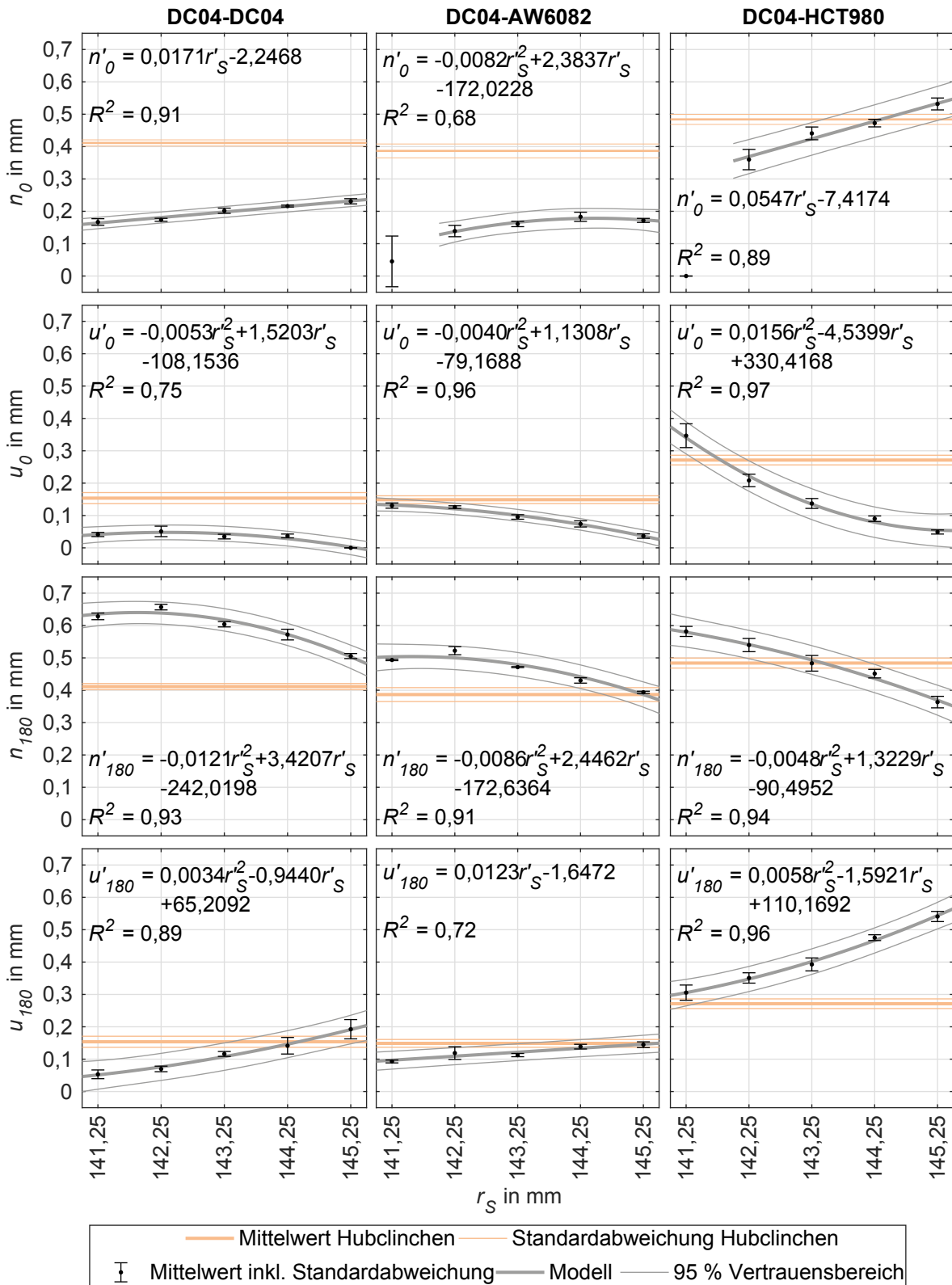


Abbildung 9.31: Halsdicken n_0 und n_{180} sowie Hinterschnitte u_0 und u_{180} abhängig vom Stempelrollradius r_s und der Halbzeugkombination

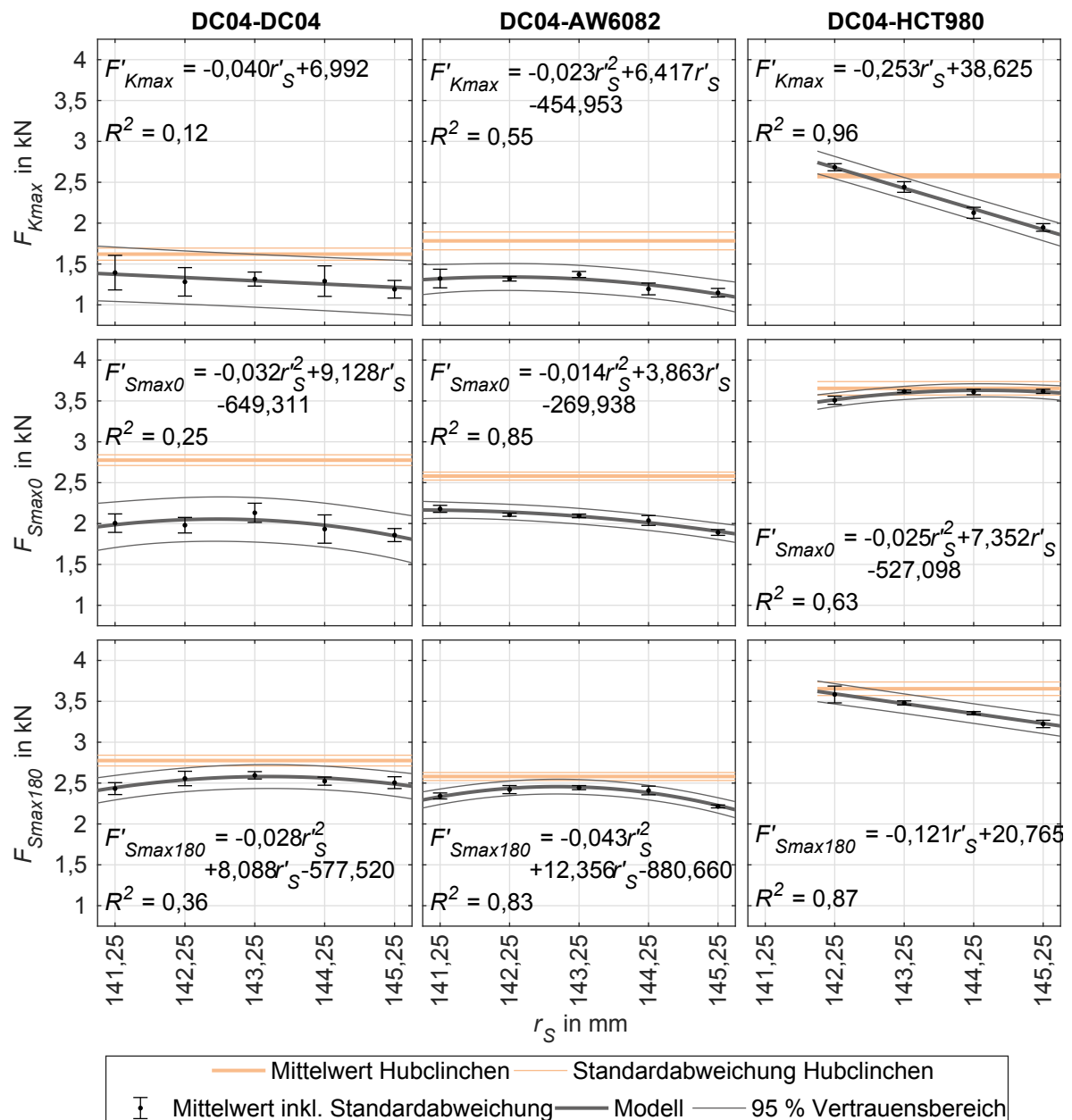


Abbildung 9.32: Kopf- F_{Kmax} und Scherzugfestigkeiten F_{Smax0} bzw. $F_{Smax180}$ abhängig vom Stempelrollradius r_s und der Halbzeugkombination

durch die Rotation am geringsten ausgeprägt sind (Abschnitt 9.2.5), ermöglicht bei Stempelrollradien zwischen 142,25 mm und 143,25 mm zum Hubclinchen vergleichbare Festigkeiten.

Abbildung 9.33 stellt die Versagensarten bei der Prüfung der mechanischen Festigkeiten dar. Wie in Abschnitt 9.2.4 festgestellt, ist die Art des Versagens unter Kopfzugbelastung durch die Rotationskinematik nahezu unbeeinflusst. Die Scherzugfestigkeiten bilden die Anisotropie der Fügeverbindung jedoch deutlich ab. In 0° -Richtung tritt beim Rotationsclinchen ohne Vorloch mit sinkendem Stempelrollradius verstärkt Mischversagen auf, weil die Halsdicken n_0 geringere Werte annehmen (Abbildung 9.31). Analog dazu zeigt sich Mischversagen in 180° -Richtung bei großen Rollradien.

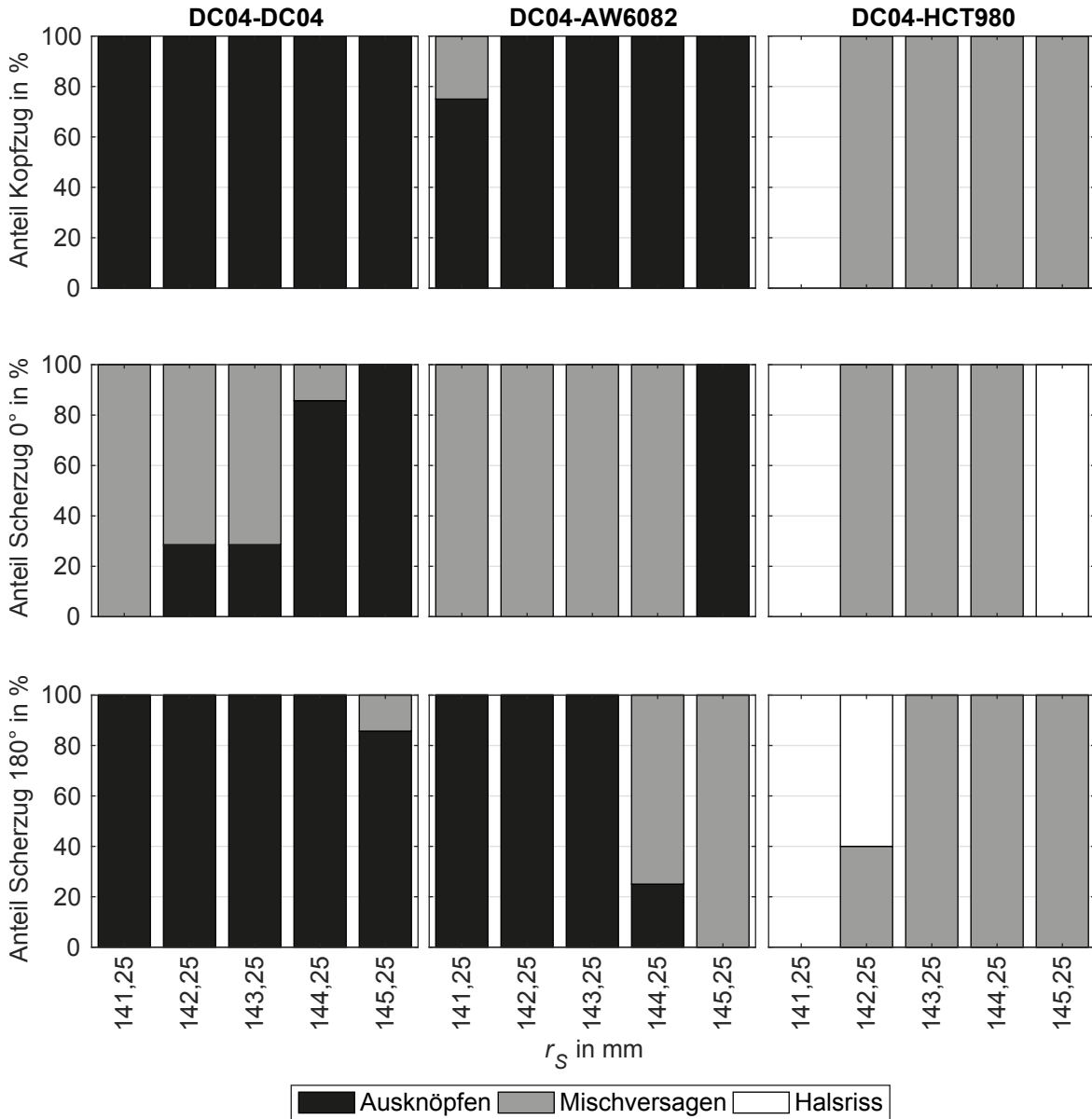


Abbildung 9.33: Anteile der Versagensarten bei der Prüfung der mechanischen Eigenschaften abhängig von der Halbzeugkombination, der Prüfrichtung und dem Stempelrollradius r_s bezogen auf die jeweilige Versuchsanzahl

Das Versagen bei DC04-HCT980 gestaltet sich deutlich komplexer. Die höchsten Scherzugfestigkeiten in 0°-Richtung F_{Smax0} werden mit den größten Halsdicken n_0 bei $r_s = 145,25$ mm erreicht (Abbildungen 9.31 und 9.32), wobei die Clinchpunkte durch reine Halsrisse versagen. Entsprechendes ist für $F_{Smax180}$, n_{180} und der zugehörigen Versagensart bei $r_s = 142,25$ mm zu beobachten. Da die Halsdicken in den jeweils entgegengesetzten Richtungen minimal werden, schneidet das matrizenseitige, höchstfeste Blech den Clinchpunkt vollkommen durch, ohne diesen zu verformen. Bei den restlichen Stempelrollradien ist die Ausprägung der Halsdicken gleichmäßiger. Aus diesem Grund versagt nur der in Belastungsrichtung angeordnete Hals durch Risse, während sich die gegenüberliegende Seite stark verformt.

9.3.4 Diskussion

Zur Optimierung der mechanischen Verbindungseigenschaften mit Hilfe der FE-Simulation sind einfache und mit hoher Genauigkeit abbildbare Gütekriterien notwendig. Die Abschnitte 9.3.2 und 9.3.3 legen eindeutige Zusammenhänge zwischen der geometrischen Ausformung des Clinchpunkts und den mechanischen Eigenschaften der Fügeverbindung offen. Größere Werte für den Hinterschnitt und die Halsdicke resultieren in verbesserten Kopf- und Scherzugfestigkeiten. Die grundsätzlichen Relationen bei der Bewertung hubgeclinchter Fügeverbindungen (Abschnitt 2.1.3) sind somit auch auf das Rotationsclinchen übertragbar.

Rill et al., (2014, S. 637-638) und Rill, (2015, S. 90-92) schlugen als Bewertungskriterium für die Beurteilung von Rotationsclinchverbindungen die sogenannte tragende Kontaktfläche vor. Diese beschreibt die Fläche der Bereiche, an denen sich die beiden Bleche unter geringer Kopfzugbelastung berühren. Eine Validierung dieses Gütekriteriums mittels experimenteller Daten wurde dabei nicht durchgeführt. Anhand von FE-Simulationen wurden hohe Festigkeiten bei $r_S = 145,05$ mm für die Halbzeugkombination DC04-DC04 prognostiziert. Ein Vergleich mit Abbildung 9.32 zeigt deutliche Unterschiede auf. Die Festigkeiten unter Kopfzugbelastung waren im Experiment bei kleinen Stempelrollradien höher.

Die Variation des Stempelrollradius beim Rotationsclinchen mit und ohne Vorloch wirkt sich ähnlich auf die Fügekräfte und die Eigenschaften der Fügeverbindung aus. Unabhängig vom Verfahren und der Halbzeugkombination weist der Rotationsclinchprozess bei einem Stempelrollradius r_S zwischen 142,25 mm und 143,25 mm eine hohe Robustheit auf. In diesem Bereich ist die Anisotropie der mechanischen Eigenschaften am geringsten und ein Reißen des stempelseitigen Blechs beim Fügen wird vermieden.

9.4 Einfluss des Vorlochversatzes

Durch das Lochen des matrizen seitigen Blechs entsteht ein weiterer zu untersuchender Parameter, der Vorlochversatz v_V . Dessen Einfluss auf die Fügekräfte, die geometrische Ausformung des Clinchpunkts sowie die Auswirkungen auf die mechanischen Eigenschaften werden im Folgenden anhand der Halbzeugkombination DC04-HCT980 erläutert.

9.4.1 Fügekräfte

Obwohl der Versatz des Vorlochs das für den stempel seitigen Blechwerkstoff zur Verfügung stehende Volumen in 0° - und 180° -Richtung variiert, macht sich der dadurch veränderte Werkstofffluss nicht in den Fügekräften bemerkbar (Abbildung 9.34). Aufgrund der nahezu identisch

übereinanderliegenden Kurven wird auf eine detaillierte, quantitative Auswertung der Fügekräfte verzichtet.

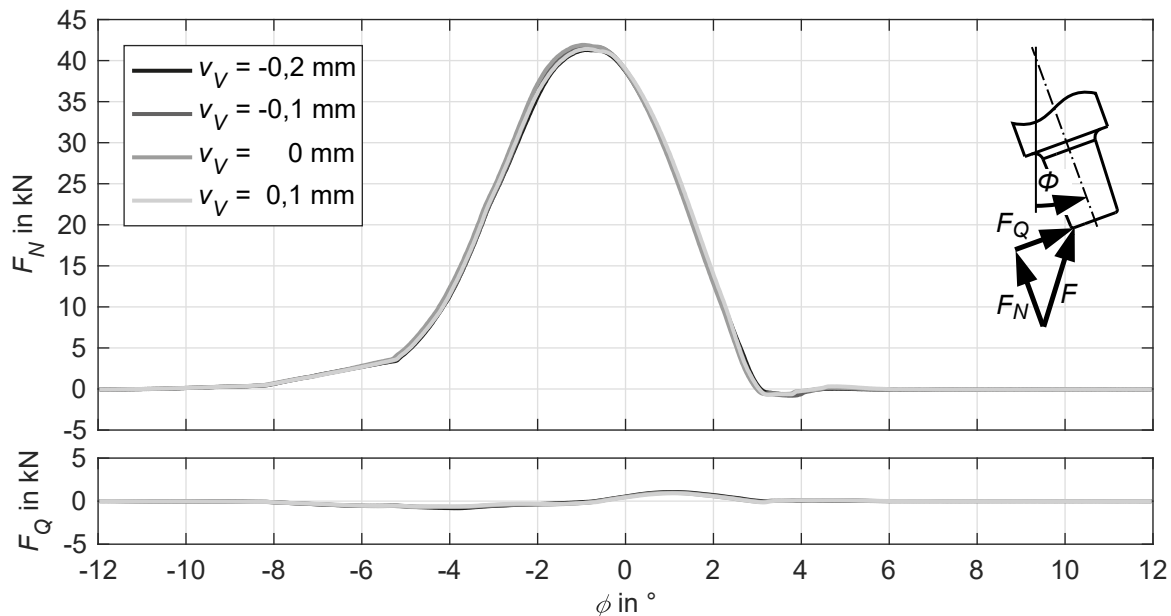


Abbildung 9.34: Verlauf der Normal- F_N und Querkräfte F_Q in Abhängigkeit des Vorlochversatzes v_V und des Stempelwinkels ϕ (Halbzeugkombination DC04-HCT980)

9.4.2 Geometrische Ausformung

Abbildung 9.35 stellt die Schlibfbilder der Clinchpunkte in der 0° - 180° -Ebene für unterschiedliche Werte des Vorlochversatzes dar. Die Verschiebung des Vorlochs in positive Richtung resultiert in einem vergrößerten Abstand zwischen Stempel und dem als Matrize wirkenden vorgelochten Blech in 0° -Richtung, wodurch sich die Halsdicke n_0 vergrößert. Durch das erhöhte für den Werkstoff zur Verfügung stehende Volumen sinkt auf dieser Seite der Hinterschnitt u_0 . Auf der gegenüberliegenden Seite, d. h. in 180° -Richtung, stellt sich der umgekehrte Effekt ein. Die Halsdicke n_{180} reduziert sich und der Hinterschnitt u_{180} steigt.

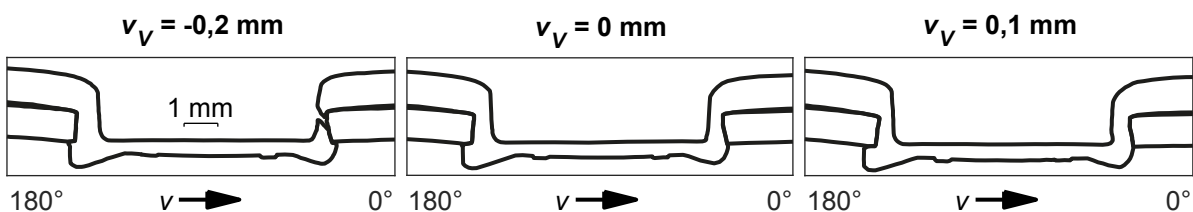


Abbildung 9.35: Geometrische Ausbildung der Clinchpunkte abhängig vom Vorlochversatz v_V (Halbzeugkombination DC04-HCT980)

Abbildung 9.36 quantifiziert die geometrischen Kenngrößen. Bei einem Vorlochversatz von $-0,2$ mm treten in 0° -Richtung, analog zu einem Stempelrollradius von $141,25$ mm (Abbildung 9.31), bereits beim Fügen Halsrisse auf. Alle vier geometrischen Kenngrößen zeigen ein

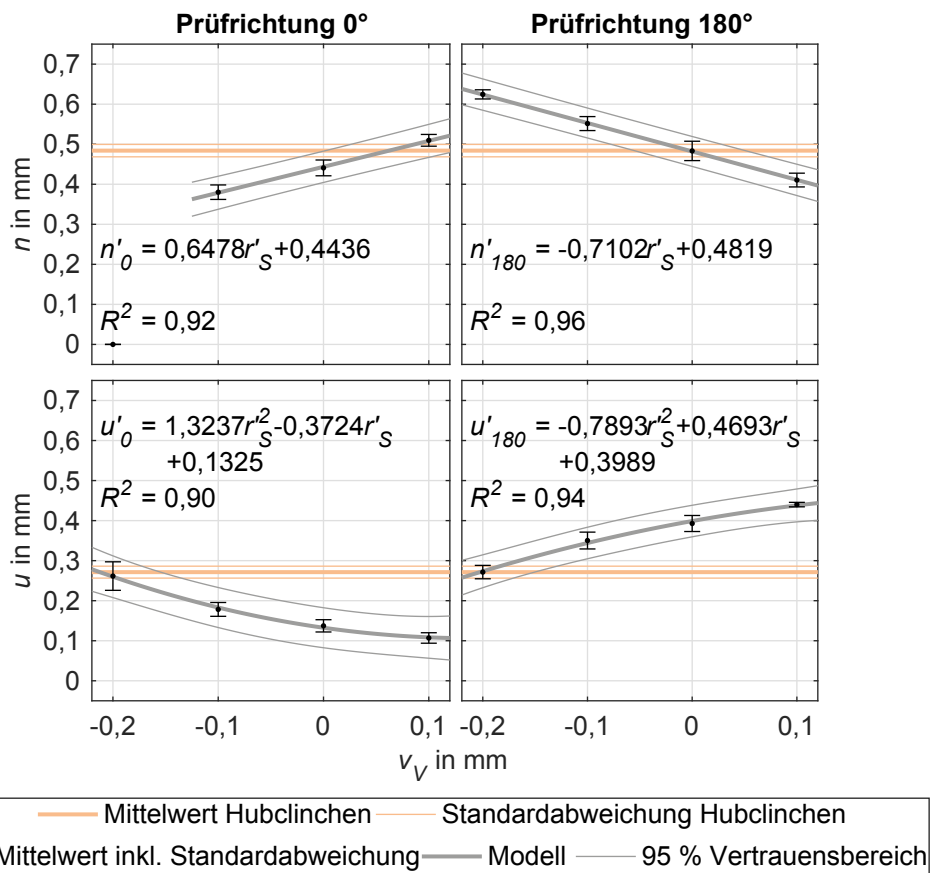


Abbildung 9.36: Ausprägung der geometrischen Kenngrößen Halsdicke n und Hinterschnitt u im Clinchpunkt mit Vorloch abhängig von der Prüfrichtung und dem Vorlochversatz v_V (Halbzeugkombination DC04-HCT980)

stark divergierendes Verhalten. Die Halsdicken in 0° - und 180° -Richtung sind bei einem Wert von v_V zwischen 0,0 mm und 0,1 mm gleich groß, während die Hinterschnitte bei $v_V = -0,2$ mm symmetrisch sind. Darüber hinaus resultiert die Verbesserung von n_0 und u_{180} in einer Verschlechterung der anderen beiden Größen.

In Summe zeigen sich deutliche Analogien zu den Auswirkungen des Parameters Stempelrollradius (Abschnitt 9.3.2). Eine Verschiebung des vorgelochten Blechs in positive Richtung bewirkt den gleichen Effekt wie eine Erhöhung des Stempelrollradius, da sich in beiden Fällen die Distanz zwischen Stempelkante und Matrizenflanke beim Eintauchen in den Blechwerkstoff vergrößert.

9.4.3 Mechanische Eigenschaften

Die Divergenz der geometrischen Kenngrößen wirkt sich auf die mechanischen Kennwerte und Versagensmodi der Fügeverbindung aus. Da die Clinchpunkte bei einem Vorlochversatz v_V von -0,2 mm in 0° -Richtung beim Fügen versagten, erfolgte keine Untersuchung der mechanischen Kennwerte für diese Parametereinstellung. Die Festigkeit unter Kopfzugbelastung

(Abbildung 9.37) steigt mit kleiner werdendem Vorlochversatz. Dies liegt darin begründet, dass die Kopfzugfestigkeit vorrangig durch den Hinterschnitt bestimmt wird (Abschnitt 2.1.3; Doege und Behrens, 2010, S. 407-408) und sich der Hinterschnitt in 0° -Richtung u_0 bei negativen Werten für v_V erhöht. Der Hinterschnitt u_{180} ist unkritisch, da er im untersuchten Bereich stets höhere Werte als u_0 aufweist. Die erzielten Kopfzugfestigkeiten sind bei $v_V = -0,1$ mm genauso groß wie beim Hubclinchen.

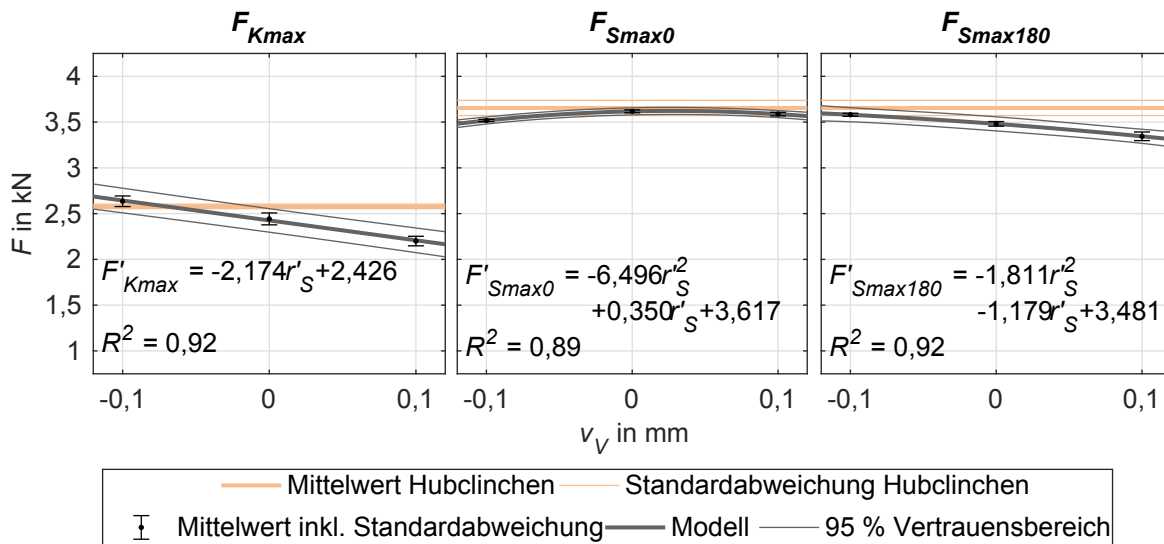


Abbildung 9.37: Kopf- F_{Kmax} und Scherzugfestigkeiten F_{Smax0} bzw. $F_{Smax180}$ abhängig vom Vorlochversatz v_V (Halbzeugkombination DC04-HCT980)

Die maximale Scherzugfestigkeit $F_{Smax180}$ wurde ebenfalls bei $v_V = -0,1$ mm erzielt. Bei dieser Belastungsart ist die Halsdicke der dominierende Parameter (Abschnitt 2.1.3; Doege und Behrens, 2010, S. 407-408). Die Scherzugfestigkeiten F_{Smax0} zeigen ein entgegengesetztes Verhalten auf. Bei einem positiven Vorlochversatz erhöht sich die Halsdicke n_0 , wodurch F_{Smax0} steigt.

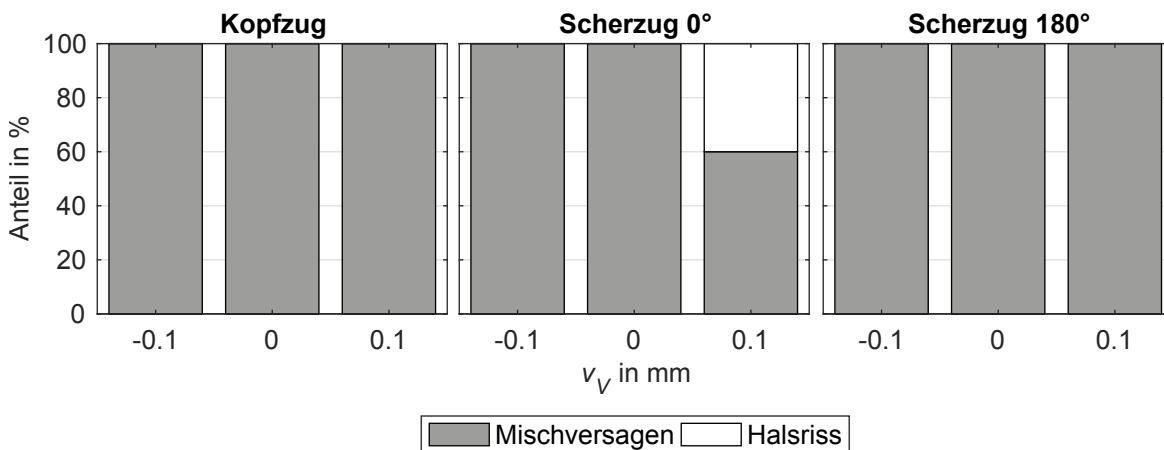


Abbildung 9.38: Anteile der Versagensarten bei der Prüfung der mechanischen Eigenschaften abhängig von der Prüfrichtung und dem Vorlochversatz v_V bezogen auf die jeweilige Versuchsanzahl (Halbzeugkombination DC04-HCT980)

Die Variation des Vorlochversatzes beeinflusst nicht nur die Geometrie der Clinchpunkte in derselben Weise wie der Stempelrollradius, sondern auch deren Tragfähigkeit (Abschnitt 9.4.2). Dementsprechend gleicht sich das Versagensverhalten (Abbildung 9.38).

9.4.4 Diskussion

Vorlochversatz und Stempelrollradius wirken sich auf die Ausformung des Clinchpunkts und die damit einhergehenden mechanischen Eigenschaften auf vergleichbare Weise aus. Diese Tatsache kann durch die horizontalen Abständen zwischen Stempelkante und Glattschnittbereich des matrizenseitigen Halbzeugs begründet werden (Abbildung 9.39).

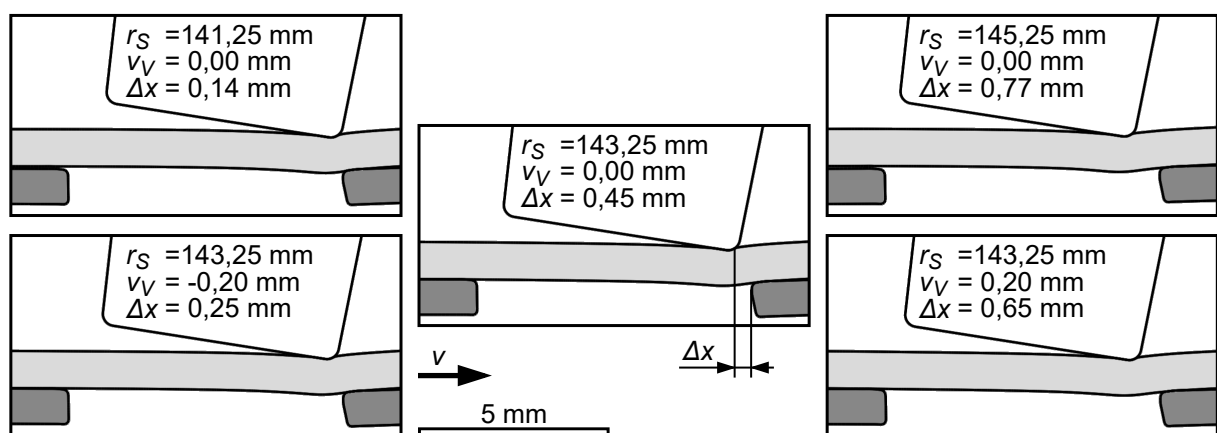


Abbildung 9.39: Horizontaler Abstand Δx zwischen Stempelkante und Glattschnittbereich des Vorlochs beim Eintauchen des Stempels in das Halbzeug in Abhängigkeit vom Stempelrollradius r_S und vom Vorlochversatz v_V (Halbzeugkombination DC04-HCT980)

Ein Vorlochversatz $v_V < 0$ mm reduziert genauso wie ein Stempelrollradius $r_S < 143,25$ mm die Halsdicke n_0 . Ein Stempelrollradius, der kleiner als der Radius des Referenzkreises ist (Abschnitt 4.1), führt zu verkürzten Zykloiden und reduziert somit beim Eintauchen des Stempels in das Blech den Abstand zwischen Stempelkante und Matrizenflanke (Rill, 2015, S. 85). Entsprechend verringert sich der Abstand zwischen dem Stempel und dem als Matrize fungierenden, vorgelochten Blech bei negativem Vorlochversatz. Nach Lee et al., (2014a, S. 6-7) führt ein Vorlochversatz beim Hubclinchen mit Vorloch zu einseitigen Halsrissen im stempelseitigen Blech während des Fügevorgangs. Mutschler, (1994, S. 68-70) untersuchte die Auswirkungen eines Versatzes zwischen Stempel und Matrize, indem er den Stempel gegenüber der Matrize verschob. Da beim Clinchen mit Vorloch das vorgelochte Blech wie eine Matrize wirkt, können auch hier Analogien hergestellt werden. Ein Vergleich ist jedoch nur qualitativ möglich, da andere Halbzeuge und Aktivelementgeometrien Einsatz fanden. Im Falle von Mutschler, (1994, S. 68-70) zeigte sich das Verfahren bei einem Vorlochversatz bis zu 0,17 mm hinsichtlich den Festigkeiten als robust, während ein Versatz von 0,25 mm zu Halsrissen führte. Das Rotations-

clinchen mit Vorloch erweist sich hinsichtlich der Festigkeiten bis $|v_V| = 0,1$ mm als robust, wobei zum Hubclinchen vergleichbare mechanische Eigenschaften erzielt werden.

9.5 Einfluss der Werkzeugelastizitäten

In den in der Literatur bisher durchgeführten Untersuchungen zum Hub- und Rotationsclinchen wurden zur Darstellung des Fügevorgangs in der Simulation starre Werkzeugaktivelemente verwendet (Abschnitt 2.1.5). Hiller et al., (2017, S. 4-7) erkannten, dass die elastischen Verformungen des Werkzeugs sowohl den Fügeprozess selbst als auch das -ergebnis beeinflussen. Aus diesem Grund zeigen die folgenden Abschnitte die Auswirkungen der Werkzeugelastizitäten auf den Rotationsclinchenprozess mit Hilfe der FE-Simulation auf.

9.5.1 Fügekräfte

Abbildung 9.40 stellt die Unterschiede in den auf den Stempel wirkenden Normal- und Querkraften abhängig von den Elastizitäten des Versuchsaufbaus dar. Letztere bewirken eine Speicherung von Energie im System und führen zu einem flacheren Abfall der Normalkraft beim Stempelrückzug im Gegensatz zu einem starren Aufbau (Nothhaft, 2014, S. 68). Darüber hinaus beträgt das Querkraftmaximum bei einem starren Aufbau gegenüber dem Experiment das 4,7-fache.

Die Elastizitäten der Werkzeugaktivelemente beeinflussen die Fügekräfte am stärksten. Deren Berücksichtigung führt zu einer deutlich verbesserten Abbildung der experimentell ermittelten Kraftverläufe in der Simulation. Die Normalkräfte werden dadurch unabhängig von der Elastizität der Werkzeugwellen als auch der Führung der Werkzeugaktivelemente sehr genau vorhergesagt. Der Verlauf und die Höhe der Querkräfte wird signifikant von der seitlichen Fixierung in den Halteplatten beeinflusst. Die Auswirkungen nachgiebiger Werkzeugwellen sind demgegenüber vernachlässigbar gering.

Abbildung 9.41 liefert eine Erklärung für den starken Einfluss der Elastizitäten beim Rotationsclinchen. Die Querkräfte verdrängen den Stempelpin aufgrund des wirkenden Moments, welches direkt mit dem von der Einspannung abhängigen Hebelarm in Verbindung steht. Verschiebungen bis zu 0,2 mm sind die Folge. Die elastischen Deformationen der Werkzeugaktivelemente führen zu veränderten Kontaktkräften und -bedingungen, wodurch sich die Prozesskräfte verändern.

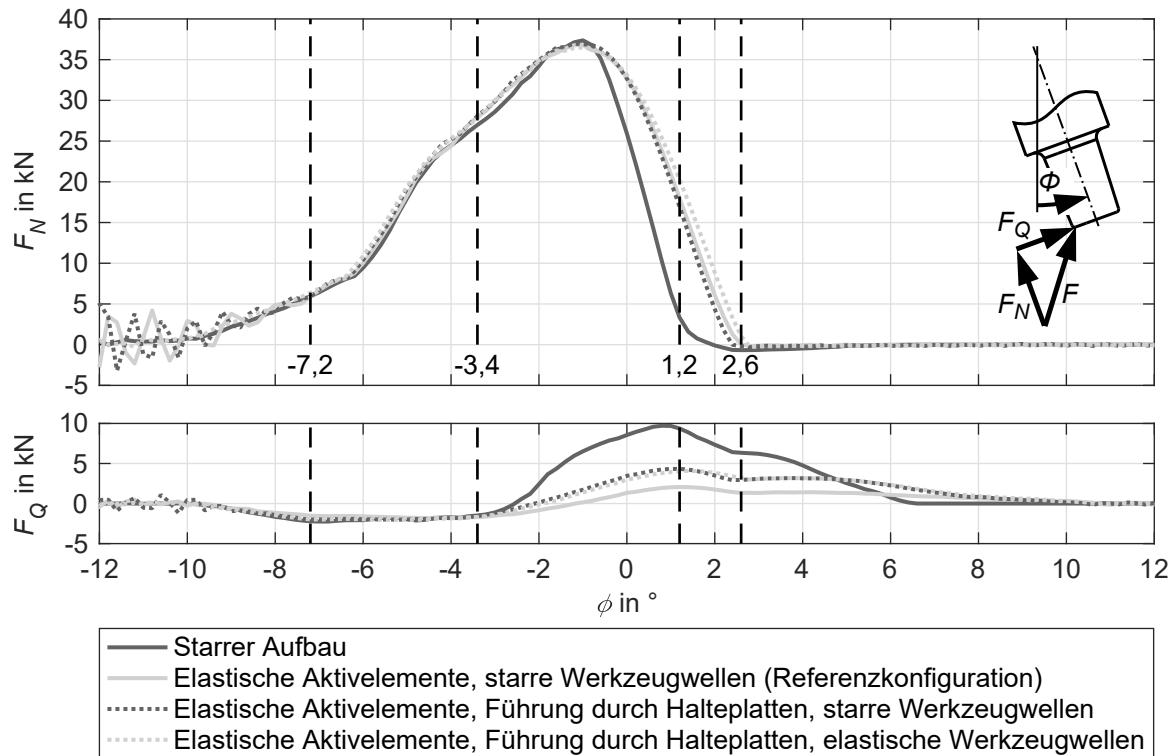


Abbildung 9.40: Einfluss der Elastizitäten des Versuchsaufbaus auf die Prozesskräfte F_N und F_Q in Abhängigkeit des Stempelwinkels ϕ in der Simulation (Halbzeugkombination DC04-DC04)

9.5.2 Geometrische Ausformung

Die elastischen Deformationen der Werkzeugaktivelemente beeinflussen die geometrische Ausformung der Rotationsclinchnpunkte (Abbildung 9.42). Insbesondere bei den Hinterschnitten zeigen sich Unterschiede. Der Stempelpin wird beim Eintauchen und beim Rückzug stärker in horizontaler Richtung verdrängt als im unteren Umkehrpunkt (Abbildung 9.41). Die Ausbildung des Hinterschnitts wird durch diese Bewegung unterstützt.

9.5.3 Diskussion

Rill, (2015, S. 101-105) erkannte den Einfluss der Elastizitäten des Versuchsaufbaus auf die Normalkraft beim Rotationsclinchen. Bei den Untersuchungen wurden die Auswirkungen von elastischen Werkzeugwellen auf die Verformungseigenschaften unter Einsatz von starren Werkzeugaktivelementen analysiert. Dadurch konnte der Verlauf der gemessenen Normalkräfte besser abgebildet werden, die mangelnde Kenntnis der Querkräfte ließ jedoch keine vollständige Validierung zu. Da darüber hinaus nur geringe Unterschiede zwischen den resultierenden Clinchnpunkten auftraten, erfolgte die Einstufung der Einflüsse der Elastizitäten als gering und wurden in der Arbeit von Rill, (2015, S. 101-105) nicht weiter berücksichtigt. Somit führte

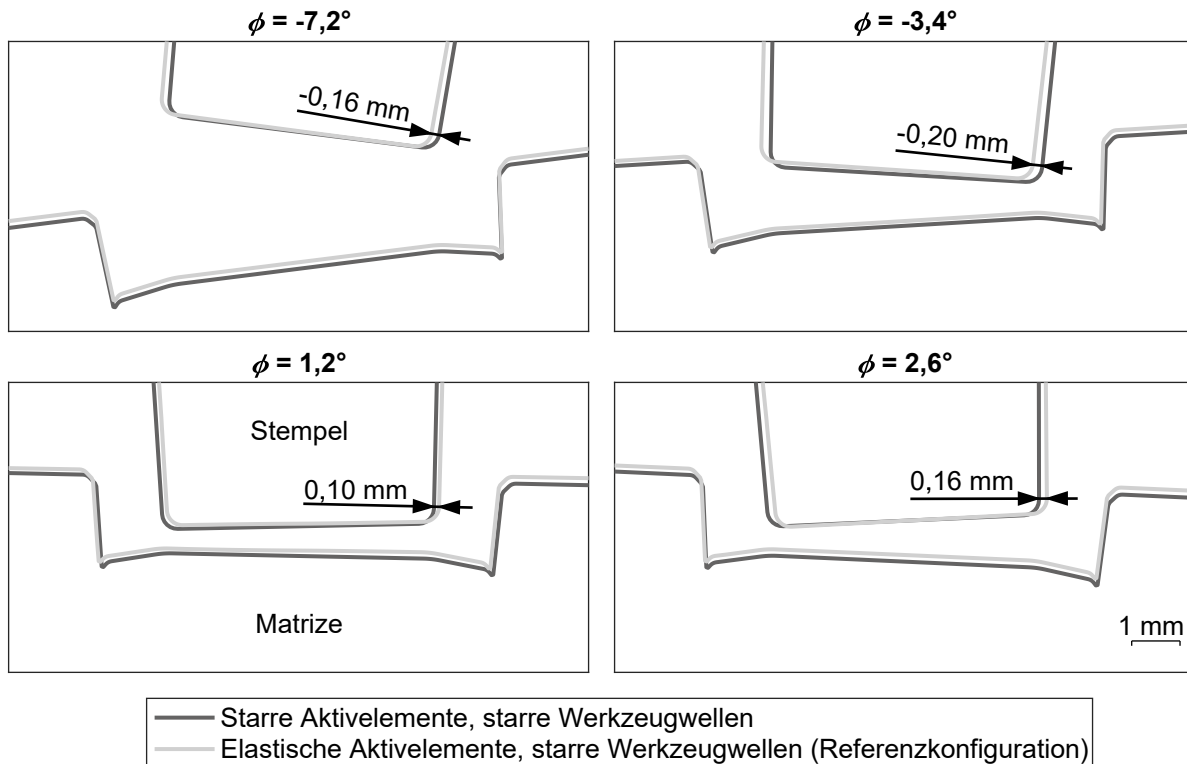


Abbildung 9.41: Verformungen der Werkzeugaktivelemente während des Rotationsclinchprozesses ohne Vorloch in Abhängigkeit des Stempelwinkels ϕ (Halbzeugkombination DC04-DC04)

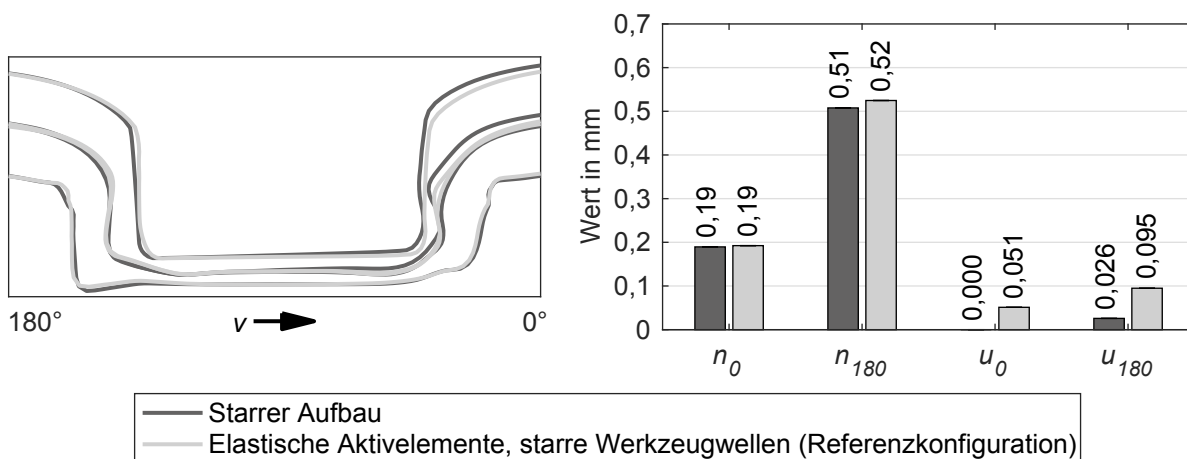


Abbildung 9.42: Einfluss der Elastizitäten des Versuchsaufbaus auf die Geometrie der Rotationsclinchpunkte ohne Vorloch in der Simulation (Halbzeugkombination DC04-DC04)

die ausschließliche Betrachtung der Normalkräfte zu einer deutlichen Unterschätzung dieses Effekts.

Da in der Realität Stempel und Matrize in den Halteplatten ein geringes Passungsspiel aufweisen und nur durch das Klemmen mit einer Schraube befestigt sind, kann durch das Sperren von Freiheitsgraden das Verhalten in der Simulation nur angenähert werden. Allgemein füh-

ren Fertigungseinflüsse sowie Passungen zu schwierig determinierbaren Toleranzketten, deren Abbildung in der Simulation im Sinne der Effizienz nicht zielführend ist (Woernle, 2011, S. 1).

In dieser Arbeit wurden elastische Werkzeugaktivelemente zur Abbildung des Prozesses in der Simulation eingesetzt. Auf diese Weise erhöht sich die Genauigkeit der Vorhersage des Fügekraftverlaufs und der geometrischen Kenngrößen signifikant (Abschnitt 9.1.2), so dass Aussagen mit sehr hoher Zuverlässigkeit getroffen werden können.

9.6 Anpassung der Stempelgeometrie an das Rotationsclinchen

Die Geometrie der Werkzeugaktivelemente beeinflusst die Verbindungsausbildung beim Hubclinchen wesentlich (Hamel et al., 2000, S. 198). Nach dem Stand der Technik wurden diesbezüglich noch keine Untersuchungen zum Rotationsclinchen durchgeführt. Entsprechend den Abschnitten 2.3 und 9.2.5 beeinflussen nicht nur die Rollradien die Bewegungsbahnen der Werkzeuge, sondern auch ihre Geometrie. Dieser Abschnitt widmet sich deshalb der Untersuchung des Einflusses der Stempelgeometrie auf die Ausbildung der Rotationsclinchenpunkte. An die Analyse der kinematischen Rahmenbedingungen schließt sich die simulative Untersuchung des identifizierten Parameterraums an. Aufbauend auf diesen Ergebnissen erfolgt die Auswahl einer optimalen Stempelgeometrie mit dem Ziel, die Anisotropie der Verbindungseigenschaften zu reduzieren. Zur Überprüfung der simulativ gewonnenen Erkenntnisse, werden diese durch Experimente validiert. Aufgrund der hohen Robustheit des Rotationsclinchenprozesses bei einem Stempelrollradius r_S von 143,25 mm wird dieser für die folgenden Untersuchungen zugrunde gelegt.

9.6.1 Analyse der kinematischen Gegebenheiten

Während beim Scherschneiden im Wesentlichen die Schneidkanten die Geometrie des Werkstücks bestimmen (Nothhaft, 2014, S. 96-97), gestalten sich die Zusammenhänge beim Clinchen komplexer. Um die Ausformung von Rotationsclinchenpunkten durch eine Anpassung der Werkzeugaktivelemente zu verbessern, ist neben der Betrachtung der Werkzeugbahnen auch eine Analyse des Werkstoffflusses erforderlich. Ungeachtet dessen unterstützen kinematische Überlegungen die systematische Eingrenzung des zu untersuchenden Parameterraums. Eine Verringerung der überlagerten Bewegungen in horizontaler Richtung bzw. der damit verbundenen Verkipfung der Werkzeugaktivelemente reduziert die Unterschiede zum Hubclinchen, wodurch isotropere Eigenschaften der Rotationsclinchenpunkte zu erwarten sind (Abschnitt 9.2).

Zur Betrachtung der relativen Abstände zwischen Stempel und Matrize während des Rotationsclinchens wird die epizykloide Darstellung gewählt (Abschnitt 2.3). Dabei wird

die Matrizenwalze als stillstehend betrachtet und die Stempelwalze rollt darüber hinweg (Abbildung 9.43 a). Die dadurch entstehenden Hüllkurven, welche sich durch die Überlagerung der gesamten Werkzeugpositionen abhängig vom Stempelwinkel ϕ ergeben, sind in Abbildung 9.43 b dargestellt. Durch die Rotationsbewegung vergrößert sich der vom Stempel überstrichene Bereich im Verhältnis zum Hubclinchen. Die Verwendung des konventionellen Stempels (Abschnitt 6.2) erzeugt beim Rotationsclinchen gegenüber dem Hubclinchen neben einer horizontalen Verbreiterung der Hüllkurve auch eine Überhöhung im Bereich der Stempelspitze (Abbildung 9.43 c). Das zwischen Clinchstempel und -matrize effektiv für die Bleche zur Verfügung stehende Volumen wird verkleinert.

Durch eine Hinterschneidung des Stempels (Abbildung 9.43 d) reduziert sich die Verbreiterung der Hüllkurve in horizontaler Richtung, da sich der äußerste Punkt des Stempels während des Eintauchens von der Stempelflanke zur Stempelkante verschiebt. Eine Wölbung der Stempelstirnfläche verringert die Überhöhung der Einhüllenden in vertikaler Richtung (Abbildung 9.43 e).

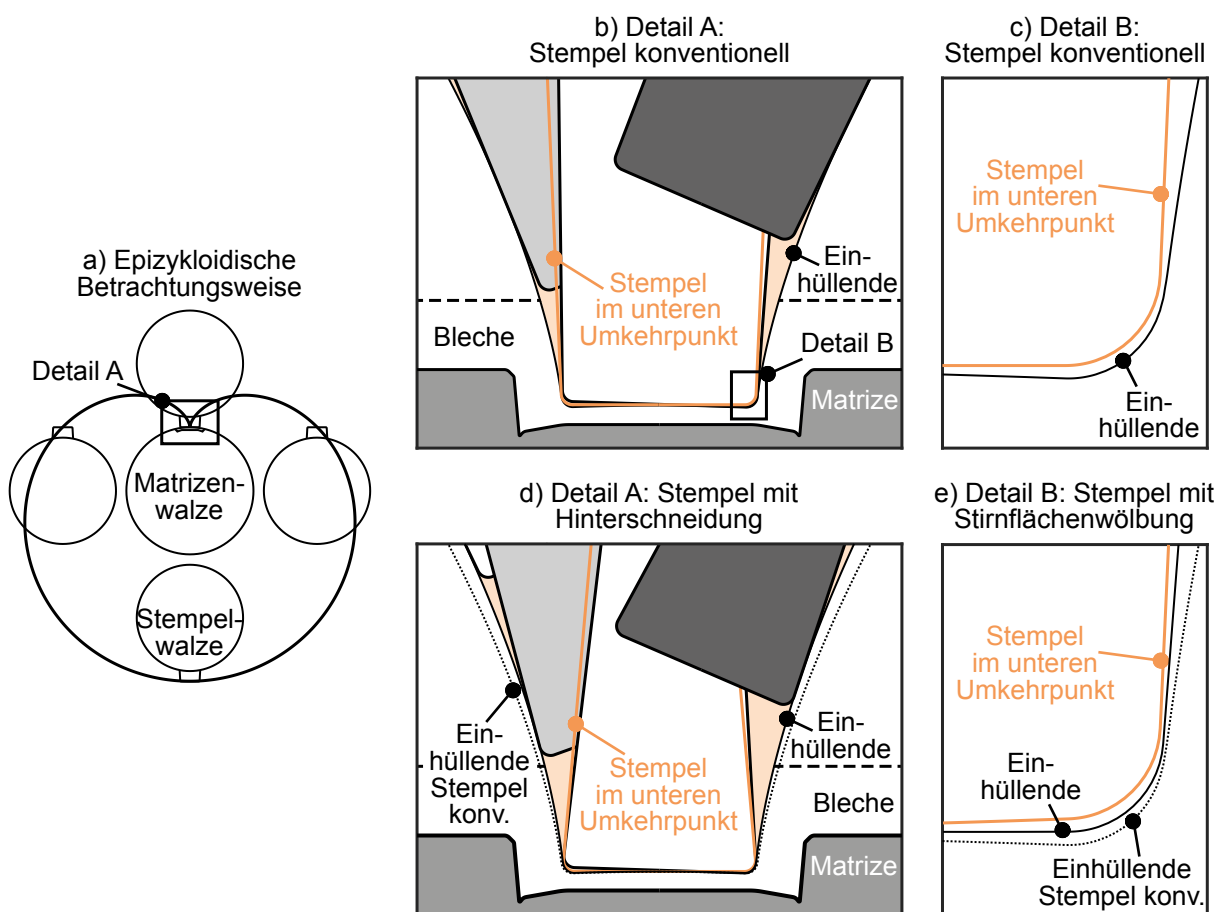


Abbildung 9.43: Hüllkurve der epizykloidalen Bewegungsbahn des konventionellen (konv.) Stempels sowie Auswirkungen einer Hinterschneidung und einer Stirnflächenwölbung auf die Hüllkurve (Halbzeugkombination DC04-DC04)

In der 0° - 180° -Ebene wirken sich die kinematischen Einflüsse durch die rotierende Werkzeugbewegung am stärksten aus, während diese quer dazu verschwinden (Rill, 2015, S. 88). Die Geometrie des konventionellen Stempels ist daher in der 90° - 270° -Ebene beizubehalten. In der dazu senkrechten 0° - 180° -Ebene lässt der Einsatz eines hinterschnittenen, mit einem Stirnflächenradius versehenen Stempels auf eine Verbesserung der geometrischen Ausformung schließen, da sich die Unterschiede der Hüllkurven zwischen Hub- und Rotationsclinchen reduzieren. Der dadurch entstehende Stempelquerschnitt ist elliptisch. In den folgenden Untersuchungen wird deshalb nur die Geometrie des Stempelpins in der 0° - 180° -Ebene variiert, während in der 90° - 270° -Ebene die konventionelle Geometrie verwendet wird.

Die Bewegungsbahnen der Werkzeugaktivelemente in der 0° - 180° -Ebene sind spiegelsymmetrisch. Darüber hinaus sind im unteren Umkehrpunkt die Positionen der Werkzeugaktivelemente zueinander beim Hub- und Rotationsclinchen identisch. Aus diesem Grund wird in dieser Arbeit der Stempel derartig angepasst, dass dieser in der 0° - 180° -Ebene spiegelsymmetrisch ist.

9.6.2 Haupteffekte und Wechselwirkungen

Die Grundlage für eine optimierte Gestaltung der Stempelgeometrie bildet die Analyse der Wirkzusammenhänge anhand der Haupteffekte und deren Wechselwirkungen. Im Fokus der Betrachtungen stehen dabei die Parameter Winkel der Stempelflanke β_{SF} , Durchmesser des Stempelpins d_S , Kantenradius des Stempelpins r_{SK} und Krümmung des Stempelpins $k_{SB} = 1/r_{SB}$ (Abbildung 9.44). Als Zielgrößen fungieren die Halsdicken n_0 und n_{180} sowie die Hinterschnitte u_0 und u_{180} . Die zugehörige Regressionsanalyse findet sich in Anhang F.2.

Abbildung 9.44 zeigt die Haupteffekte der untersuchten Parameter auf die Zielgrößen. Im Vergleich zu den restlichen Parametern beeinflusst der Winkel der Stempelflanke β_{SF} die Zielgrößen am geringsten. Der Durchmesser d_S und die Krümmung k_{SB} des Stempelpins zeigen die stärksten Effekte. Während sich eine Erhöhung von k_{SB} und r_{SK} in Summe positiv auf die Halsdicken n_0 und n_{180} auswirkt, reduzieren sich diese Zielgrößen für zunehmende d_S . Positive β_{SF} sind für n_{180} ebenfalls von Nachteil, während n_0 konstant bleibt. Eine Vergrößerung von β_{SF} , k_{SB} und r_{SK} resultiert in verringerten Hinterschnitten u_0 und u_{180} . d_S erzielt in Summe die besten Hinterschnitte bei der mittleren Einstellung.

Zur tiefergehenden Untersuchung des Einflusses der Stempelgeometrie auf die Clinchpunktausformung sind in Abbildung 9.45 die Vergleichsumformgrade nach von Mises $\phi_{v,M}$ dargestellt. Die Übersicht zeigt, wie sich die Variation eines Parameters, ausgehend von der Geometrie des konventionellen Stempels, auf den Prozess bei den Winkelstellungen $\phi = -8,3^\circ$ (Abschnitt 9.2.1

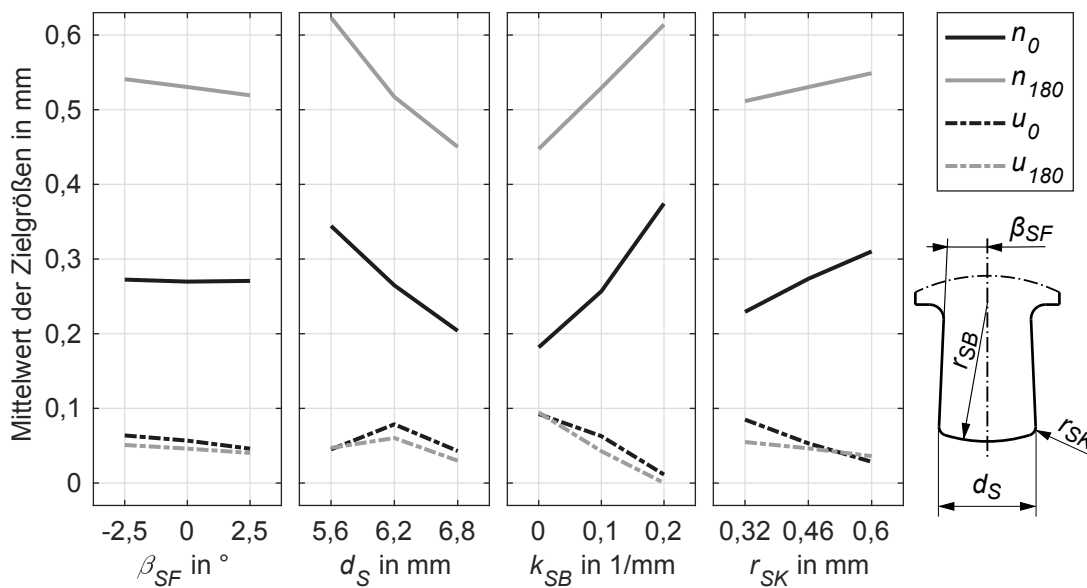


Abbildung 9.44: Haupteffekte der Faktoren β_{SF} , d_S , k_{SB} und r_{SK} auf die Halsdicken n_0 und n_{180} sowie die Hinterschnitte u_0 und u_{180} (Halbzeugkombination DC04-DC04)

Phase 2b - Durchsetzen der Werkstoffe), $-5,5^\circ$ (Abschnitt 9.2.1 Phase 3b - Stauchen der Werkstoffe) und $4,0^\circ$ (Abschnitt 9.2.1 Phase 5b - Rückziehen des Stempels) auswirkt.

Eine Variation des Stempelflankenwinkels β_{SF} führt im Gegensatz zum Rotationsschneiden (Schmidt, 2004, S. 126-130) zu keinen sichtbaren Veränderungen bei der Ausformung des Clinchpunkts (Abbildung 9.45 Einstellung 1). Während des Durchsetzens haben vorrangig die Kante und die Stirnfläche des Stempels Kontakt mit dem stempelseitigen Blech, so dass diese Bereiche den Umformvorgang dominieren. Da beim Stauchen die Verkippung zwischen den Aktivelementen geringer ausgeprägt ist, wirkt sich der dabei eintretende Kontakt zwischen der Stempelflanke und dem Blech nur geringfügig auf die Clinchpunktgeometrie aus. Durch eine Hinterschneidung des Stempels reduziert sich der Durchmesser in Richtung des Stempelschafts, wodurch weniger Werkstoff verdrängt wird (Breckweg, 2007, S. 67) und sich die Halsdicken erhöhen.

Die Vergrößerung des Stempeldurchmessers d_S verringert das für die Werkstoffe zur Verfügung stehende Volumen zwischen Stempel und Matrize. Analog zum Hubclinchen (Varis, 2000, S. 7-8, 2006, S. 278) führt eine Reduktion des Unterschieds zwischen Stempel- und Matrizendurchmesser zu einer Ausdünnung des stempelseitigen Blechs im Halsbereich. Damit einhergehend setzt ein verstärktes Fließen in radialer Richtung ein, wodurch sich die Hinterschnitte erhöhen (Lambiase, 2013, S. 2129). Wird der Durchmesser zu groß gewählt (Abbildung 9.45 Einstellung 2), werden der Blechwerkstoff aus der Matrize heraus- und die Hinterschnitte flach gedrückt.

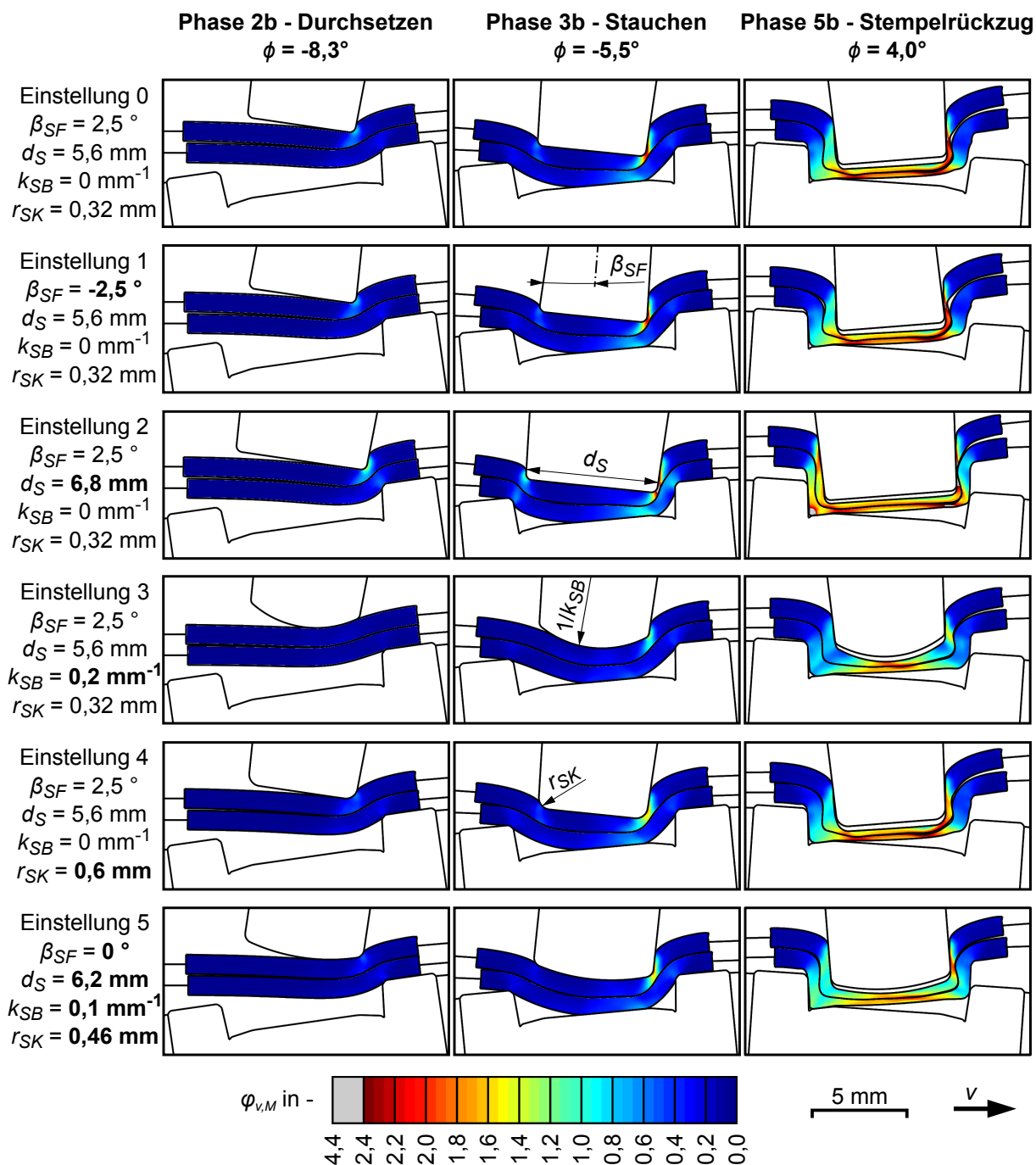


Abbildung 9.45: Verlauf des Vergleichsumformgrads nach von Mises $\varphi_{v,M}$ während des Rotationsclinchens ohne Vorloch für ausgewählte Einstellungen der Faktoren β_{SF} , d_S , k_{SB} und r_{SK} in den Phasen 2b, 3b und 5b (von der Geometrie des konventionellen Stempels abweichende Einstellungen in Fettdruck dargestellt, Halbzeugkombination DC04-DC04)

Ein Stempel mit einer gewölbten Stirnfläche k_{SB} setzt nicht mit der Stempelkante auf dem Blech auf, sondern mit der Stirnfläche (Abbildung 9.45 Einstellung 3). Dadurch steht für die Ausformung des Clinchpunkts in 0° -Richtung mehr Werkstoff zur Verfügung. Ein Clinchpunkt mit einem homogenen, annähernd symmetrischen Erscheinungsbild resultiert. Dieser Effekt wurde ebenfalls durch Hiller und Volk, (2015, S. 302) nachgewiesen. Die Ausdünnung im Halsbereich

reduziert sich einhergehend mit einer geringeren plastischen Verformung, da das stempelseitige Blech durch die Stirnflächenwölbung weniger abgestreckt wird. Die gekrümmte Stirnfläche verringert das Fließen der Blechwerkstoffe in radiale Richtung, wodurch sich der Hinterschnitt verkleinert.

Der Radius der Stempelkante r_{SK} beeinflusst die Vorverteilung der Werkstoffe beim Durchsetzen auf ähnliche Weise wie eine gewölbte Stirnfläche (Abbildung 9.45 Einstellung 4). Je größer der Radius, desto homogener fließt der Blechwerkstoff um diesen herum und desto mehr Werkstoff steht in 0° -Richtung zur Ausformung des Clinchpunkts zur Verfügung. Ein vergleichbarer Effekt kann beim Scherschneiden beobachtet werden. Aus einem großen Schneidkantenradius gehen risshemmende Druckspannungen hervor, die das plastische Fließen des Blechwerkstoffs begünstigen (Kopp, 2017, S. 81).

Werden für alle Parameter mittlere Einstellungen gewählt (Abbildung 9.45 Einstellung 5), so resultiert ein sehr gleichmäßig ausgeformter Rotationsclinchpunkt. Eine Stirnflächenwölbung reduziert den Einfluss des Stempelkantenradius, da sich der Kontaktbereich mit dem stempelseitigen Blech von der Stempelkante zur Stirnfläche hin verlagert. Dieser Zusammenhang begründet die starken Wechselwirkungen zwischen diesen Faktoren.

Der gewählte, vollfaktorielle Versuchsplan ermöglicht eine präzise Analyse der Wechselwirkungen der einzelnen Faktoren (Ronniger, 2014, S. 26, 37). Abbildungen 9.46, 9.47, 9.48 und 9.49 zeigen die Wechselwirkungsdiagramme für die Zielgrößen Halsdicken n_0 und n_{180} sowie Hinterschnitte u_0 und u_{180} . Je größer die Parallelität der dargestellten Linien für eine Parameterkombination ist, desto geringer ist deren Wechselwirkung.

Die Wechselwirkungen bezüglich der Halsdicke n_0 sind, mit Ausnahme der Kombination k_{SB} und r_{SK} , aufgrund der parallelen Verläufe der Linien sehr gering (Abbildung 9.46). In 180° -Richtung treten stärkere Wechselwirkungen, gekennzeichnet durch unterschiedliche Steigungen der Liniensegmente, auf (Abbildung 9.47). Die stärksten Wechselwirkungen zeigen d_S mit k_{SB} und k_{SB} mit r_{SK} . Hinsichtlich der Hinterschnitte u_0 und u_{180} treten die deutlichsten Wechselwirkungen zwischen d_S und k_{SB} sowie zwischen k_{SB} und r_{SK} auf (Abbildungen 9.48 und 9.49). Die Parameter k_{SB} und r_{SK} beeinflussen sich somit, unabhängig von der Zielgröße, gegenseitig.

9.6.3 Auswahl der optimalen Stempelgeometrie

Die Anpassung der Stempelgeometrie verfolgt das Ziel, die Symmetrie und die mechanischen Eigenschaften der Rotationsclinchpunkte zu erhöhen. Analog zum Hubclinchen konkurrieren die Zielgrößen Halsdicke und Hinterschnitt. Die Ableitung optimaler Parametereinstellungen wird auf diese Weise erschwert. (Israel, 2013a, S. 18-19, 2015, S. 158)

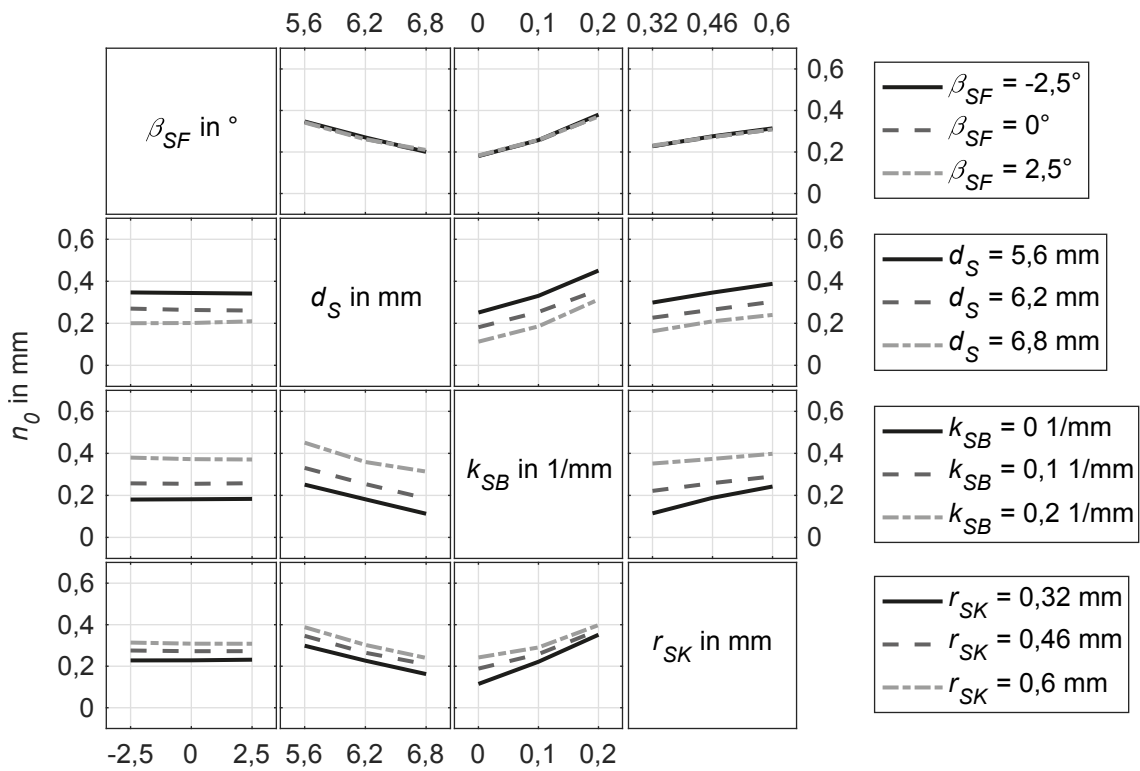


Abbildung 9.46: Wechselwirkungen zwischen den Faktoren β_{SF} , d_S , k_{SB} und r_{SK} hinsichtlich der Halsdicke n_0 (Halbzeugkombination DC04-DC04)

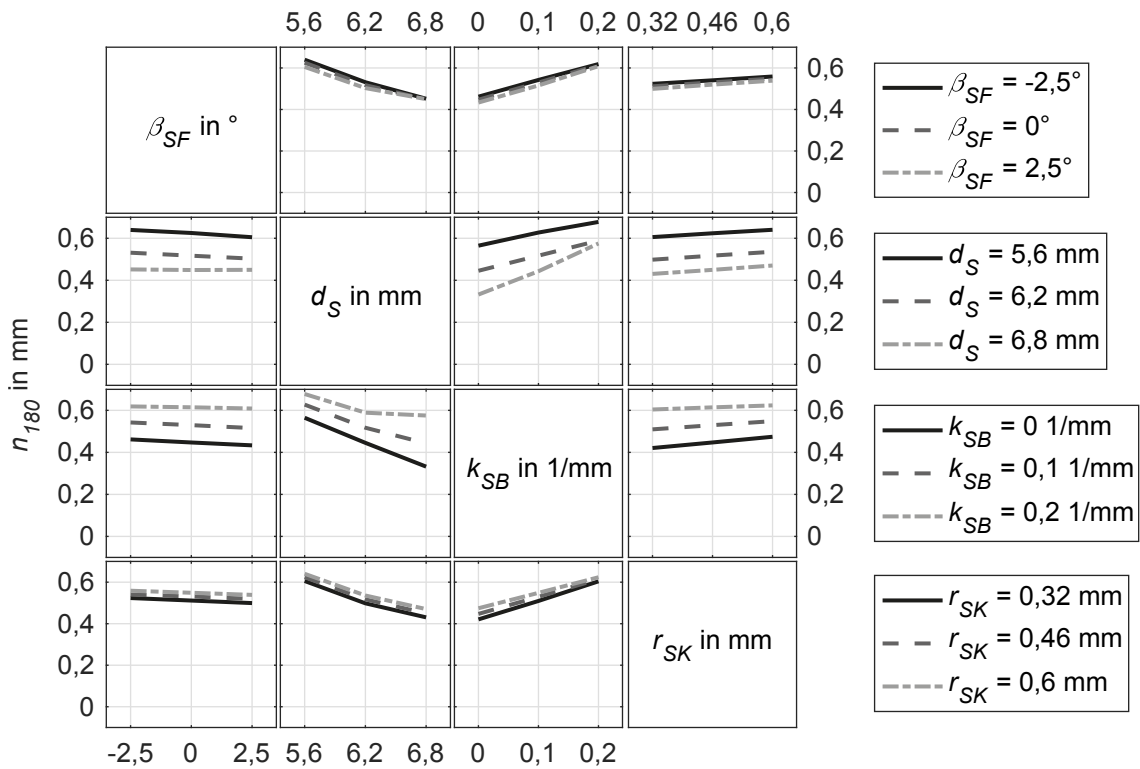


Abbildung 9.47: Wechselwirkungen zwischen den Faktoren β_{SF} , d_S , k_{SB} und r_{SK} hinsichtlich der Halsdicke n_{180} (Halbzeugkombination DC04-DC04)

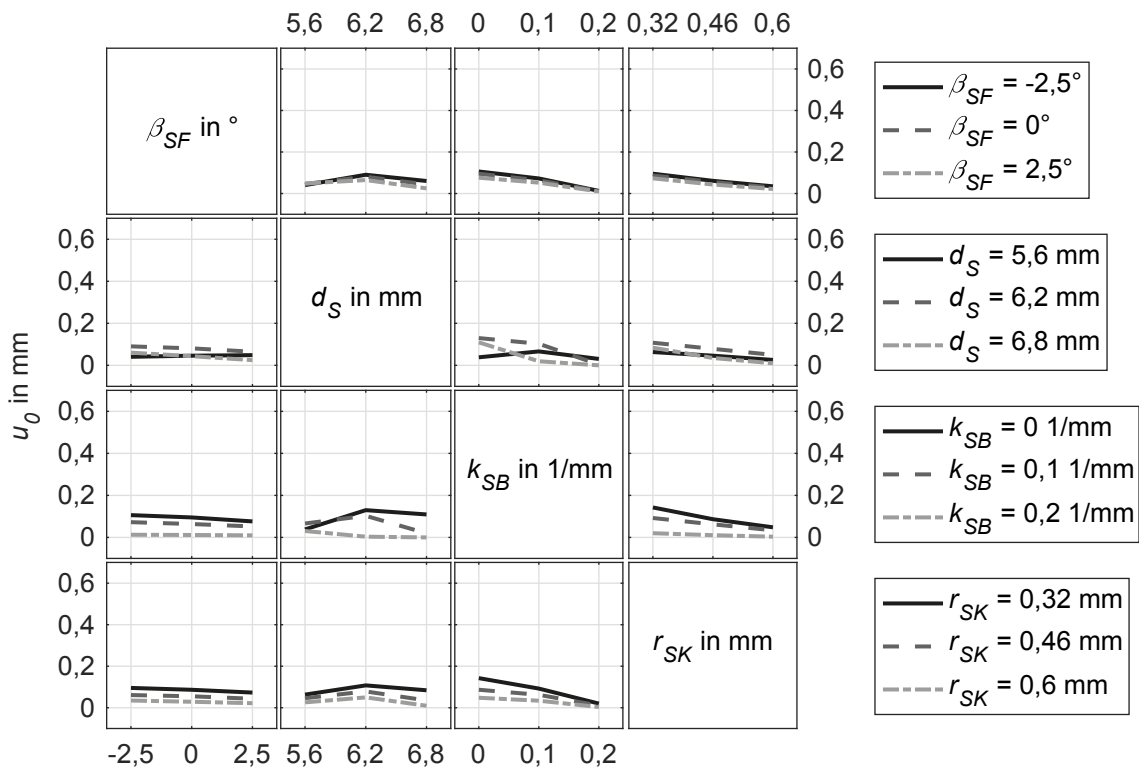


Abbildung 9.48: Wechselwirkungen zwischen den Faktoren β_{SF} , d_S , k_{SB} und r_{SK} hinsichtlich des Hinterschnitts u_0 (Halbzeugkombination DC04-DC04)

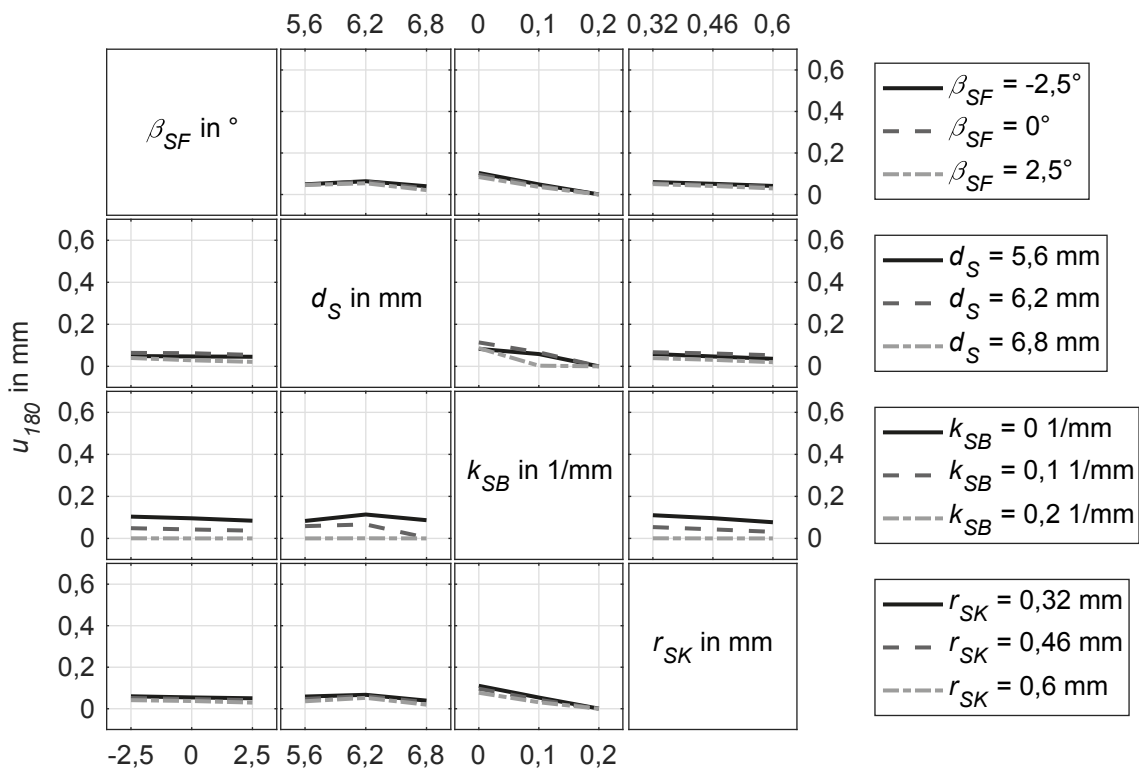


Abbildung 9.49: Wechselwirkungen zwischen den Faktoren β_{SF} , d_S , k_{SB} und r_{SK} hinsichtlich des Hinterschnitts u_{180} (Halbzeugkombination DC04-DC04)

Da die Ergebnisse des vollfaktoriellen Versuchsplans eine hohe Anschaulichkeit hinsichtlich der Studie der auftretenden Effekte aufweisen, wird die optimale Stempelgeometrie direkt aus den 81 Versuchen ausgewählt. Zunächst werden diejenigen Faktorkombinationen eliminiert, welche die Nebenbedingungen (Gleichung 9.2) nicht erfüllen. Ausgehend davon erfolgt die Auswahl einer finalen Stempelgeometrie, die der Zielfunktion (Gleichung 9.3) gerecht wird.

$$\text{Nebenbedingungen } n_0 \geq 0,25; n_{180} \geq 0,25; u_0 \geq 0,07; u_{180} \geq 0,07 \quad (9.2)$$

$$\text{Zielfunktion } d_n = n_{180} - n_0 \rightarrow \min! \quad (9.3)$$

Im Vordergrund steht die Reduzierung der Unterschiede zwischen den Halsdicken d_n und den Hinterschnitten d_u . Auf diese Weise wird eine symmetrischere Ausformung des Clinchpunkts erreicht. Da diesbezüglich die Halsdicken einen stärkeren Einfluss haben, wird die Zielfunktion auf d_n beschränkt. Um dennoch ausreichende Werte für die Halsdicken und Hinterschnitte zu erzielen, erfolgt der Einsatz von Nebenbedingungen (Gleichung 9.2). Dabei werden Hinterschnitte n_0 und n_{180} gefordert, die den minimalen Hinterschnitt beim Rotationsclinchen unter Referenzeinstellungen verdoppeln (Abbildung 9.18 DC04-DC04). Darüber hinaus ist die minimale Halsdicke um 25,0 % zu erhöhen. Die Wahl lässt sich anhand der Versagensarten der Clinchpunkte begründen. Da diese in 0°-Richtung, d. h. die Richtung der geringsten Scherzugfestigkeiten, durch eine Kombination aus Ausknöpfen und Halsriss versagten, müssen zur Erreichung besserer mechanischer Eigenschaften sowohl die Halsdicke als auch der Hinterschnitt erhöht werden. Die Parametereinstellungen der resultierenden Stempelgeometrie sind in Tabelle 9.2 zusammengefasst. Abbildung 9.45 (Einstellung 5) zeigt den zugehörigen Ablauf der Verbindungsausbildung.

Tabelle 9.2: Faktorstufen der optimierten Stempelgeometrie (Halbzeugkombination DC04-DC04)

β_{SF}	d_S	k_{SB}	r_{SK}
0,00°	6,20 mm	0,10 1/mm	0,46 mm

9.6.4 Validierung der optimierten Stempelgeometrie

Um das Vorgehen zur Anpassung der Stempelgeometrie an das Rotationsclinchen zu validieren, erfolgte die Anfertigung eines Clinchstempels basierend auf den optimierten Parametereinstellungen (Tabelle 9.2). Abbildung 9.50 zeigt die Gegenüberstellung der Clinchpunkte in der 0°-180°-Ebene bei der Verwendung des konventionellen sowie des optimierten Stempels im Experiment und in der Simulation. Abbildung 9.51 quantifiziert die zugehörigen Kenngrößen.

Dabei zeigt sich die hohe Vorhersagegenauigkeit des entwickelten Simulationsmodells. Beim optimierten Stempel tritt analog zu den Ausgangsversuchen eine Unterschätzung der Halsdicke n_{180} auf, während die restlichen Kenngrößen sehr genau abgebildet werden.

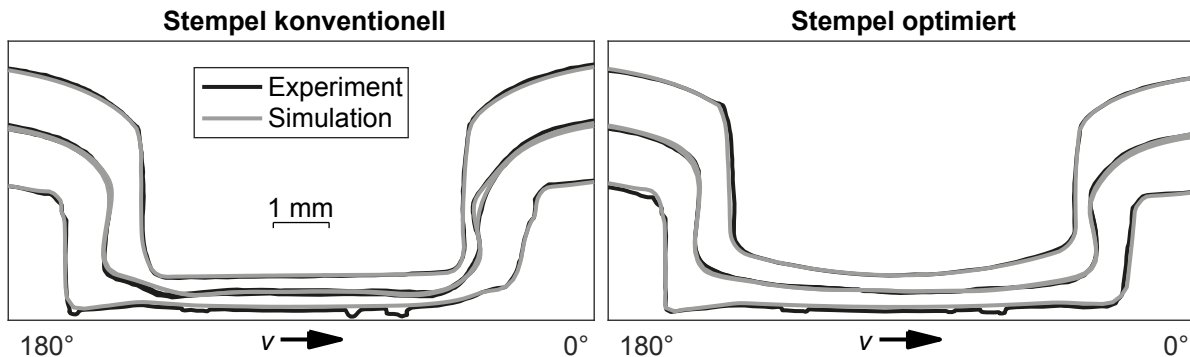


Abbildung 9.50: Geometrische Ausformung der Clinchpunkte beim Rotationsclinchen ohne Vorloch unter Verwendung des konventionellen und des optimierten Stempels im Experiment und in der Simulation (Halbzeugkombination DC04-DC04)

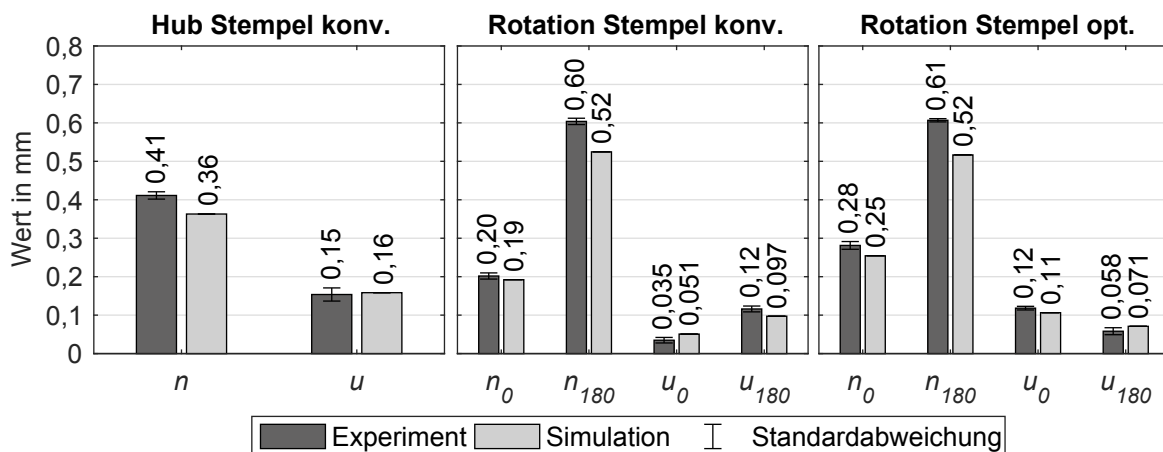


Abbildung 9.51: Geometrische Kenngrößen Halsdicke (n , n_0 und n_{180}) und Hinterschnitt (u , u_0 und u_{180}) unter Verwendung des konventionellen (konv.) und des optimierten (opt.) Stempels im Experiment und in der Simulation abhängig von der Verfahrenskinematik (Halbzeugkombination DC04-DC04)

Die Halsdicke n_0 erhöht sich bei der optimierten Stempelform gegenüber der konventionellen Geometrie, während n_{180} konstant bleibt. Im Experiment verringert sich dadurch der Unterschied zwischen den Halsdicken d_n von 0,40 mm auf 0,33 mm, d. h. um 17,5 %. Der Hinterschnitt u_0 steigt durch die Stempelanpassung um mehr als das 3,4-fache und u_{180} verkleinert sich um 51,7 %, wodurch der Unterschied der Hinterschnitte um 27,1 % reduziert wird.

Der optimierte Stempel erzielt unabhängig von der Belastungsrichtung bessere mechanische Kennwerte mit geringerer Anisotropie als der konventionelle Stempel (Abbildung 9.52). Die Kopfzugfestigkeiten erhöhen sich um 7,6 %, die Scherzugfestigkeiten in 0°-Richtung um 8,0 % und in 180°-Richtung um 1,5 %.

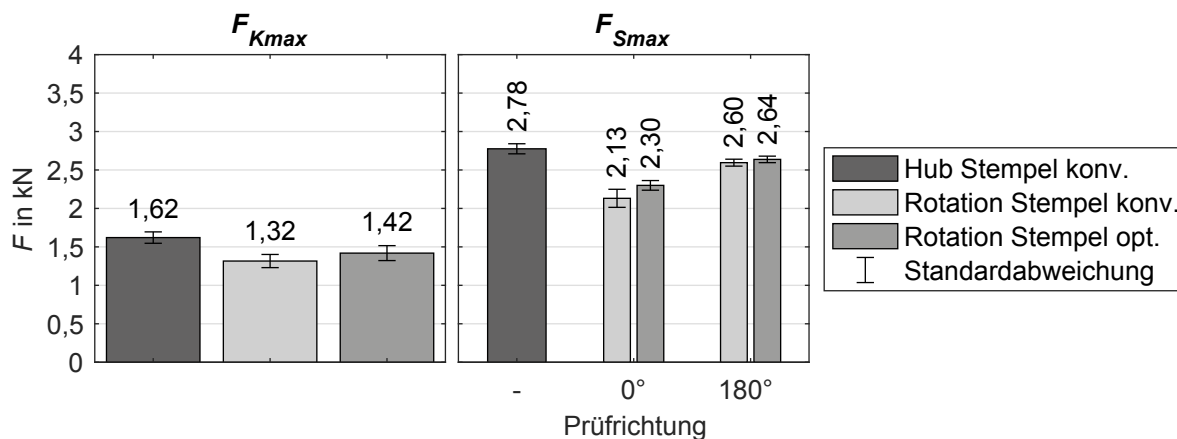


Abbildung 9.52: Kopf- F_{Kmax} und Scherzugfestigkeiten F_{Smax} beim Rotationsclinchen ohne Vorloch unter Verwendung des konventionellen (konv.) und des optimierten (opt.) Stempels abhängig von der Verfahrenskinetik und der Belastungsrichtung (Halbzeugkombination DC04-DC04)

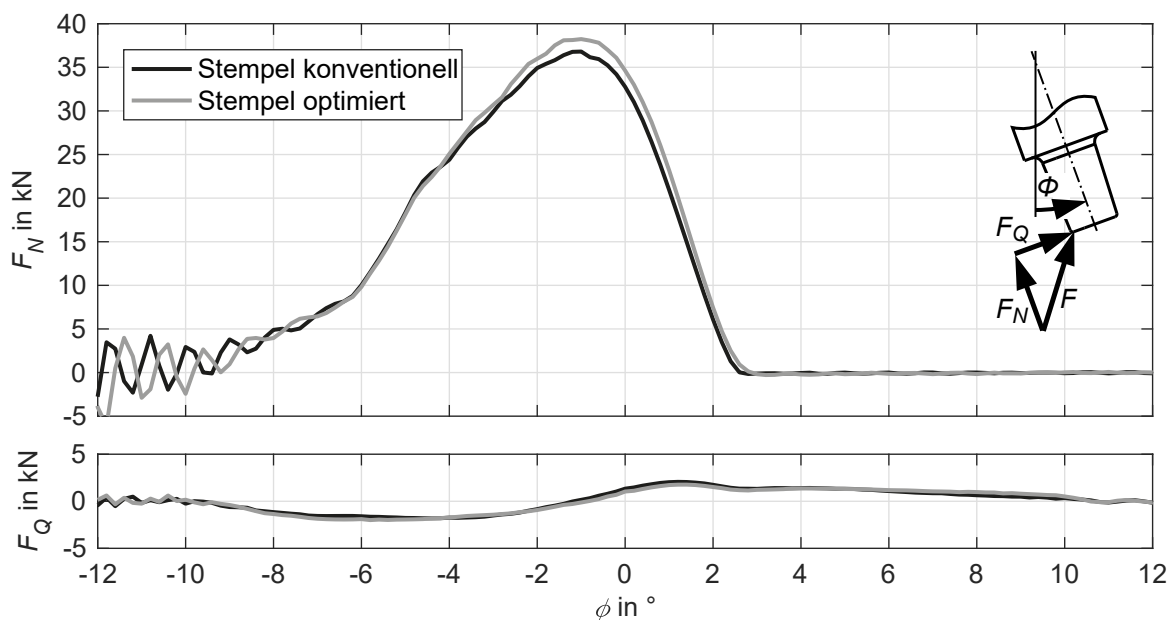


Abbildung 9.53: Verlauf der Normal- F_N und Querkräfte F_Q in der Simulation unter Verwendung des konventionellen und des optimierten Stempels in Abhängigkeit des Stempelwinkels ϕ (Halbzeugkombination DC04-DC04)

Die in der Simulation ermittelten Kraftverläufe zeigen sich bezogen auf die Querkräfte unabhängig von der Stempelgeometrie (Abbildung 9.53). Das Normalkraftmaximum erhöht sich aufgrund des vergrößerten Stempeldurchmessers im Falle der optimierten Geometrie um 1,43 kN bzw. 3,9 %.

Die im Stempel während des Prozesses entstehenden Spannungen verlagern sich durch die Anpassung der Geometrie weg von der Stempelkante hin zum Übergangsradius vom Stempelpin zum Stempelschaft (Abbildung 9.54). Das Maximum der Vergleichsspannung ist bei beiden Stempelgeometrien nahezu gleich. Durch die Krümmung des Stempelpins und den vergrößerten

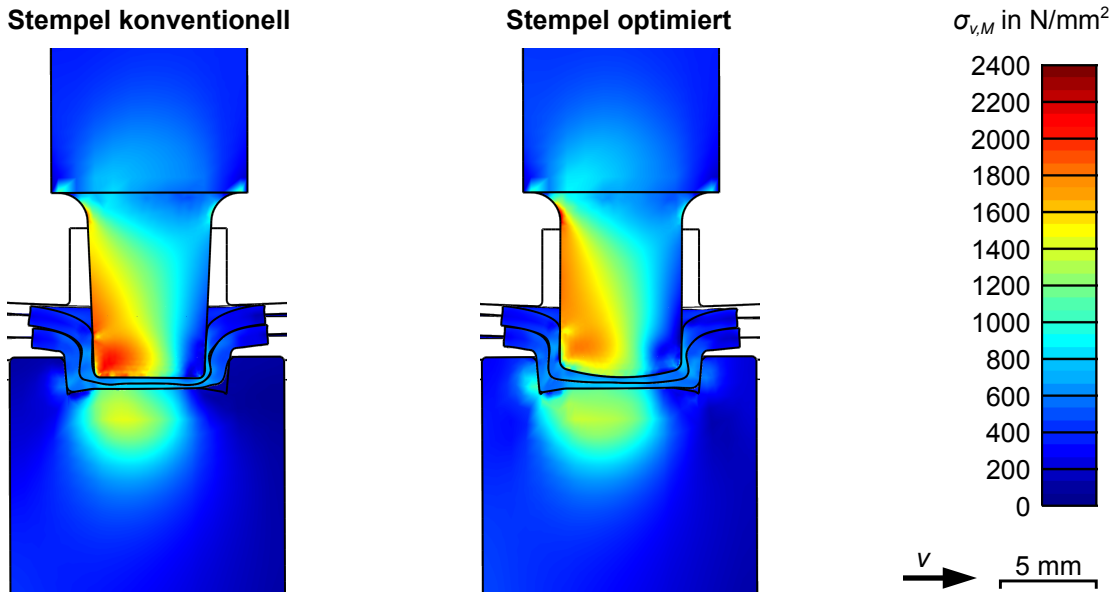


Abbildung 9.54: Spannungsverteilung in den Clinchstempeln und -matrizen beim Rotationsclinchen ohne Vorloch unter Verwendung des konventionellen und des optimierten Stempels im unteren Umkehrpunkt dargestellt anhand der Vergleichsspannung nach von Mises (Halbzeugkombination DC04-DC04)

ten Kantenradius wird das seitliche Fließen des Blechwerkstoffs erleichtert. Diese Beobachtungen treten ebenfalls beim Scherschneiden von hochfesten Blechwerkstoffen auf. Nothhaft, (2014, S. 94-95) stellte eine Erhöhung der maximalen Vergleichsspannung bei Verringerung des Schneidkantenradius fest. Letzteres führt zu einer Konzentration der Krafteinleitung auf einen kleineren Bereich, wodurch die lokalen Belastungen steigen.

9.6.5 Diskussion

Die Ausformung von Rotationsclinchknoten wird im Falle der Halbzeugkombination DC04-DC04 signifikant durch die Stempelgeometrie beeinflusst. Eine optimierte Gestaltung ermöglicht eine Verbesserung der geometrischen und mechanischen Eigenschaften der Verbindung. Darüber hinaus sind die Spannungen während des Fügeprozesses im optimierten Stempel gleichmäßiger verteilt. Dieser Aspekt könnte sich insbesondere hinsichtlich der Standmenge der Werkzeuge positiv auswirken.

Tabelle 9.3: Faktorstufen der asymmetrisch optimierten Stempelgeometrie (Halbzeugkombination DC04-DC04)

Faktor	β_{SF}		d_S		k_{SB}		r_{SK}	
Richtung	0°	180°	0°	180°	0°	180°	0°	180°
Wert	0,00°	0,00°	5,60 mm	6,20 mm	0,10 1/mm	0,00 1/mm	0,46 mm	0,46 mm

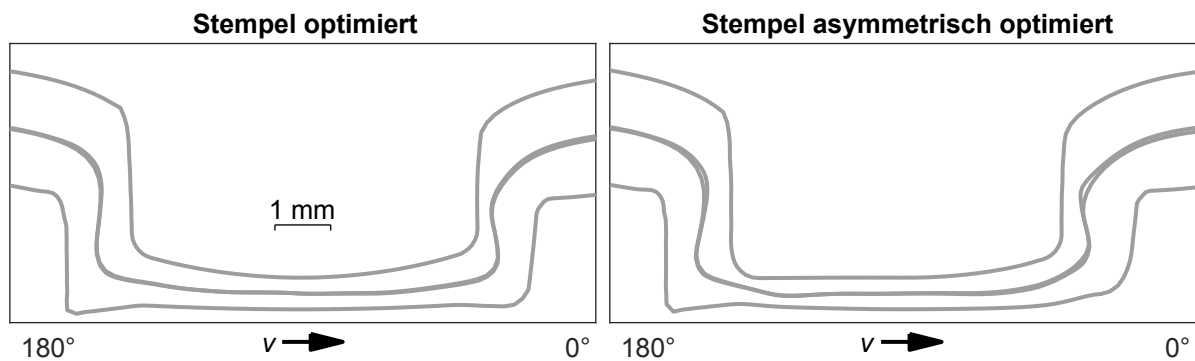


Abbildung 9.55: Geometrische Ausformung der Clinchpunkte beim Rotationsclinchen ohne Vorloch unter Verwendung des symmetrisch optimierten und eines asymmetrisch optimierten Stempels in der Simulation (Halbzeugkombination DC04-DC04)

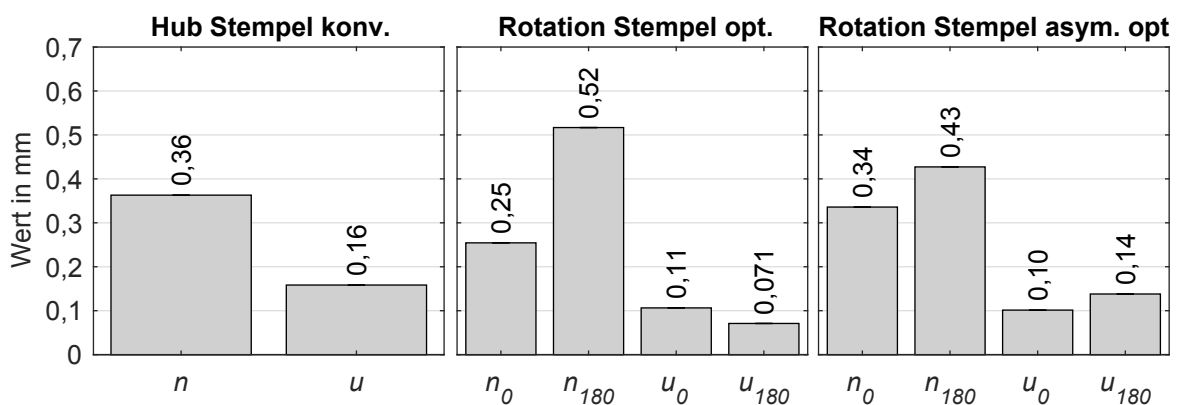


Abbildung 9.56: Geometrische Kenngrößen Halsdicke (n , n_0 und n_{180}) und Hinterschnitt (u , u_0 und u_{180}) unter Verwendung des konventionellen (konv.), des optimierten (opt.) und des asymmetrisch optimierten (asym. opt.) Stempels in der Simulation abhängig von der Verfahrenskinematik (Halbzeugkombination DC04-DC04)

Die Darstellung der Haupteffekte der variierten Faktoren (Abbildung 9.44) verdeutlicht, dass sich die Halsdicken und Hinterschnitte unabhängig von der Prüfrichtung gleichartig verändern. Eine Erhöhung des Stempeldurchmessers d_s reduziert die Halsdicken n_0 und n_{180} . Ähnliches ist für die restlichen Faktoren und Zielgrößen zu beobachten. Die absoluten Werte der Zielgrößen unterscheiden sich jedoch deutlich. Um eine möglichst hohe Symmetrie der geometrischen Kennwerte des Clinchpunkts zu erhalten, müsste der Stempel folglich asymmetrisch gestaltet werden (Tabelle 9.3). Abbildung 9.55 zeigt das Resultat einer asymmetrisch optimierten Stempelgeometrie in der Simulation. Die Halsdicken und Hinterschnitte sind sehr symmetrisch ausgebildet und weichen nur geringfügig von den Werten beim Hubclinchen ab (Abbildung 9.56). Durch eine asymmetrische Gestaltung des Stempels können die geometrischen Kennwerte gegenüber dem symmetrisch optimierten Stempel weiter verbessert werden.

9.7 Potential für die Industrie

Das in dieser Arbeit fokussierte Verfahren Rotationsclinchen ermöglicht das kontinuierliche Fügen von Halbzeugen mittels einer rotierenden Werkzeugbewegung. Durch die Verwendung von Rundpunkten ist die Verbindung gas- sowie flüssigkeitsdicht und eine Beschädigung von Beschichtungen wird vermieden. Im Gegensatz zum Stand der Technik bedient sich diese Fügetechnik eines einfachen Werkzeugaufbaus ohne komplexe, anfällige Getriebekonstruktionen. Durch die Reduzierung der auf den Stempel wirkenden Normalkräfte um bis zu 41,6 % gegenüber dem Hubclinchen bei maximalen Querkräften von 3,3 kN (Halbzeugkombination DC04-DC04, $r_S = 141,25$ mm bzw. $r_S = 142,25$ mm) können die Anlagen kompakter und effizienter als beim Hubclinchen gestaltet werden.

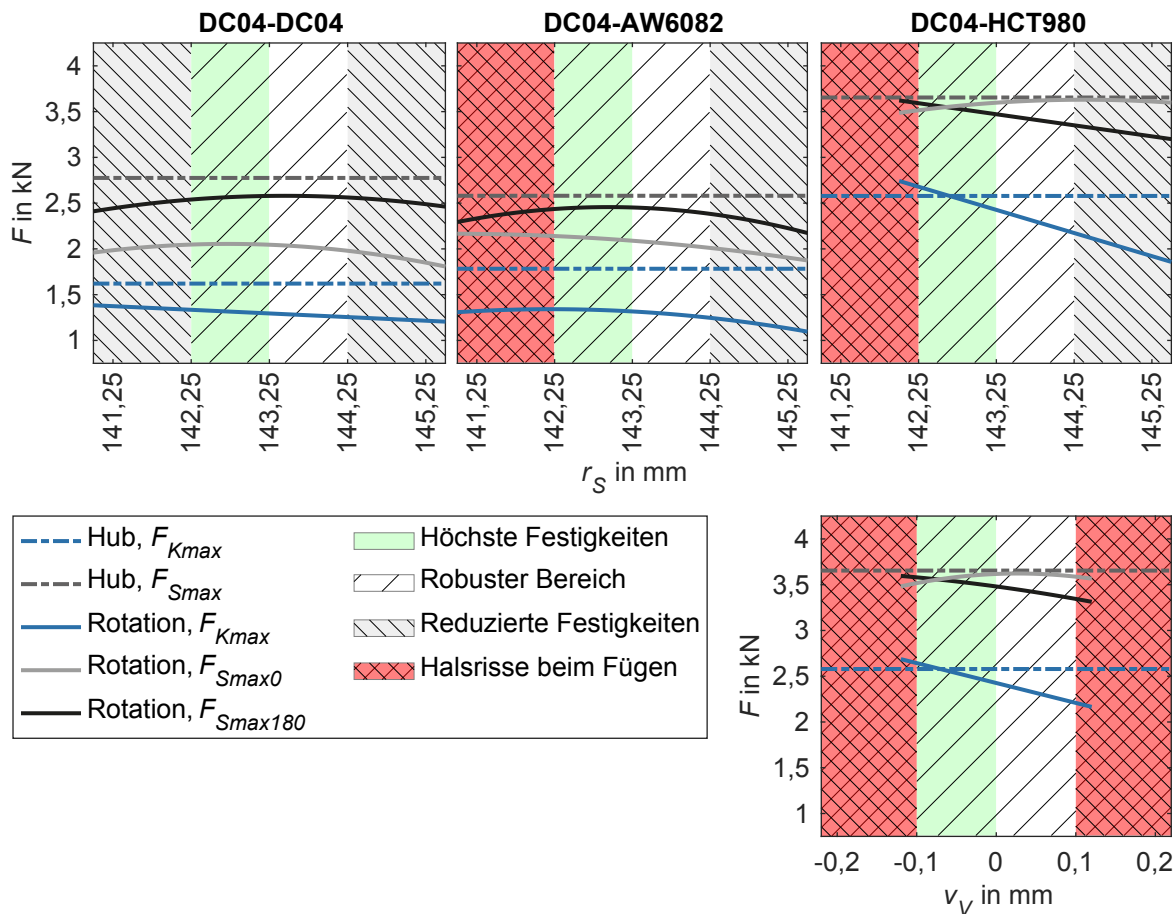


Abbildung 9.57: Robuste Parametereinstellungen beim Rotationsclinchen zur Erzielung hoher mechanischer Verbindungseigenschaften unter Verwendung von konventionellen Werkzeugaktivelementen

Die erzielbaren Festigkeiten sind für ein mechanisches Fügeverfahren ohne Hilfsfügeelemente hoch. Unabhängig von der Halbzeugkombination und der Belastungsrichtung werden im untersuchten Parameterraum zuverlässig Festigkeiten von über 1 kN pro Clinchpunkt erzielt. Optimal für die mechanischen Eigenschaften zeigen sich ein Stempelrollradius r_S zwischen 142,25 mm

und 143,25 mm sowie eine genaue Positionierung des Vorlochs, wobei ein geringer Versatz v_V von -0,1 mm die Clinchpunktausformung unterstützt. Abbildung 9.57 verdeutlicht die hohe Robustheit des Verfahrens.

Durch das Rotationsclinchen mit Vorloch können hoch- und höchstfeste Blechwerkstoffe in Kombination mit gut umformbaren Halbzeugen verbunden werden. Die erzielbaren Festigkeiten sind identisch zum Hubclinchen (Abbildung 9.57). Durch eine Anpassung der Stempelgeometrie beim Rotationsclinchen ohne Vorloch können die mechanischen Eigenschaften weiter erhöht werden (Abschnitt 9.6).

Werden Rotationsclinchanlagen mit ähnlichen Geschwindigkeiten, wie es beim Rotationschneiden Stand der Technik ist, betrieben, so sind Bandlaufgeschwindigkeiten von bis zu 200 m/min denkbar (Schweitzer, 2001, S. 33; Demmel et al., 2012, S. 696). Durch die Erhöhung der Produktionsgeschwindigkeiten sowie die Verringerung der Handhabungszeiten und Zwischenlagerkosten entsteht ein bedeutender wirtschaftlicher Vorteil, insbesondere bei der Herstellung von Endlosbauteilen.

10 Zusammenfassung und Ausblick

Das Rotationsclinchen erlaubt durch die rotierende Werkzeugbewegung höhere Vorschubgeschwindigkeiten als das konventionelle Hubclinchen. Durch die kontinuierliche Arbeitsweise entfallen Rückhubzeiten und eine direkte Integration in Walzprofilierstraßen ist möglich. In dieser Arbeit wurde das Rotationsclinchen mit Rundpunkten und Werkzeugaktivelementen an sich gegenläufig drehenden Walzen untersucht.

10.1 Zusammenfassung

Eine Aufarbeitung des Stands der Technik zeigte, dass umfangreiches Wissen zum Hubclinchen und zum Rotationsschneiden existiert, tiefgehende Untersuchungen zum Rotationsclinchen jedoch fehlen. Neben Patent- und Firmenschriften beschränken sich diese im Wesentlichen auf grundlegende Machbarkeitsstudien von Volk, Hoffmann und Rill, (2012), Rill et al., (2014) und Rill, (2015).

Grundlage der Untersuchungen waren drei Halbzeugkombinationen, welche aus dem Tiefziehstahl DC04, der aushärtbaren Aluminiumknetlegierung EN AW-6082 (AW6082) und dem höchstfesten Dualphasenstahl HCT980XG+ZE (HCT980) bestehen. Diese bilden ein repräsentatives Spektrum an Festigkeiten und Blechdicken ab. Während die Kombinationen DC04-DC04 und DC04-AW6082 aufgrund ihrer guten Umformbarkeit durch Clinchen ohne Vorloch ffügbar waren, wurde für das Verbinden von DC04 mit HCT980 auf das Rotationsclinchen mit Vorloch zurückgegriffen.

Die Entwicklung eines modularen Versuchswerkzeugs mit integrierter Messtechnik ermöglichte das Rotationsschneiden und -clinchen mit nur einem Werkzeugwalzenpaar, wodurch auf der bestehenden Versuchsanlage das Rotationsclinchen mit Vorloch untersucht werden konnte. Die komplexen Kontaktsituationen sowie die veränderlichen Verkippungen der Werkzeugaktivelemente resultierten in einer herausfordernden Messaufgabe. Die Erfassung von Prozesskräften in zwei Raumrichtungen auf engstem Bauraum erfolgte durch Dehnungsmessstreifen am Stempelschaft. Durch deren Kalibrierung mit Hilfe eines Dynamometers entstand ein kompakter und leistungsfähiger Sensor, der die Basis für eine detaillierte Analyse der Prozesskräfte schuf.

Zur Abbildung des Verfahrens mit der FEM wurde ein dreidimensionales Simulationsmodell aufgebaut, das die Elastizitäten der Werkzeugaktivelemente, der Werkzeugwellen sowie die Einspannung der Aktivelemente berücksichtigte. Die Komplexität des Modells reduzierte sich durch die Ausnutzung der vorhandenen Symmetrieebenen sowie die günstige Wahl von Elementtypen und Randbedingungen.

Mit Hilfe der entwickelten Methoden und Werkzeuge wurden die definierten Zielsetzungen durch eine mehrstufige Vorgehensweise erreicht. Die Validierung des Messkonzepts und der Simulationsmodelle stellte die Gültigkeit der verwendeten Methoden für die folgenden Untersuchungen sicher. Die messtechnische Erfassung der beim Rotationsclinchen auftretenden Normal- und Querkräfte ermöglichte eine Kalibrierung der Modelle, wodurch eine hohe Abbildungs- und Vorhersagegenauigkeit erreicht wurde.

Die direkte Gegenüberstellung des Hub- und Rotationsclinchens bei identischen Parametern lieferte wesentliche Einblicke in die kinematikbedingten Unterschiede der beiden Verfahren. Die Rotationsbewegung führt zu variablen Verkippungen der Werkzeugaktivelemente, worin die asymmetrische Clinchpunktausformung begründet liegt. Je tiefer der Stempel in die Halbzeuge bzw. die Matrize eindringt, desto stärker sind die Unterschiede zwischen Hub- und Rotationsclinchen. Bei DC04-DC04 wurden abhängig von der Belastungsart zwischen 77 % und 94 % der Festigkeit von Hubclinchpunkten erreicht und bei DC04-HCT980 zwischen 95 % und 99 %. Die Fügekräfte beim Rotationsclinchen reduzierten sich gegenüber dem Hubclinchen um bis zu 41,6 %. Dieser Effekt ist bei der Kombination DC04-DC04 am stärksten ausgeprägt, da hier die Verkippungen und die Eintauchtiefe in das Blech am größten sind. Trotz der während des Rotationsclinchvorgangs wirkenden Querkräfte traten in den Werkzeugaktivelemente keine höheren Vergleichsspannungswerte nach von Mises als beim Hubclinchen auf.

Durch die Untersuchung der Parameter Stempelrollradius und Vorlochversatz wurde das geschaffene Prozessverständnis erweitert. Die Wahl des Stempelrollradius beeinflusst die Kinematik des Prozesses. Die besten und gleichmäßigsten Eigenschaften wurden mit einem Stempelrollradius zwischen 142,25 mm und 143,25 mm erzielt. Stempelrollradien $> 143,5$ mm führen aufgrund der schleifenförmigen Bewegung im unteren Umkehrpunkt zu einer deutlichen Erhöhung der Spannungen im Stempel.

Da sich im Falle der Halbzeugkombination DC04-DC04 die veränderte Kinematik am stärksten auswirkte, erfolgte eine Anpassung der Stempelgeometrie. Ein Stempelpin mit elliptischem Querschnitt sowie einer Stirnflächenwölbung verbessert den Werkstofffluss und reduziert die Asymmetrie der Clinchpunkte.

Anhand der gewonnenen Zusammenhänge zwischen der Kinematik und den auftretenden Kräften können Anlagen und Werkzeugaktivelemente wirtschaftlich ausgelegt werden. Das Rotationsclinchen erlaubt gegenüber dem Hubclinchen eine kompaktere Bauweise, da die Fügekräfte geringer sind. Die erreichten Festigkeiten sind mit deutlich über 1 kN pro Clinchpunkt hoch und im Falle der Halbzeugkombination DC04-HCT980 bei geeigneter Wahl der Parameter äquivalent zum Hubclinchen.

10.2 Ausblick

Die Untersuchungsergebnisse lieferten wertvolle Richtlinien zur Prozessgestaltung beim Rotationsclinchen. Die durch die Verkippungen der Werkzeugaktivelemente entstehenden Vergleichsspannungsmaxima nach von Mises sind im Falle von verkürzten und gewöhnlichen Zykloiden mit denen beim Hubclinchen vergleichbar. Der Ort des Auftretens innerhalb der Werkzeugaktivelemente ist durch die veränderte Kontaktsituation unterschiedlich. Nach Varis, (2006) führen Verkippungen zwischen Stempel und Matrize beim Hubclinchen zu einem verfrühten Werkzeugbruch. Schweitzer, (2001, S. 151) stellte beim Rotationsschneiden fest, dass die Werkzeugstandmengen zwar mit dem Hubschneiden vergleichbar sind, bestimmte Werkzeugbereiche jedoch stärker verschleifen. Die experimentelle Analyse der Standmenge der Werkzeugaktivelemente und des auftretenden Verschleißes im Vergleich zum Hubclinchen erlaubt Aussagen über die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens und sollte Ziel weiterführender Untersuchungen sein.

Die Wahl der Faktorstufen erfolgte im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen anlagenbedingt in einem eng begrenzten Parameterraum. Neben dem Stempelrollradius beeinflusst auch der Abstand der Werkzeugwalzen die Kinematik beim Rotationsclinchen (Hiller et al., 2018). Zur Erweiterung des geschaffenen Prozessverständnisses können die aufgestellten kinematischen Überlegungen sowie die FE-Simulationsmodelle Einsatz finden. Dadurch können Prozessgrenzen aufgezeigt und Aussagen hinsichtlich der Mindestgrößen von Rotationsclinchanlagen getroffen werden.

Die dargestellten Untersuchungen beschränkten sich vorrangig auf die Analyse der geometrischen Eigenschaften in der 0° - 180° -Ebene. Die Entwicklung von Zielgrößen, welche anhand der Simulationsergebnisse eine dreidimensionale Beurteilung des Clinchpunkts erlauben, stellen einen Ansatzpunkt zur weiteren simulationsbasierten Verbesserung der Eigenschaften rotationsgeclinchter Fügeverbindungen dar. Durch die Integration eines Schädigungsmodells sowie die Erhöhung der Simulationsgenauigkeit hinsichtlich Kopf- und Scherzugfestigkeiten werden Möglichkeiten für eine beanspruchungsgerechte Auslegung der Fügeverbindung geschaffen.

A Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2.1:	Verfahrensprinzip des einstufigen Hubclinchens mit starrer Matrize und den zugehörigen Prozesskräften Stempel- F_N und Niederhalterkraft F_{NH} sowie Benennung der wesentlichen geometrischen Merkmale der Aktivelemente (DIN 8593-5, 2003-09, S. 10)	4
Abbildung 2.2:	Gegenüberstellung von nicht schneidend hergestellten, runden (a) und schneidend hergestellten, balkenförmigen (b) Clinchpunkten (Hahn und Klemens, 1996, S. 41; Riedel und Todtermuschke, 2003, S. 258; DVS/EFB 3420, 2002-08, S. 4; Doege und Behrens, 2010, S. 404)	4
Abbildung 2.3:	Fügen durch Clinchen mit starrer (a) und beweglicher (b) Matrize	5
Abbildung 2.4:	Fügen durch Hubclinchen ohne Vorloch (a), Hubclinchen mit Vorloch (b) und Rotationsclinchen ohne Vorloch (c) im Vergleich	6
Abbildung 2.5:	Phasen des Fügevorgangs beim Hub- (1a bis 5a) und Rotationsclinchen ohne Vorloch (1b bis 5b) im Vergleich (DVS/EFB 3420, 2002-08, S. 11; Israel, 2015, S. 14-15; Rill et al., 2014, S. 629-630; Rill, 2015, S. 82-90)	10
Abbildung 2.6:	Verlauf der auf den Stempel wirkenden Kraft F_N während des Fügevorgangs beim Hubclinchen ohne Vorloch sowie die Zuordnung zu den Prozessphasen 1a bis 5a (DVS/EFB 3420, 2002-08, S. 11; Israel, 2015, S. 14-15)	10
Abbildung 2.7:	Geometrische Kenngrößen von einstufig hergestellten Hubclinchpunkten mit starrer Matrize ohne Vorloch (a) und mit Vorloch (b) (Hahn und Klemens, 1996, S. 51; DVS/EFB 3420, 2002-08, S. 4; Müller et al., 2014, S. 550-551).....	13
Abbildung 2.8:	Prüfung mechanischer Verbindungseigenschaften anhand der Belastungsfälle Kopf-, Scher- und Schälzug sowie Einfluss der geometrischen Kenngrößen Halsdicke n und Hinterschnitt u auf die Tragfähigkeit der Verbindung (Doege und Behrens, 2010, S. 407)	14
Abbildung 2.9:	Verfahrensprinzip des Scherschneidens mit geschlossener, kreisförmiger Schnittlinie (DIN 9869-2, 1969-11, S. 7; Demmel et al., 2012, S. 681)	25
Abbildung 2.10:	Verfahrensvarianten des Scherschneidens und Einteilung anhand der Schnittlinien (DIN 8588, 2013-08, S. 11-12; DIN 9870-2, 1972-10).....	25

Abbildung 2.11: Lochen durch Hub- (a) und Rotationsschneiden (b) im Vergleich.....	26
Abbildung 2.12: Phasen des Trennvorgangs beim Hub- (1a bis 6a) und Rotationsschneiden (1b bis 5b) im Vergleich (Noack, 1982, S. 44; Schweitzer, 2001, S. 106; Demmel et al., 2012, S. 682-683).....	28
Abbildung 2.13: Exemplarische Verläufe der auf den Stempel wirkenden Normal- F_N und Querkräfte F_Q während des Hub- und Rotationsschneidvorgangs beim Lochen mit kreisförmigen Aktivelementen abhängig vom Weg s bzw. Winkel ϕ (Johnson und Slater, 1967, S. 844; Schweitzer, 2001, S. 104; Kopp, 2017, S. 12)	29
Abbildung 2.14: Definition der horizontalen und vertikalen Schnittflächenkenngrößen (VDI 2906-2, 1994-05, S. 2; DIN 6930-2, 2011-10, S. 5)	33
Abbildung 2.15: Beschreibung der Bewegung eines Punkts während des Abrollens eines Kreises A auf der Leitkurve in Form eines Kreises B	37
Abbildung 2.16: Beschreibung der Bewegung eines Punkts während des Abrollens eines Kreises A auf der Leitkurve in Form einer Geraden g	38
Abbildung 3.1: Vorgehensweise zur Erreichung der Zielsetzung.....	40
Abbildung 4.1: Schematische Darstellung des für die Versuche eingesetzten Aufbaus....	43
Abbildung 5.1: Bezeichnung der Schlifflagen bezogen auf die Walzrichtung zur Analyse des Werkstoffgefüges (Thomas, 2001, S. 15) und Richtungen der Probenentnahme für die Zugversuche	50
Abbildung 5.2: Gefügekontrastierung von DC04 mittels Nital-Ätzung im Längs- und Querschliff	53
Abbildung 5.3: Messwerte und zugehörige extrapolierte Fließkurven des Blechwerkstoffs DC04 bei unterschiedlichen Dehnraten $\dot{\epsilon}_{2-20/Ag}$	54
Abbildung 5.4: Gefügekontrastierung von EN AW-6082 mittels Doppelätzung im Längs- und Querschliff.....	56
Abbildung 5.5: Gefügekontrastierung von HCT980XG+ZE mittels Nital-Ätzung im Längs- und Querschliff bestehend aus einer hellen, ferritischen Matrix und dunklem Martensit.....	57
Abbildung 5.6: Messwerte und zugehörige extrapolierte Fließkurven des Blechwerkstoffs HCT980XG+ZE bei unterschiedlichen Dehnraten	59

Abbildung 6.1:	Walzenstuhl der Versuchsanlage inklusive Schneid- und Clincheinheiten sowie Einheiten zur Führung des matrizenseitigen Blechbands im Schnitt (a) und in isometrischer Darstellung (b)	62
Abbildung 6.2:	Aufbau der Werkzeugeinheiten zum Rotationsschneiden und Rotationsclinchen im Detail.....	63
Abbildung 6.3:	Geometrische Abmessungen der verwendeten Clinchstempel und -matrizen abhängig von der Halbzeugkombination	64
Abbildung 6.4:	Geometrie der verwendeten Schneidstempel und -matrizen	65
Abbildung 6.5:	Versuchsaufbau zum Hubschneiden und -clinchen.....	66
Abbildung 6.6:	Schematische Darstellung des messtechnischen Aufbaus zur Erfassung der Prozesskräfte in Abhängigkeit von der Winkelstellung der Werkzeugwalzen beim Rotationsclinchen	69
Abbildung 6.7:	Clinchstempel mit applizierter $0^\circ/45^\circ/90^\circ$ -DMS-Rosette und den zugehörigen Koordinatensystemen für die Analyse eines zweiachsigen Spannungszustandes mit unbekanntem Haupttrichtungen.....	71
Abbildung 6.8:	Versuchsaufbau bei der Kalibrierung der Messkette zur Erfassung der Prozesskräfte.....	74
Abbildung 6.9:	Schematische Darstellung des messtechnischen Aufbaus bei der Kalibrierung der verwendeten Messkette zur Erfassung der Prozesskräfte	75
Abbildung 6.10:	Zusammenhang zwischen den mit dem Dynamometer gemessenen Normal- $F_{N,Dyn}$ bzw. Querkraften $F_{Q,Dyn}$ und den berechneten Normal- $F_{N,Ber}$ und Querkraften $F_{Q,Ber}$	76
Abbildung 7.1:	Aufbau des FE-Simulationsmodells zur Abbildung des Rotationsclinchenprozesses.....	81
Abbildung 8.1:	Faktoren als Eingangsgrößen des Prozesses und Zielgrößen als Ausgangsgrößen.....	85
Abbildung 8.2:	Schematische Darstellung des Prozessablaufs beim Rotationsclinchen mit Vorloch.....	86
Abbildung 8.3:	Parameter der Stempelgeometrie parallel (a) und quer (b) zur Blechvorrichtung.....	89

Abbildung 8.4:	Definition der geometrischen Kenngrößen sowie der Belastungsrichtungen Kopf- F_K und Scherzug F_{S0} bzw. F_{S180} anhand eines Rotationsclinchkpunkts ohne Vorloch unter Berücksichtigung der Blechvorschubrichtung	91
Abbildung 8.5:	Geometrische Abmessungen der verwendeten Probengeometrien zur Prüfung der mechanischen Verbindungseigenschaften Kopf- (a) und Scherzug (b)	94
Abbildung 9.1:	Vergleich der von der Zugdruckprüfmaschine gemessenen Normalkraft F_N mit derjenigen des entwickelten Messkonzepts beim Hubclinchen ohne Vorloch in Abhängigkeit des Traversenwegs s (Halbzeugkombination DC04-DC04, unterer Umkehrpunkt bei $s = 0$ mm)	98
Abbildung 9.2:	Darstellung von zehn Messungen der Normal- F_N und Querkraftverläufe F_Q beim Rotationsclinchen ohne Vorloch mit zugehörigem Mittelwert in Abhängigkeit des Stempelwinkels ϕ (Halbzeugkombination DC04-DC04, unterer Umkehrpunkt bei $\phi = 0^\circ$)	98
Abbildung 9.3:	Normal- F_N und Querkraftverläufe F_Q beim Rotationsclinchen ohne Vorloch im Experiment und in der Simulation in Abhängigkeit des Stempelwinkels ϕ (Halbzeugkombination DC04-DC04)	99
Abbildung 9.4:	Normal- F_N und Querkraftverläufe F_Q beim Rotationsclinchen mit Vorloch im Experiment und in der Simulation in Abhängigkeit des Stempelwinkels ϕ (Halbzeugkombination DC04-HCT980)	100
Abbildung 9.5:	Geometrische Ausformung der Clinchkpunkte in Abhängigkeit der Verfahrensvarianten ohne (DC04-DC04) und mit Vorloch (DC04-HCT980) im Experiment und in der Simulation	100
Abbildung 9.6:	Geometrische Kennwerte von Halsdicke (n_0 und n_{180}) und Hinterschnitt (u_0 und u_{180}) im Experiment und in der Simulation in Abhängigkeit von der Halbzeugkombination und der Verfahrensvariante	101
Abbildung 9.7:	Experimentell ermittelte Härteverteilung im Rotationsclinchkpunkt und Verlauf des Vergleichsumformgrads nach von Mises $\varphi_{v,M}$ in der Simulation (Halbzeugkombination DC04-DC04)	101

Abbildung 9.8: Verlauf der Fügekräfte F_N und F_Q beim Hub- und Rotationsclinchen ohne Vorloch während der unterschiedlichen Prozessphasen 1a bis 5a bzw. 1b bis 5b in Abhängigkeit des Traversenwegs s bzw. des Stempelwinkels ϕ (Halbzeugkombination DC04-DC04).....	103
Abbildung 9.9: Ausbildung der Clinchpunkte beim Hub- und Rotationsclinchen ohne Vorloch abhängig von den verschiedenen Prozessphasen 1a bis 5a bzw. 1b bis 5b (Halbzeugkombination DC04-DC04).....	103
Abbildung 9.10: Verlauf der Fügekräfte F_N und F_Q beim Hub- und Rotationsclinchen mit Vorloch während der unterschiedlichen Prozessphasen 1a bis 5a bzw. 1b bis 5b in Abhängigkeit des Traversenwegs s bzw. des Stempelwinkels ϕ (Halbzeugkombination DC04-HCT980)	104
Abbildung 9.11: Ausbildung der Clinchpunkte beim Hub- und Rotationsclinchen mit Vorloch abhängig von den verschiedenen Prozessphasen 1a bis 5a bzw. 1b bis 5b (Halbzeugkombination DC04-HCT980)	104
Abbildung 9.12: Ausbildung des Werkstoffgefüges in den Halsbereichen des Rotationsclinchkpunkts ohne Vorloch aufgrund unterschiedlich starker Umformung während des Prozesses (Halbzeugkombination DC04-DC04)	105
Abbildung 9.13: Maximale F_{Nmax} und minimale F_{Nmin} Stempelnormalkräfte sowie maximale F_{Qmax} und minimale F_{Qmin} Stempelquerkräfte mit zugehöriger Standardabweichung im Vergleich in Abhängigkeit von der Halbzeugkombination und der Verfahrenskinematik	108
Abbildung 9.14: Spannungsverteilung in den Clinchstempeln und -matrizen beim Hub- und Rotationsclinchen ohne Vorloch im unteren Umkehrpunkt dargestellt anhand der Vergleichsspannung nach von Mises (Halbzeugkombination DC04-DC04)	109
Abbildung 9.15: Kontur der Schnittflächen beim Scherschneiden von HCT980 abhängig von der Verfahrenskinematik und der Prüfrichtung	110
Abbildung 9.16: Werte der Schnittflächenkenngrößen beim Scherschneiden von HCT980 abhängig von der Verfahrenskinematik und der Prüfrichtung ...	111
Abbildung 9.17: Schliffbilder der Clinchpunkte abhängig von der Halbzeugkombination, der Verfahrenskinematik und der Prüfrichtung	111

Abbildung 9.18: Mittelwerte der Halsdicken n und Hinterschnitte u mit zugehöriger Standardabweichung abhängig von der Halbzeugkombination, der Verfahrenskinematik und der Prüfrichtung	112
Abbildung 9.19: Kopf- F_{Kmax} und Scherzugfestigkeiten F_{Smax} abhängig von der Halbzeugkombination, der Verfahrenskinematik und der Prüfrichtung.....	114
Abbildung 9.20: Anteile der Versagensarten bei der Prüfung der mechanischen Eigenschaften abhängig von der Halbzeugkombination, der Verfahrenskinematik und der Prüfrichtung bezogen auf die jeweilige Probenanzahl.....	114
Abbildung 9.21: Geometrie der Werkzeugaktivelemente im unteren Umkehrpunkt abhängig von der Halbzeugkombination (c) sowie Einhüllende der Stempelbahn (b) in epizykloidischer Betrachtungsweise (a)	116
Abbildung 9.22: Verläufe der Normal- F_N und Querkraft F_Q in Abhängigkeit vom Stempelrollradius r_S und dem Stempelwinkel ϕ (Halbzeugkombination DC04-DC04)	120
Abbildung 9.23: Verbindungsausbildung beim Rotationsclinchen in Abhängigkeit vom Stempelrollradius r_S und dem Stempelwinkel ϕ (Halbzeugkombination DC04-DC04)	120
Abbildung 9.24: Verläufe der Normal- F_N und Querkraft F_Q in Abhängigkeit vom Stempelrollradius r_S und dem Stempelwinkel ϕ (Halbzeugkombination DC04-AW6082).....	121
Abbildung 9.25: Verläufe der Normal- F_N und Querkraft F_Q in Abhängigkeit vom Stempelrollradius r_S und dem Stempelwinkel ϕ (Halbzeugkombination DC04-HCT980).....	121
Abbildung 9.26: Maximale F_{Nmax} und minimale F_{Nmin} Stempelnormalkräfte sowie maximale F_{Qmax} und minimale F_{Qmin} Stempelquerkräfte im Vergleich in Abhängigkeit vom Stempelrollradius r_S und der Halbzeugkombination..	122
Abbildung 9.27: Spannungsverteilung in den Clinchstempeln und -matrizen beim Rotationsclinchen ohne Vorloch im unteren Umkehrpunkt abhängig vom Stempelrollradius r_S dargestellt anhand der Vergleichspannung nach von Mises (Halbzeugkombination DC04-DC04)	123

Abbildung 9.28: Vergleich der Härteverläufe und der geometrischen Ausformung der Rotationsclinchnpunkte ohne Vorloch abhängig vom Stempelrollradius r_S (Halbzeugkombination DC04-DC04)	124
Abbildung 9.29: Geometrische Ausformung der Rotationsclinchnpunkte ohne Vorloch abhängig vom Stempelrollradius r_S (Halbzeugkombination DC04-AW6082)	124
Abbildung 9.30: Geometrische Ausformung der Rotationsclinchnpunkte mit Vorloch abhängig vom Stempelrollradius r_S (Halbzeugkombination DC04-HCT980).....	124
Abbildung 9.31: Halsdicken n_0 und n_{180} sowie Hinterschnitte u_0 und u_{180} abhängig vom Stempelrollradius r_S und der Halbzeugkombination	126
Abbildung 9.32: Kopf- F_{Kmax} und Scherzugfestigkeiten F_{Smax0} bzw. $F_{Smax180}$ abhängig vom Stempelrollradius r_S und der Halbzeugkombination	127
Abbildung 9.33: Anteile der Versagensarten bei der Prüfung der mechanischen Eigenschaften abhängig von der Halbzeugkombination, der Prüfrichtung und dem Stempelrollradius r_S bezogen auf die jeweilige Versuchsanzahl.....	128
Abbildung 9.34: Verlauf der Normal- F_N und Querkräfte F_Q in Abhängigkeit des Vorlochversatzes v_V und des Stempelwinkels ϕ (Halbzeugkombination DC04-HCT980).....	130
Abbildung 9.35: Geometrische Ausbildung der Clinchnpunkte abhängig vom Vorlochversatz v_V (Halbzeugkombination DC04-HCT980).....	130
Abbildung 9.36: Ausprägung der geometrischen Kenngrößen Halsdicke n und Hinterschnitt u im Clinchnpunkt mit Vorloch abhängig von der Prüfrichtung und dem Vorlochversatz v_V (Halbzeugkombination DC04-HCT980)	131
Abbildung 9.37: Kopf- F_{Kmax} und Scherzugfestigkeiten F_{Smax0} bzw. $F_{Smax180}$ abhängig vom Vorlochversatz v_V (Halbzeugkombination DC04-HCT980).....	132
Abbildung 9.38: Anteile der Versagensarten bei der Prüfung der mechanischen Eigenschaften abhängig von der Prüfrichtung und dem Vorlochversatz v_V bezogen auf die jeweilige Versuchsanzahl (Halbzeugkombination DC04-HCT980).....	132

- Abbildung 9.39: Horizontaler Abstand Δx zwischen Stempelkante und Glattschnittbereich des Vorlochs beim Eintauchen des Stempels in das Halbzeug in Abhängigkeit vom Stempelrollradius r_S und vom Vorlochversatz v_V (Halbzeugkombination DC04-HCT980)..... 133
- Abbildung 9.40: Einfluss der Elastizitäten des Versuchsaufbaus auf die Prozesskräfte F_N und F_Q in Abhängigkeit des Stempelwinkels ϕ in der Simulation (Halbzeugkombination DC04-DC04) 135
- Abbildung 9.41: Verformungen der Werkzeugaktivelemente während des Rotationsclinches ohne Vorloch in Abhängigkeit des Stempelwinkels ϕ (Halbzeugkombination DC04-DC04) 136
- Abbildung 9.42: Einfluss der Elastizitäten des Versuchsaufbaus auf die Geometrie der Rotationsclinche ohne Vorloch in der Simulation (Halbzeugkombination DC04-DC04)..... 136
- Abbildung 9.43: Hüllkurve der epizykloidalen Bewegungsbahn des konventionellen (konv.) Stempels sowie Auswirkungen einer Hinterschneidung und einer Stirnflächenwölbung auf die Hüllkurve (Halbzeugkombination DC04-DC04) 138
- Abbildung 9.44: Haupteffekte der Faktoren β_{SF} , d_S , k_{SB} und r_{SK} auf die Halsdicken n_0 und n_{180} sowie die Hinterschnitte u_0 und u_{180} (Halbzeugkombination DC04-DC04) 140
- Abbildung 9.45: Verlauf des Vergleichsumformgrads nach von Mises $\phi_{v,M}$ während des Rotationsclinches ohne Vorloch für ausgewählte Einstellungen der Faktoren β_{SF} , d_S , k_{SB} und r_{SK} in den Phasen 2b, 3b und 5b (von der Geometrie des konventionellen Stempels abweichende Einstellungen in Fettdruck dargestellt, Halbzeugkombination DC04-DC04) 141
- Abbildung 9.46: Wechselwirkungen zwischen den Faktoren β_{SF} , d_S , k_{SB} und r_{SK} hinsichtlich der Halsdicke n_0 (Halbzeugkombination DC04-DC04)..... 143
- Abbildung 9.47: Wechselwirkungen zwischen den Faktoren β_{SF} , d_S , k_{SB} und r_{SK} hinsichtlich der Halsdicke n_{180} (Halbzeugkombination DC04-DC04) 143
- Abbildung 9.48: Wechselwirkungen zwischen den Faktoren β_{SF} , d_S , k_{SB} und r_{SK} hinsichtlich des Hinterschnitts u_0 (Halbzeugkombination DC04-DC04) 144

- Abbildung 9.49: Wechselwirkungen zwischen den Faktoren β_{SF} , d_S , k_{SB} und r_{SK} hinsichtlich des Hinterschnitts u_{180} (Halbzeugkombination DC04-DC04) ... 144
- Abbildung 9.50: Geometrische Ausformung der Clinchpunkte beim Rotationsclinchen ohne Vorloch unter Verwendung des konventionellen und des optimierten Stempels im Experiment und in der Simulation (Halbzeugkombination DC04-DC04) 146
- Abbildung 9.51: Geometrische Kenngrößen Halsdicke (n , n_0 und n_{180}) und Hinterschnitt (u , u_0 und u_{180}) unter Verwendung des konventionellen (konv.) und des optimierten (opt.) Stempels im Experiment und in der Simulation abhängig von der Verfahrenskinematik (Halbzeugkombination DC04-DC04) 146
- Abbildung 9.52: Kopf- F_{Kmax} und Scherzugfestigkeiten F_{Smax} beim Rotationsclinchen ohne Vorloch unter Verwendung des konventionellen (konv.) und des optimierten (opt.) Stempels abhängig von der Verfahrenskinematik und der Belastungsrichtung (Halbzeugkombination DC04-DC04) 147
- Abbildung 9.53: Verlauf der Normal- F_N und Querkräfte F_Q in der Simulation unter Verwendung des konventionellen und des optimierten Stempels in Abhängigkeit des Stempelwinkels ϕ (Halbzeugkombination DC04-DC04) 147
- Abbildung 9.54: Spannungsverteilung in den Clinchstempeln und -matrizen beim Rotationsclinchen ohne Vorloch unter Verwendung des konventionellen und des optimierten Stempels im unteren Umkehrpunkt dargestellt anhand der Vergleichsspannung nach von Mises (Halbzeugkombination DC04-DC04) 148
- Abbildung 9.55: Geometrische Ausformung der Clinchpunkte beim Rotationsclinchen ohne Vorloch unter Verwendung des symmetrisch optimierten und eines asymmetrisch optimierten Stempels in der Simulation (Halbzeugkombination DC04-DC04) 149
- Abbildung 9.56: Geometrische Kenngrößen Halsdicke (n , n_0 und n_{180}) und Hinterschnitt (u , u_0 und u_{180}) unter Verwendung des konventionellen (konv.), des optimierten (opt.) und des asymmetrisch optimierten (asym. opt.) Stempels in der Simulation abhängig von der Verfahrenskinematik (Halbzeugkombination DC04-DC04) 149

Abbildung 9.57: Robuste Parametereinstellungen beim Rotationsclinchen zur Erzielung hoher mechanischer Verbindungseigenschaften unter Verwendung von konventionellen Werkzeugaktivelementen	150
Abbildung F.1: Kenngrößen der Werkzeugwellen zur Berechnung der maximalen Wieldurchbiegung (Halbzeugkombination DC04-DC04).....	189
Abbildung F.2: Haupteffektdiagramme der Regressionsmodelle für n_0 , n_{180} , u_0 und u_{180} bei mittleren Stufeneinstellungen der Parameter β_{SF} , d_B , k_B und r_K	191

B Tabellenverzeichnis

Tabelle 4.1:	Technische Daten des Rotationsblechprozessors (Baust Werkzeugtechnik GmbH, 1999, S. 8)	43
Tabelle 5.1:	Für die Untersuchungen zugrunde gelegten Halbzeugkombinationen unter Angabe des Werkstoffs und der zugehörigen Blechdicke	49
Tabelle 5.2:	Mittels Funkenemissionsspektrometrie ermittelte Massenanteile der wesentlichen Legierungsbestandteile des Blechwerkstoffs DC04 in % mit zugehörigen Standardabweichungen in Klammern	53
Tabelle 5.3:	Mechanische Kennwerte des Blechwerkstoffs DC04 mit zugehörigen Standardabweichungen in Klammern.....	54
Tabelle 5.4:	Parameter zur Beschreibung der extrapolierten Fließkurven in Walzrichtung von DC04 nach Swift-Hockett/Sherby unter Angabe des Bestimmtheitsmaßes R^2 bei unterschiedlichen Dehnraten $\dot{\epsilon}_{2-20/Ag}$	55
Tabelle 5.5:	Mittels Funkenemissionsspektrometrie ermittelte Massenanteile der wesentlichen Legierungsbestandteile des Blechwerkstoffs EN AW-6082 in % mit zugehörigen Standardabweichungen in Klammern	56
Tabelle 5.6:	Mechanische Kennwerte des Blechwerkstoffs EN AW-6082 mit zugehörigen Standardabweichungen in Klammern.....	56
Tabelle 5.7:	Mittels Funkenemissionsspektrometrie ermittelte Massenanteile der wesentlichen Legierungsbestandteile des Blechwerkstoffs HCT980XG+ZE in % mit zugehörigen Standardabweichungen in Klammern	58
Tabelle 5.8:	Mechanische Kennwerte des Blechwerkstoffs HCT980XG+ZE mit zugehörigen Standardabweichungen in Klammern.....	58
Tabelle 5.9:	Parameter zur Beschreibung der extrapolierten Fließkurven in Walzrichtung von HCT980XG+ZE nach Swift-Hockett/Sherby unter Angabe des Bestimmtheitsmaßes R^2 bei unterschiedlichen Dehnraten $\dot{\epsilon}_{2-20/Ag}$	58

Tabelle 5.10:	Mittels Funkenemissionsspektrometrie ermittelte Massenanteile der Legierungszusammensetzungen der Werkzeugaktivelementwerkstoffe der Matrize (Mat.), des konventionellen (konv.) und des optimierten (opt.) Stempels (St.) in % mit zugehörigen Standardabweichungen in Klammern	60
Tabelle 5.11:	Massenanteile der Legierungszusammensetzung des Werkstoffs K490 Microclean der Schneidaktivelemente in % (Böhler Edelstahl GmbH & Co KG, 2014, S. 2)	60
Tabelle 6.1:	Steifigkeiten der verwendeten Schraubenfedern in N/mm abhängig vom Verfahren, der Kinematik und der Halbzeugkombination (Steinel Normalien AG, 2017, S. 4.8, 4.11, 4.14, 4.17)	66
Tabelle 6.2:	Kalibrierwinkel und Prüfkräfte für die Kalibrierung der verwendeten Messkette zur Erfassung der Prozesskräfte	77
Tabelle 8.1:	Referenzkonfigurationen der Faktoren	90
Tabelle 8.2:	Referenzkonfigurationen bezüglich der Abbildung der Werkzeugelastizitäten in der Simulation	90
Tabelle 9.1:	Stempelwinkel beim Auftreffen des Stempels auf die Oberfläche des stempelseitigen Halbzeugs abhängig von der Halbzeugkombination	117
Tabelle 9.2:	Faktorstufen der optimierten Stempelgeometrie (Halbzeugkombination DC04-DC04)	145
Tabelle 9.3:	Faktorstufen der asymmetrisch optimierten Stempelgeometrie (Halbzeugkombination DC04-DC04)	148
Tabelle F.1:	Bestimmtheitsmaße R^2 und adjustierte Bestimmtheitsmaße R_{adj}^2 der Regressionsmodelle	190
Tabelle F.2:	In den Regressionsmodellen für die Halsdicken berücksichtigte Terme mit zugehörigen Koeffizienten und p-Werten	191
Tabelle F.3:	In den Regressionsmodellen für die Hinterschnitte berücksichtigte Terme mit zugehörigen Koeffizienten und p-Werten	192

C Literaturverzeichnis

- ABAQUS INC., Hrsg. (2005a). Adaptive Meshing and Distortion Control: Lecture 6.
- ABAQUS INC., Hrsg. (2005b). Constrains and Connections: Lecture 7.
- ABAQUS INC., Hrsg. (2005c). Contact Modeling: Lecture 4.
- ABAQUS INC., Hrsg. (2005d). Elements: Lecture 2.
- ABAQUS INC., Hrsg. (2005e). Overview of Abaqus/Explicit: Lecture 1.
- ABAQUS INC., Hrsg. (2005f). Quasi-Static Analyses: Lecture 5.
- ABE, Y., KATO, T., MORI, K.-i., NISHINO, S. (2014). Mechanical clinching of ultra-high strength steel sheets and strength of joints. In: *Journal of Materials Processing Technology* **214.10**, 2112–2118. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2014.03.003.
- ABE, Y., KISHIMOTO, M., KATO, T., MORI, K.-i. (2009). Joining of hot-dip coated steel sheets by mechanical clinching. In: *International Journal of Material Forming* **2**.Suppl 1, 291–294. DOI: 10.1007/s12289-009-0446-4.
- ABE, Y., MORI, K.-i., KATO, T. (2012). Joining of high strength steel and aluminium alloy sheets by mechanical clinching with dies for control of metal flow. In: *Journal of Materials Processing Technology* **212.4**, 884–889. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2011.11.015.
- AHN, N.-S., LEE, C.-J., LEE, J.-M., KO, D.-C., LEE, S.-B., KIM, B.-M. (2012). Joining High-Strength Steel and Al6061 Sheet Using Hole Clinching Process. In: *Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers A* **36.6**, 691–698. DOI: 10.3795/KSME-A.2012.36.6.691.
- ALBRECHT, V. (2012). In Zukunft mehr Profil. In: *Blech Rohre Profile* **1**, 87–92.
- ALI, B., BENABDERRAHMANE, B. (2017). Finite element simulation of the hybrid clinch joining. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **89.1-4**, 439–449. DOI: 10.1007/s00170-016-9094-2.
- ANGERMANN, A., RAU, M., BEUSCHEL, M., WOHLFARTH, U. (2017). Matlab - Simulink - Stateflow: Grundlagen, Toolboxen, Beispiele. Berlin, Boston: Walter de Gruyter GmbH. ISBN: 978-3-11-048474-8.
- ANGRABEIT, H. J., NEUBAUER, A., SCHWARZ, H. (1975). Untersuchungen zum Perforieren mittels Lochwalzen. Unveröffentlichte Arbeit. Magdeburg: Technische Hochschule Magdeburg.
- AWISZUS, B., BEYER, U., TODTERMUSCHKE, M., RIEDEL, F. (2009). Flach-Clinchen - Simulationsbasierte Optimierung und Weiterentwicklung einer einseitig ebenen, einstufig gefügten Clinch-Verbindung. In: *UTFscience* **2**, 1–7.
- BACH, E. L. (1924). Die Spannungen unter einem kreisrunden Stempel. Dissertation. Karlsruhe: Technische Hochschule Karlsruhe.
- BALAWENDER, T., SADOWSKI, T., KNEĆ, M. (2011). Technological Problems and Experimental Investigation of Hybrid: Clinched - Adhesively Bonded Joint. In: *Archives of Metallurgy and Materials* **56.2**, 439–446. DOI: 10.2478/v10172-011-0047-3.
- BANABIC, D., SESTER, M. (2012). Influence of Material Models on the Accuracy of the Sheet Forming Simulation. In: *Materials and Manufacturing Processes* **27.3**, 304–308. DOI: 10.1080/10426914.2011.578005.
- BÄR, G. (2001). Geometrie: Eine Einführung für Ingenieure und Naturwissenschaftler. Stuttgart, Leipzig, Wiesbaden: Teubner. ISBN: 978-3-519-20722-1.

- BAUST WERKZEUGTECHNIK GMBH, Hrsg. (1999). Betriebsanleitung. Langenfeld.
- BAUST, C., SCHWEITZER, M. (2000). Rotations-Stanztechnologie ersetzt Hubstanzautomaten. In: *Blech Rohre Profile* 11, 38–40.
- BECKER, N., GRÄBER, A., LIEBIG, H. P. (1993). Fügen durch Umformen. In: *Sonderverfahren, Prozeßsimulation, Werkzeugtechnik, Produktion*. Hrsg. von LANGE, K. Berlin und Heidelberg: Springer-Verlag GmbH, 271–305. ISBN: 978-3-642-63451-2.
- BEHRENS, B.-A., HÜBNER, S. (2018). Clinchen. In: *Handbuch Stahl*. Hrsg. von BLECK, W., MOELLER, E. München: Carl Hanser Verlag, 223–232. ISBN: 978-3-446-44961-9.
- BENABDERRAHMANE, B., ALI, B. (2012). Finite Element Modeling of the Influence of Clinch Process Parameters. In: *International Journal of Science and Advanced Technology* 2.1, 37–43.
- BENABDERRAHMANE, B., ALI, B. (2013). Finite Element Analysis of the Parameters Affect the Mechanical Strength of a Point Clinched. In: *International Journal of Engineering Research & Technology* 2.8, 795–799.
- BEYER, R. (1990). Druckfügetechnik. In: *Mechanische Blechfügetechnik - heute*. Hrsg. von DEUTSCHE FORSCHUNGSGESELLSCHAFT FÜR BLECHVERARBEITUNG E.V. Fellbach.
- BEYER, U. (2011). Herstellung eines Metall-Kunststoff-Verbundes mit der Flach-Clinch-Technologie. In: *UTFscience* 1, 1–10.
- BEYER, U. (2012). Multi-Material-Fügen mittels Flach-Clinch-Technologie. Auerbach: Verlag Wissenschaftliche Scripten. ISBN: 978-3-942267-39-7.
- BIRKERT, A., HAAGE, S., STRAUB, M. (2013). Umformtechnische Herstellung komplexer Karosserieteile: Auslegung von Ziehanlagen. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg. ISBN: 978-3-642-34669-9.
- BLUMAUER, G., KÖHLER, E. (1975). Darstellung der Bewegungsverhältnisse an der Wirkstelle eines Rotationsbearbeitungsverfahrens. In: *Die Technik* 30.7, 462–466.
- BOBER, J., LIEBIG, P. (1990). Prozeßanalyse beim Druckfügen: Verknüpfen von Prozeßsicherung und Qualitätssicherung. In: *Bänder Bleche Rohre* 31.10, 143–146.
- BOGOJAWLENSKIJ, K. N., NEUBAUER, A., RIS, V. W. (1979). Technologie der Fertigung von Leichtbauprofilen. Leipzig: VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie.
- BÖHLER EDELSTAHL GMBH & CO KG (2014). Kaltarbeitsstahl Böhler K490 microclean. Kapfenberg (Österreich).
- BÖLLINGHAUS, T. et al. (2009). Manufacturing Engineering. In: *Springer Handbook of Mechanical Engineering*. Hrsg. von GROTE, K.-H., ANTONSSON, E. New York: Springer Science+Media, 523–785. ISBN: 978-3-540-49131-6.
- BRECKWEG, A. (2007). Automatisiertes und prozessüberwachtes Radialclinchen höherfester Blechwerkstoffe. Dissertation. Stuttgart: Universität Stuttgart.
- BUCHMANN, K. (1963). Über den Verschleiß und ihn begleitende Erscheinungen beim Schneiden von Stahlfeinblechen. In: *Werkstattstechnik* 53.3, 128–134.
- BUCHMANN, K. (1962). Beitrag zur Verschleißbeurteilung beim Schneiden von Stahlfeinblechen. Köln und Opladen: Westdeutscher Verlag.
- BUDDE, L. (1989). Untersuchungen zur Kombination quasi-formschlüssiger und stoffschlüssiger Verbindungsverfahren. Dissertation. Paderborn: Universität Paderborn.

- BUDDE, L., BOLD, M., HAHN, O. (1991). Grundsatzuntersuchungen zum Festigkeitsverhalten von Durchsetzfügeverbindungen aus Stahl. Frankfurt am Main.
- BUDDE, L., PILGRIM, R. (1995). Stanznieten und Durchsetzfügen: Systematik und Verfahrensbeschreibung Umformtechnischer Fügeverfahren. Landsberg am Lech: Verlag Moderne Industrie. ISBN: 3478931312.
- BUSSE, S. (2013). Entwicklung und Qualifizierung eines Schneidclinchverfahrens. Bamberg: Meisenbach. ISBN: 978-3-87525-352-8.
- BYE, C. (2014). Fügen durch Umformen. In: *Praxiswissen Schweißtechnik*. Hrsg. von FAHRENWALDT, H. J., SCHULER, V., TWRDEK, J. Wiesbaden: Springer-Vieweg, 169–187. ISBN: 978-3-658-03140-4.
- CALABRESE, L., PROVERBIO, E., GALTIERI, G., BORSELLINO, C. (2015). Effect of corrosion degradation on failure mechanisms of aluminium/steel clinched joints. In: *Materials and Design* **87**, 473–481. DOI: 10.1016/j.matdes.2015.08.053.
- CAMMANN, J. H. (1986). Untersuchungen zur Verschleißminderung an Scherschneidwerkzeugen der Blechbearbeitung durch Einsatz geeigneter Werkstoffe und Beschichtungen. Dissertation. Darmstadt: Technische Hochschule Darmstadt.
- CARL ZEISS MICROSCOPY GMBH (2006). AxioCam MRc 5: Digitale Freiräume. Jena.
- CHASTEL, Y., PASSEMARD, L. (2014). Joining technologies for future automobile multi-material modules. In: *Procedia Engineering* **81**, 2104–2110. DOI: 10.1016/j.proeng.2014.10.293.
- CLEFF, T. (2011). Deskriptive Statistik und moderne Datenanalyse: Eine computergestützte Einführung mit Excel, PASW (SPSS) und STATA. Wiesbaden: Gabler und Springer Fachmedien. ISBN: 978-3-8349-3221-1.
- COPPIETERS, S., COOREMAN, S., LAVA, P., SOL, H., VAN HOUTTE, P., DEBRUYNE, D. (2011). Reproducing the experimental pull-out and shear strength of clinched sheet metal connections using FEA. In: *International Journal of Material Forming* **4.4**, 429–440. DOI: 10.1007/s12289-010-1023-6.
- COPPIETERS, S., LAVA, P., SOL, H., VAN BAELE, A., VAN HOUTTE, P., DEBRUYNE, D. (2010). Determination of the flow stress and contact friction of sheet metal in a multi-layered upsetting test. In: *Journal of Materials Processing Technology* **210.10**, 1290–1296. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2010.03.017.
- COPPIETERS, S., LAVA, P., VAN HECKE, R., COOREMAN, S., SOL, H., VAN HOUTTE, P., DEBRUYNE, D. (2013). Numerical and experimental study of the multi-axial quasi-static strength of clinched connections. In: *International Journal of Material Forming* **6.4**, 437–451. DOI: 10.1007/s12289-012-1097-4.
- CRGRAPH GBR, Hrsg. (2015). DoE mit Visual-XSel 13.0.
- CZICHOS, H., SKROTZKI, B., SIMON, F.-G. (2014). Das Ingenieurwissen: Werkstoffe. Berlin, Heidelberg: Springer Vieweg. ISBN: 978-3-642-41125-0.
- DASSAULT SYSTÈMES, Hrsg. (2012a). Abaqus 6.12: Analysis User's Manual: Volume II: Analysis. Providence (USA).
- DASSAULT SYSTÈMES, Hrsg. (2012b). Abaqus 6.12: Analysis User's Manual: Volume IV: Elements. Providence (USA).

- DASSAULT SYSTÈMES, Hrsg. (2012c). Abaqus 6.12: Analysis User's Manual: Volume V: Prescribed Conditions, Constraints & Interactions. Providence (USA).
- DASSAULT SYSTÈMES, Hrsg. (2012d). Abaqus 6.12: Getting Started with Abaqus: Interactive Edition. Providence (USA).
- DEMMELE, P. M. (2014). In-situ Temperaturmessung beim Scherschneiden. Dissertation. München: Technische Universität München.
- DEMMELE, P., NOTHHAFT, K., GOLLE, R., HOFFMANN, H. (2012). Zerteilen. In: *Handbuch Umformen*. Hrsg. von HOFFMANN, H., NEUGEBAUER, R., SPUR, G. München: Carl Hanser Verlag, 677–729. ISBN: 978-3-446-42778-5.
- DILGER, K., STADTAUS, M. (2004). Fügeprozesssimulation - Innovative Anwendungen der Informatik. Braunschweig.
- DINGFELD, G. (2011). Clinchen in Profilierungsgeschwindigkeit: Rollenclinchen für rationelles Verbinden von Blechen und Profilen. Hrsg. von ECKOLD GMBH & CO. KG. St. Andreasberg.
- DOBRIKOW, M. (1994). Druckfügetechnik - Anwendungen und Entwicklungsstand. In: *Die automatisierte Montage mit Schrauben*. Hrsg. von SCHARF, P., GROSSBERNDT, H. Renningen-Malmsheim: Expert Verlag, 183–231. ISBN: 3-8169-1028-9.
- DOEGE, E., BEHRENS, B.-A. (2010). Handbuch Umformtechnik: Grundlagen, Technologien, Maschinen. Berlin und Heidelberg: Springer-Verlag. ISBN: 978-3-642-04248-5. DOI: 10.1007/978-3-642-04249-2.
- DOEGE, E., FUGGER, B. (1983). Untersuchung der Verschleißmechanismen beim Scherschneiden. In: *Oberflächenbehandlung, Bearbeitungsverfahren*. Hrsg. von BUNK, W., HANSEN, J., GEYER, M. Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo: Springer, 273–310. ISBN: 978-3-540-12448-1.
- DÖLLE, N., LAPPE, W. (2008). Strukturbauteil aus blechförmigem Material sowie Vorrichtung und Verfahren zum Fügen eines Strukturbauteils aus blechförmigem Material. DE 10 2007 010 117 A1.
- DRESIG, H., HOLZWEISSIG, F. (2016). Maschinendynamik. Berlin und Heidelberg: Springer-Verlag. ISBN: 978-3-662-52712-2.
- ECKOLD GMBH & CO. KG (2008). Clinchtechnik - Rollenclinchen. St. Andreasberg.
- ECKOLD GMBH & CO. KG (2011). Rotationsantrieb und Vorrichtung zum Fügen mit Rotationsantrieb. DE 20 2010 014 665 U1.
- ECKOLD, G.-J., MAASS, H. (1984). Vorrichtung zum nietartigen Verbinden von Blechen. EP 0 077 932 B1.
- ECKOLD, G.-J., MAASS, H. (1992). Vorrichtung zum nietartigen Verbinden von Blechen. EP 0 272 376 B1.
- ESHTAYEH, M. M., HRAIRI, M. (2016). Recent and future development of the application of finite element analysis in clinching process. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **84**.9-12, 2589–2608. DOI: 10.1007/s00170-015-7781-z.
- FERNSTEUERGERÄTE KURT OELSCH GMBH (2004). Bedienungsanleitung für induktiven Drehwinkelgeber mit separater Elektronik. Berlin.

- FERNSTEUERGERÄTE KURT OELSCH GMBH (2006). Drehwinkelaufnehmer. Berlin, Kablo, Heppenheim.
- FRAUNHOFER-INSTITUT FÜR ZERSTÖRUNGSFREIE PRÜFVERFAHREN IZFP (o. J.). Clinchen: Off- und Online-Messungen der Bodendicke im Clinchpunkt. Saarbrücken.
- FUGGER, B. (1984). Untersuchung der Verschleißvorgänge beim Scherschneiden von Feinblechen. Düsseldorf: VDI-Verlag GmbH. ISBN: 3181481025.
- GAO, Y., LIU, Z.-X., WANG, P.-C. (2014). Effect of Aging on the Strength of Clinching Galvanized SAE1004 Steel-to-Aluminium AA6111 Joints. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering* **136.4**, 041016.1–041016.8. DOI: 10.1115/1.4027596.
- GEIGER, R., HERLAN, T. B. (2012). Fließpressen. In: *Handbuch Umformen*. Hrsg. von HOFFMANN, H., NEUGEBAUER, R., SPUR, G. München: Carl Hanser Verlag, 318–387. ISBN: 978-3-446-42778-5.
- GERSTMANN, T., AWISZUS, B. (2014). Recent developments in flat-clinching. In: *Computational Materials Science* **81**, 39–44. DOI: 10.1016/j.commatsci.2013.07.013.
- GOM GESELLSCHAFT FÜR OPTISCHE MESSTECHNIK MBH (2008). Aramis: Benutzerinformation - Hardware. Braunschweig.
- GÖTTE, H. (1985). Rotary-blanking: A study in obtaining maximal productivity with a minimum of power. In: *Sheet Metal Industries* **3.62**, 134–135.
- GROCHE, P., SCHMOECKEL, D. (2003). Kundenspezifische Kaltprofile durch flexibles Walzprofilieren. In: *Marktchance Individualisierung*. Hrsg. von REINHART, G., ZÄH, M. F. Berlin und Heidelberg: Springer-Verlag GmbH, 285–293. ISBN: 978-3-642-62456-8.
- GROCHE, P., WOHLETZ, S., BRENNEIS, M., PABST, C., RESCH, F. (2014). Joining by forming - A review on joint mechanisms, applications and future trends. In: *Journal of Materials Processing Technology* **214.10**, 1972–1994. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2013.12.022.
- HAHN, O., KLEMENS, U. (1996). Fügen durch Umformen, Nieten und Durchsetzfügen - Innovative Verbindungsverfahren für die Praxis. Düsseldorf: Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH. ISBN: 3-930621-56-8.
- HAHN, O., SCHULTE, V. (2000). Entwicklung und Untersuchung eines Verfahrens mit dynamischen Werkzeugbewegungen zur Reaktionskraftreduzierung beim umformtechnischen Fügen. Aachen: Shaker Verlag GmbH. ISBN: 3-8265-8269-1.
- HAMEL, V., ROELANDT, J. M., GACEL, J. N., SCHMIT, F. (2000). Finite element modeling of clinch forming with automatic remeshing. In: *Computers and Structures* **77.2**, 185–200.
- HAN, S., WU, Y., GAO, Y., ZENG, Q. (2012). Study on Clinching of Magnesium Alloy Sheets with Different Lower Die Parameters Based on DEFORM 2D. In: *2nd International Conference on Electronic & Mechanical Engineering and Information Technology*. Shenyang (China): Atlantis Press, 1242–1245.
- HE, X. (2017). Clinching for sheet materials. In: *Science and technology of advanced materials* **18.1**, 381–405. DOI: 10.1080/14686996.2017.1320930.
- HE, X., LEI, L., ZHANG, Y., XING, B. (2017). Mechanical Properties and Fracture Analysis of Clinched Joints in Titanium Sheet Materials. In: *Acta Physica Polonica A* **131.1**, 16–19. DOI: 10.12693/APhysPoLA.131.16.

- HE, X., LIU, F., XING, B., YANG, H., WANG, Y., GU, F., BALL, A. (2014a). Numerical and experimental investigations of extensible die clinching. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **74**.9-12, 1229–1236. DOI: 10.1007/s00170-014-6078-y.
- HE, X., ZHANG, Y., XING, B., GU, F., BALL, A. (2015). Mechanical properties of extensible die clinched joints in titanium sheet materials. In: *Materials and Design* **71**, 26–35. DOI: 10.1016/j.matdes.2015.01.005.
- HE, X., ZHAO, L., YANG, H., XING, B., WANG, Y., DENG, C., GU, F., BALL, A. (2014b). Investigations of strength and energy absorption of clinched joints. In: *Computational Materials Science* **94**, 58–65. DOI: 10.1016/j.commatsci.2014.01.056.
- HEIN, C., HOFFMANN, H. (2005). Verbesserung von Teilequalität und Werkzeugstandmenge beim Rotationsschneiden aufgrund des Einsatzes neuer Werkzeugwerkstoffe. Frankfurt am Main.
- HEIN, C., HONG, S., SUH, J., HOFFMANN, H., KIM, N. (2008). Finite Element Analysis of Rotary Blanking: Effects of Punch Geometries on Cutting Area and Stress Distribution. In: *International Journal of Automotive Technology* **9**.2, 211–216.
- HEIN, C., SCHILP, H. (2006). Das Werkzeug zählt beim Hochleistungsstanzen. In: *Blech In-Form* **3**, 41–44.
- HESSE, S. (2006). Automatische Montagemaschinen. In: *Montage in der industriellen Produktion*. Hrsg. von LOTTER, B., WIENDAHL, H.-P. Berlin und Heidelberg: Springer-Verlag, 219–308. ISBN: 978-3-540-21413-7.
- HIBBELER, R. C. (2006). Technische Mechanik 2: Festigkeitslehre. München: Pearson Studium. ISBN: 978-3-8273-7134-8.
- HILBERT, D., COHN-VOSSEN, S. (1996). Anschauliche Geometrie. Berlin und Heidelberg: Springer-Verlag GmbH. ISBN: 978-3-642-19947-9.
- HILL, R. (1948). A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals. In: *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences* **193**.1033, 281–297. DOI: 10.1098/rspa.1948.0045.
- HILLER, M., BENKERT, T., VITZTHUM, S., VOLK, W. (2017). Influence of tool elasticity on process forces and joint properties during clinching with rotational tool movement. In: *Journal of Physics: Conference Series* **896**.012116, 1–8. DOI: 10.1088/1742-6596/896/1/012116.
- HILLER, M., VITZTHUM, S., HACKER, M., BENKERT, T., VOLK, W. (2018). Numerical Analysis of the Scalability of Roller Clinching Processes. In: *Key Engineering Materials* **767**, 377–385. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.767.377.
- HILLER, M., VOLK, W. (2015). Joining Aluminium Alloy and Mild Steel Sheets by Roller Clinching. In: *Applied Mechanics and Materials* **794**, 295–303. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMM.794.295.
- HOCKETT, J. E., SHERBY, O. D. (1975). Large Strain Deformation of Polycrystalline Metals at Low Homologous Temperatures. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* **23**, 87–98. DOI: 10.1016/0022-5096(75)90018-6.
- HOFFMANN, H., HEIN, C., HONG, S. (2007). Rotary blanking: tool materials. In: *Production Engineering* **1**.3, 259–264. DOI: 10.1007/s11740-007-0039-3.
- HOFFMANN, H., SCHWEITZER, M., MILBERG, J. (1999). Rotary Blanking. In: *CIRP Annals* **48**.1, 213–216. DOI: 10.1016/S0007-8506(07)63168-0.

- HOFFMANN, H., SCHWEITZER, M., SCHMIDT, T., HEIN, C. (2005). Rotary Blanking - a New Manufacturing Process. In: *Steel Research International* **76.2-3**, 256–260. DOI: 10.1002/srin.200506006.
- HOFFMANN, K. (1987). Eine Einführung in die Technik des Messens mit Dehnungsmessstreifen. Hrsg. von HOTTINGER BALDWIN MESSTECHNIK GMBH. Darmstadt.
- HOLLOMON, J. H. (1945). Tensile Deformation. In: *Transactions of the Metallurgical Society of AIME* **162**, 268–290.
- HORN, M. (2003). Take Five: Kompetenz in der Blechverbindungstechnik. In: *Konstruktion* **55.1**, 12–14.
- HOTTINGER BALDWIN MESSTECHNIK GMBH, Hrsg. (o. J.[a]). Catman: Datenerfassungs- und Analysesoftware. Darmstadt.
- HOTTINGER BALDWIN MESSTECHNIK GMBH, Hrsg. (o. J.[b]). Dehnungsmessstreifen: Vollendete Präzision von HBM. Darmstadt.
- HOTTINGER BALDWIN MESSTECHNIK GMBH, Hrsg. (o. J.[c]). Messverstärkersystem MG-Cplus mit Anzeige-Bedienfeld AB22A/AB32: Bedienungsanleitung. Darmstadt.
- HOTTINGER BALDWIN MESSTECHNIK GMBH, Hrsg. (o. J.[d]). Messverstärkersystem MG-Cplus: Technische Daten. Darmstadt.
- HUBERT, M., FRANKE, J. (2016). Rotary Cutting of Electrical Steel Laminations - An Innovative Method for Manufacturing Electrical Machines. In: *Electric Power Components and Systems* **44.9**, 1071–1074. DOI: 10.1080/15325008.2016.1147107.
- HUBERT, M., FRANKE, J., HACKERT, J. (2014). Continuous Rotational Cutting of Laminations for Electric Drives: Cutting Process and Tool Setups for Rotational Cutting of Laminations. In: *4th International Electric Drives Production Conference*. Nürnberg, 1–5. ISBN: 978-1-4799-5009-6. DOI: 10.1109/EDPC.2014.6984390.
- HUBERT, M., ROSENOW, H., FRANKE, J., HACKERT, J. (2015). Rotary Cutting as an Alternative Method in the Processing of Electrical Steel Strip: Geometric and kinematic determination of the process setup. In: *5th International Electric Drives Production Conference*. Nürnberg, 1–5. ISBN: 978-1-4673-7512-2. DOI: 10.1109/EDPC.2015.7323213.
- HUBERT, M., WEIGELT, M., SPAHR, M., FRANKE, J., HACKERT, J., MEHLHORN, M. (2016a). Explicit Finite Element Analysis for Rotary Cutting of Electrical Steel Sheet. In: *6th International Annual Engineering Seminar*. Yogyakarta (Indonesien), 1–6. ISBN: 978-1-5090-0741-7. DOI: 10.1109/INAES.2016.7821940.
- HUBERT, M., ZIEGLER, M., KUTTER, S., SCHNEIDER, M., WEIGELT, M., FRANKE, J., HACKERT, J., MEHLHORN, M. (2016b). Analysis of the Rotary Cutting Process of Electrical Steel on Basis of a Toroidal Core Test. In: *6th International Electric Drives Production Conference*. Nürnberg, 1–7. ISBN: 978-1-5090-2909-9.
- HUEBNER, K. H., THORNTON, E. A. (1982). The Finite Element Method for Engineers. New York u. a.: John Wiley & Sons Inc. ISBN: 0-471-09159-6.
- ILIESCU, C., NEAGOE, I. (1988). Theoretisches Vorherbestimmen der Ausstoßkräfte beim Stanzen: Empirische Gleichungen unzuverlässig. In: *Bänder Bleche Rohre* **2**, 40–43.
- ILSCHNER, B., SINGER, R. F. (2005). Werkstoffwissenschaften und Fertigungstechnik: Eigenschaften, Vorgänge, Technologien. Berlin, Heidelberg und New York: Springer-Verlag. ISBN: 3-540-21872-6.

- INDUSTRIEANZEIGER (1998). Selbst nicht umformbare Bleche werden geclincht: Confix-Fügen bewältigt extreme Dickenunterschiede.
- INTERNATIONAL IRON & STEEL INSTITUTE (2005). Advanced high strength steel (AHSS) application guidelines.
- ISRAEL, M. (2013a). Evaluation of scattering parameters in mechanical joining technologies. In: *RDO-Journal* 1, 15–22.
- ISRAEL, M. (2013b). Bewertung von Parameterstreuung beim Umformfügen. In: *NAFEMS Magazin* 26.2, 78–88.
- ISRAEL, M. (2015). Sensitivitäts- und Robustheitsanalyse beim Clinchen dicker Stahlbleche. Verlag Wissenschaftliche Scripten. ISBN: 978-3-95735-030-5.
- JAYASEKARA, V., MIN, K. H., NOH, J. H., KIM, M. T., SEO, J. M., LEE, H. Y., HWANG, B. B. (2010). Rigid-Plastic and Elastic-Plastic Finite Element Analysis on the Clinching Joint Process of Thin Metal Sheets. In: *Metals and Materials International* 16.2, 339–347. DOI: 10.1007/s12540-010-0427-7.
- JOHNSON, W., SLATER, R. A. C. (1967). A survey of the slow and fast blanking of metals at ambient and high temperatures. In: *International Conference on Manufacturing Technology*. Ann Arbor (USA), 825–851.
- JOMÁA, M., BILLARDON, R. (2007a). Numerical Analysis Of The Resistance To Pullout Test Of Clinched Assemblies Of Thin Metal Sheets. In: *AIP Conference Proceedings* 907, 169–174. DOI: 10.1063/1.2729506.
- JOMÁA, M., BILLARDON, R. (2007b). Numerical Analysis of the Resistance to Shear Test of Clinched Assemblies of Thin Metal Sheets. In: *AIP Conference Proceedings* 908, 1123–1128. DOI: 10.1063/1.2740961.
- KAŠČÁK, L., SPIŠÁK, E., KUBÍK, R., MUCHA, J. (2016). FEM Analysis of Clinching Tool Load in a Joint of Dual-Phase Steels. In: *Strength of Materials* 48.4, 533–539. DOI: 10.1007/s11223-016-9795-7.
- KEELER, S., KIMCHI, M., MOONEY, P. J. (2017). Advanced High-Strength Steels Application Guidelines Version 6.0. Hrsg. von WORLDAUTOSTEEL. URL: <http://www.worldautosteel.org/>.
- KEIL, S. (2017). Dehnungsmessstreifen. Wiesbaden: Springer-Vieweg. ISBN: 978-3-658-13611-6.
- KHREBTOV, P. (2011). Neuartiges Verfahren zur Online-Prozessüberwachung und - Fehlerklassifizierung beim Durchsetzfügeverbinden von Blechen. Dissertation. Clausthal: Technische Universität Clausthal.
- KIAUKA, W., ANGONA, V., NEUHAUSEN, O., THEUWS, F. (2005). Optische Emissionsspektrometrie. Wuppertal: Castell-Verlag GmbH. ISBN: 3-934255-11-6.
- KIENZLE, O. (1956). Der Vorgang des Schneidens. In: *Microtecnic* X.6, 261–264.
- KIM, H.-K. (2013). Fatigue Strength Evaluation of the Clinched Lap Joints of a Cold Rolled Mild Steel Sheet. In: *Journal of Materials Engineering and Performance* 22.1, 294–299. DOI: 10.1007/s11665-012-0232-1.
- KISTLER GRUPPE, Hrsg. (2015). Mehrkanal-Ladungsverstärker für Mehrkomponenten-Kraftmessung Typ 5070A... Betriebsanleitung. Winterthur (Schweiz).

- KISTLER INSTRUMENTE AG, Hrsg. (1991). Quarzkristall-3-Komponenten Dynamometer Typ 9255B: Betriebsanleitung. Winterthur (Schweiz).
- KLASFAUSEWEH, U. (1994). Beitrag zur Simulation nichtschneidender Durchsetzfügevorgänge. Dissertation. Paderborn: Universität Paderborn.
- KLEMENS, U. (1995). Konzeption und Realisierung eines wissensbasierten Systems für umformtechnische Fügeverfahren am Beispiel des Durchsetzfügens. Dissertation. Paderborn: Universität Paderborn.
- KLOCKE, F., KÖNIG, W. (2008). Fertigungsverfahren 1: Drehen, Fräsen, Bohren. Berlin, Heidelberg und New York: Springer-Verlag. ISBN: 978-3-540-23458-6.
- KOPP, T. M. (2017). Einfluss der Werkzeugsteifigkeit auf Scherschneidprozess und Werkzeugverschleiß beim offenen Schnitt. Dissertation. München: Technische Universität München.
- KUBÍK, R., KAŠČÁK, L. (2015). FEM simulation of tool loading during mechanical joining by clinching. In: *Transfer inovácií* **32**, 219–221.
- KÜNNE, B. (2008). Köhler/Rögnitz Maschinenteile 2. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag / GWV Fachverlage GmbH. ISBN: 978-3-8351-0092-3.
- LAMBIASE, F. (2013). Influence of process parameters in mechanical clinching with extensible dies. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **66.9-12**, 2123–2131. DOI: 10.1007/s00170-012-4486-4.
- LAMBIASE, F., DI ILIO, A. (2013a). Optimization of the clinching tools by means of integrated FE modeling and artificial intelligence techniques. In: *Procedia CIRP* **12**, 163–168. DOI: 10.1016/j.procir.2013.09.029.
- LAMBIASE, F., DI ILIO, A. (2013b). Finite Element Analysis of Material Flow in Mechanical Clinching with Extensible Dies. In: *Journal of Materials Engineering and Performance* **22.6**, 1629–1636. DOI: 10.1007/s11665-012-0451-5.
- LAMBIASE, F., DI ILIO, A. (2014). An experimental study on clinched joints realized with different dies. In: *Thin-Walled Structures* **85**, 71–80. DOI: 10.1016/j.tws.2014.08.004.
- LAMBIASE, F., PAOLETTI, A., DI ILIO, A. (2017). Advances in Mechanical Clinching: Employment of a rotating tool. In: *Procedia Engineering* **183**, 200–205. DOI: 10.1016/j.proeng.2017.04.021.
- LAROUR, P. (2010). Strain rate sensitivity of automotive sheet steels: influence of plastic strain, strain rate, temperature, microstructure, bake hardening and pre-strain. Aachen: Shaker Verlag GmbH. ISBN: 978-3-8322-9149-5.
- LECO CORPORATION, Hrsg. (2005). AMH43 Automatic Micro/Macro-indentation Hardness Testing System: Instruction Manual. St. Joseph (USA).
- LEE, C.-J., KIM, B.-M., KANG, B.-S., SONG, W.-J., KO, D.-C. (2017). Improvement of joinability in a hole clinching process with aluminum alloy and carbon fiber reinforced plastic using a spring die. In: *Composite Structures* **173**, 58–69. DOI: 10.1016/j.compstruct.2017.04.010.
- LEE, C.-J., KIM, J.-Y., LEE, S.-K., KO, D.-C., KIM, B.-M. (2010a). Parametric study on mechanical clinching process for joining aluminum alloy and high-strength steel sheets. In: *Journal of Mechanical Science and Technology* **24.1**, 123–126. DOI: 10.1007/s12206-009-1118-5.

- LEE, C.-J., KIM, J.-Y., LEE, S.-K., KO, D.-C., KIM, B.-M. (2010b). Design of mechanical clinching tools for joining of aluminium alloy sheets. In: *Materials and Design* **31.4**, 1854–1861. DOI: 10.1016/j.matdes.2009.10.064.
- LEE, C.-J., LEE, J.-M., RYU, H.-Y., LEE, K.-H., KIM, B.-M., KO, D.-C. (2014a). Design of hole-clinching process for joining of dissimilar materials - Al6061-T4 alloy with DP780 steel, hot-pressed 22MnB5 steel, and carbon fiber reinforced plastic. In: *Journal of Materials Processing Technology* **214.10**, 2169–2178. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2014.03.032.
- LEE, C.-J., LEE, S.-H., LEE, J.-M., KIM, B.-H., KIM, B.-M., KO, D.-C. (2014b). Design of Hole-Clinching Process for Joining CFRP and Aluminum Alloy Sheet. In: *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing* **15.6**, 1151–1157. DOI: 10.1007/s12541-014-0450-6.
- LEE, S.-H., LEE, C.-J., KIM, B.-H., AHN, M.-S., KIM, B.-M., KO, D.-C. (2014c). Effect of Tool Shape on Hole Clinching for CFRP with Steel and Aluminum Alloy Sheet. In: *Key Engineering Materials* **622-623**, 476–483. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.622-623.476.
- LEE, S.-H., LEE, C.-J., LEE, K.-H., LEE, J.-M., KIM, B.-M., KO, D.-C. (2015). Influence of Tool Shape on Hole Clinching for Carbon Fiber-Reinforced Plastic and SPRC440. In: *Advances in Mechanical Engineering* **6**, 1–12. DOI: 10.1155/2014/810864.
- LIEBIG, H. P., BOBER, J., GÖPFERT, D. (1992). Qualitätssicherung durch rechnergestützte Überwachung des betrieblichen Druckfügeprozesses. In: *Blech Rohre Profile* **39.6**, 466–471.
- LIEBIG, H. P., BOBER, J., RICHTER, A. (1996). Prozeßüberwachung in der Druckfügetechnik: Druckfügen produziert überprüfbare Qualität. In: *Bänder Bleche Rohre* **37.9**, 24–28.
- LIEWALD, M., WAGNER, S. (2012). Werkzeuge für die Blechumformung. In: *Handbuch Umformen*. Hrsg. von HOFFMANN, H., NEUGEBAUER, R., SPUR, G. München: Carl Hanser Verlag, 501–518. ISBN: 978-3-446-42778-5.
- LIN, M., ZIELESNIK, M., PRAHL, U. (2018). Stähle für Pkw-Karosserien. In: *Handbuch Stahl*. Hrsg. von BLECK, W., MOELLER, E. München: Carl Hanser Verlag, 555–592. ISBN: 978-3-446-44961-9.
- LIU, Q., HAN, J. T., LIU, J., WANG, X. (2014). Experimental Investigation on Rotary Punching by the Compression of Polyurethane Pad. In: *Advanced Materials Research* **941-944**, 1802–1807. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.941-944.1802.
- LORIA, G. (1902). Spezielle algebraische und transscendente ebene Kurven: Theorie und Geschichte. Leipzig: B. G. Teubner.
- LUDWIK, P. (1909). Elemente der Technologischen Mechanik. Berlin und Heidelberg: Springer-Verlag GmbH. ISBN: 978-3-662-39265-2.
- MAHR GMBH (2001). Konturenvorschubgerät PCV: Technische Daten. Göttingen.
- MAHR GMBH (2007). Marsurf XC 2/ XC 20 -Marwin: PC-basierte stationäre Konturmessplätze. Göttingen.
- MAHR GMBH (2017). MarSurf XCR 20 Rauheits- und Konturenmessplatz: Rauheits- und Konturenmessung an einem Messplatz mit MarSurf XCR 20. (Besucht am 21. 02. 2017).
- MERKLEIN, M., MESCHUT, G., MÜLLER, M., HÖRHOLD, R. (2014). Basic Investigations of Non-Pre-Punched Joining by Forming of Aluminium Alloy and High Strength Steel with Shear-Clinching Technology. In: *Key Engineering Materials* **611-612**, 1413–1420. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.611-612.1413.

- MEYER, F. (2003). Kleben. In: *Fügetechnik*. Hrsg. von MATTHES, K.-J., RIEDEL, F. München und Wien: Fachbuchverlag Leipzig im Carl Hanser Verlag, 185–239. ISBN: 3-446-22133-6.
- MORI, K.-i., BAY, N., FRATINI, L., MICARI, F., TEKKAYA, A. E. (2013). Joining by plastic deformation. In: *CIRP Annals* **62.2**, 673–694. DOI: 10.1016/j.cirp.2013.05.004.
- MÜHL, T. (2014). Einführung in die elektrische Messtechnik: Grundlagen, Messverfahren, Anwendungen. Wiesbaden: Springer-Vieweg. ISBN: 978-3-8348-0899-8.
- MÜLLER, M., HÖRHOLD, R., MERKLEIN, M., MESCHUT, G. (2014). Analysis of material behaviour in experimental and simulative setup of joining by forming of aluminium alloy and high strength steel with shear-clinching technology. In: *Advanced Materials Research* **966-967**, 549–556. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.966-967.549.
- MUTSCHLER, J. (1994). Über die Sicherung der Erzeugnisqualität in der Durchsetzfügetechnik insbesondere bei Einsatz flexibler Fertigungseinrichtungen. Dissertation. Hamburg: Technische Universität Hamburg-Harburg.
- NEUGEBAUER, R., KRAUS, C., DIETRICH, S. (2008). Advances in mechanical joining of magnesium. In: *CIRP Annals* **57.1**, 283–286. DOI: 10.1016/j.cirp.2008.03.025.
- NOACK, M. (1982). Technologische Untersuchungen zum Perforieren von Metallband mittels rotierender Werkzeuge. Dissertation. Magdeburg: Technische Hochschule Otto von Guericke.
- NOTHHAFT, K. (2014). Scherschneiden höchstfester Blechwerkstoffe im offenen Schnitt. Dissertation. München: Technische Universität München.
- O. V. (1996). Rotierende Stempel und Matrizen. In: *Blech Rohre Profile* **43.7-8**, 382–383.
- OEHLER, G., KAISER, F. (1993). Schnitt-, Stanz- und Ziehwerkzeuge. Berlin u. a.: Springer-Verlag. ISBN: 978-3-642-97499-1.
- OSTERMANN, F. (2014). Anwendungstechnologie Aluminium. Berlin, Heidelberg: Springer-Vieweg. ISBN: 978-3-662-43806-0.
- OUDJENE, M., BEN-AYED, L. (2008). On the parametrical study of clinch joining of metallic sheets using the Taguchi method. In: *Engineering Structures* **30.6**, 1782–1788. DOI: 10.1016/j.engstruct.2007.10.017.
- OUDJENE, M., BEN-AYED, L., BATOZ, J.-L. (2007). Geometrical Optimization Of Clinch Forming Process Using The Response Surface Method. In: *AIP Conference Proceedings* **908**, 531–536. DOI: 10.1063/1.2740865.
- OUDJENE, M., BEN-AYED, L., DELAMÉZIÈRE, A., BATOZ, J.-L. (2009). Shape optimization of clinching tools using the response surface methodology with Moving Least-Square approximation. In: *Journal of Materials Processing Technology* **209.1**, 289–296. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2008.02.030.
- PAULA, A. A. de, AGUILAR, M. T. P., PERTENCE, A. E. M., CETLIN, P. R. (2007). Finite element simulations of the clinch joining of metallic sheets. In: *Journal of Materials Processing Technology* **182.1-3**, 352–357. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2006.08.014.
- PÖHLANDT, K. (1984). Vergleichende Betrachtung der Verfahren zur Prüfung der plastischen Eigenschaften metallischer Werkstoffe. Berlin und Heidelberg: Springer-Verlag GmbH. ISBN: 978-3-540-13578-4.

- RICHTER, A. (1997). Möglichkeiten und Grenzen der Prozeßüberwachung zur Qualitätssicherung beim Fügen durch Umformen. Dissertation. Hamburg: Technische Universität Hamburg-Harburg.
- RIEDEL, F. (2003). Fügen im Überblick. In: *Fügetechnik*. Hrsg. von MATTHES, K.-J., RIEDEL, F. München und Wien: Fachbuchverlag Leipzig im Carl Hanser Verlag, 13–93. ISBN: 3-446-22133-6.
- RIEDEL, F., TODTERMUSCHKE, M. (2003). Fügen durch Umformen. In: *Fügetechnik*. Hrsg. von MATTHES, K.-J., RIEDEL, F. München und Wien: Fachbuchverlag Leipzig im Carl Hanser Verlag, 240–308. ISBN: 3-446-22133-6.
- RILL, D. G. (2015). Clinchen von Stahl- und Aluminiumfeinblechen mit rotierenden Werkzeugen. Dissertation. München: Technische Universität München.
- RILL, D., WEISS, M., HOFFMANN, H., VOLK, W. (2014). Simulation Assisted Analysis of Material Flow in Roller Clinched Joints. In: *Advanced Materials Research* 966-967. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.966-967.628.
- ROHDE, A., GIESEKE, D., HAHN, O. (2004). Verfahren zur Herstellung von Proben und Probenspannvorrichtung. DE 195 22 247 B4.
- ROMANOWSKI, W. P. (1959). Handbuch der Stanzereitechnik. Berlin: VEB Verlag Technik.
- WU-RONG, W., CHANG-WEI, H., ZHONG-HUA, Z., XI-CHENG, W. (2011). The limit drawing ratio and formability prediction of advanced high strength dual-phase steels. In: *Materials and Design* **32**.6, 3320–3327. DOI: 10.1016/j.matdes.2011.02.021.
- RONNIGER, C. (2014). Design of Experiment & Statistics: Edition 12.1.
- ROUX, E., BOUCHARD, P.-O. (2013). Kriging metamodel global optimization of clinching joining processes accounting for ductile damage. In: *Journal of Materials Processing Technology* **213**.7, 1038–1047. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2013.01.018.
- RUGE, J., WOHLFAHRT, H. (2013). Technologie der Werkstoffe: Herstellung, Verarbeitung, Einsatz. Wiesbaden: Springer-Vieweg. ISBN: 978-3-658-01880-1.
- SABERI, S., ENZINGER, N., VALLANT, R., CERJAK, H., HINTERDORFER, J., RAUCH, R. (2008). Influence of plastic anisotropy on the mechanical behavior of clinched joint of different coated thin steel sheets. In: *International Journal of Material Forming* **1**.Suppl 1, 273–276. DOI: 10.1007/s12289-008-0349-9.
- SADOWSKI, T., BALAWENDER, T., GOLEWSKI, P. (2015). Technological Aspects of Manufacturing and Numerical Modelling of Clinch-Adhesive Joints. In: *Technological Aspects of Manufacturing and Numerical Modelling of Clinch-Adhesive Joints*. Cham: Springer, 1–59. ISBN: 978-3-319-14901-1. DOI: 10.1007/978-3-319-14902-8_1.
- SAYLER, S. (2011). Universelle Manipulationsstrategien für die industrielle Montage. Karlsruhe: KIT Scientific Publishing. ISBN: 978-3-86644-662-5.
- SCHMIDT, R.-A. (2007). Umformen und Feinschneiden: Handbuch für Verfahren, Stahlwerkstoffe, Teilegestaltung. München und Wien: Carl Hanser Verlag. ISBN: 978-3-446-40964-4.
- SCHMIDT, T. (2004). Verbesserung der Schnittfläche durch Anpassung der Stempelgeometrie an die Kinematik des Rotationsschneidens. München: Hieronymus. ISBN: 3-89791-343-7.

- SCHMOECKEL, D., LIEBING, H., BALBACH, R., WERLE, T., GEIGER, M. (1990). Schneiden. In: *Blechbearbeitung*. Hrsg. von LANGE, K. Berlin und Heidelberg: Springer-Verlag GmbH, 110–242. ISBN: 978-3-662-10687-7.
- SCHMÜTSCH, H.-H. (1990). Einflußgrößen auf das Schneidergebnis beim Scherschneiden von Feiblechen. Düsseldorf: VDI-Verlag GmbH. ISBN: 3-18-149602-2.
- SCHOTT, H.-K. (1974). Plastische Verformung und Stabilität beim hydraulischen Tiefungsversuch. Dissertation. Braunschweig: Technische Universität Carolo-Wilhelmina.
- SCHRAFT, R. D., SCHMID, S., BRECKWEG, A. (2003). Clinching with a superimposed movement - a method for force reduced joining. In: *Assembly Automation* **23.2**, 144–146. DOI: 10.1108/01445150310471374.
- SCHULER GMBH GÖPPINGEN (1996). Handbuch der Umformtechnik. Berlin und Heidelberg: Springer-Verlag GmbH. ISBN: 978-3-662-07704-7.
- SCHWEITZER, M. (1997). Rotationsschneiden und -umformen. Frankfurt am Main.
- SCHWEITZER, M. (2001). Prozessspezifische Merkmale des Rotationsschneidens. München: Hieronymus. ISBN: 3-89791-214-7.
- SCHWEITZER, M., HOFFMANN, H. (2001). Ermittlung von Prozessparametern beim Rotationsschneiden. Frankfurt am Main.
- SHEN, G., LEE, C. J., LEE, J.-M., KANG, G. S., PARK, J. H., KIM, B.-M., KO, D. C. (2016). Prediction of Failure Mode in Hole Clinching of Al Alloy and Advanced High-Strength Steel. In: *Key Engineering Materials* **716**, 481–486. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.716.481.
- SPREITZER, E. (2012). Durchsetzfügevorrichtung zum kraft- und formschlüssigen Durchsetzfügen von mindestens zwei Blechlagen und ein Verfahren zum kraft- und formschlüssigen Durchsetzfügeverbinden. DE 10 2006 048 645 B4.
- ŠRAJBR, C., DILGER, K., DEHAAN, S., LAMMEL, C., DILLENZ, A. (2011). Zerstörungsfreie Prüfung von Fügeverbindungen mit Induktions-Puls-Phasen-Thermografie: Vortrag 10. In: *DGZfP Thermographie-Kolloquium*.
- STEINEL NORMALIEN AG (2017). Federelemente.
- STM STAHL VERTRIEBS GMBH (2015). STM HWS-premium: Produktinformation.
- SWIFT, H. W. (1952). Plastic instability under plane stress. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* **1.1**, 1–18. DOI: 10.1016/0022-5096(52)90002-1.
- TAN, Y., HAHN, O., DU, F. (2005). Process Monitoring Method with Window Technique for Clinch Joining. In: *ISIJ International* **45.5**, 723–729. DOI: 10.2355/isijinternational.45.723.
- THIES, L. (1898). Blechverbindung. DE 98517.
- THOMAS, S. (2001). Konstitutive Gleichungen und numerische Verfahren zur Beschreibung von Verformung und Schädigung. Dissertation. Darmstadt: Technische Universität Darmstadt.
- THYSSENKRUPP STEEL EUROPE AG (2013). Tiefziehstähle DD, DC und DX: Für Bauteile höchster Umformkomplexität. Duisburg.
- TIMMERBEIL, F. W. (1957). Untersuchung des Schneidvorganges bei Blech, insbesondere beim geschlossenen Schnitt. Dissertation. Hannover: Technische Hochschule Hannover.

- TOX PRESSOTECHNIK GMBH & Co. KG (2012a). TOX-Prüfbericht Nr. T 1281035.00D. Weingarten.
- TOX PRESSOTECHNIK GMBH & Co. KG (2012b). TOX-Prüfbericht Nr. T 1281035.05D. Weingarten.
- TOX PRESSOTECHNIK GMBH & Co. KG (2015). TOX-Prüfbericht Nr. T 1583035.00D. Weingarten.
- TOX PRESSOTECHNIK GMBH & Co. KG (2016). Die TOX-Clinch-Technologie im Überblick: Typenblatt 80.100. Weingarten.
- TRÄNKLER, H.-R., FISCHERAUER, G. (2014). Das Ingenieurwissen: Messtechnik. Berlin und Heidelberg: Springer-Vieweg. ISBN: 978-3-662-44029-2.
- TREMEL, J., HACKERT, J., THOMS, V., FRANKE, J. (2012). Rotational Cutting of Lamination Sheets for Electrical Machines. In: *2nd International Electric Drives Production Conference*. Nürnberg, 1–4. DOI: 10.1109/EDPC.2012.6425095.
- TSCHÄTSCH, H. (2003). Praxis der Umformtechnik: Arbeitsverfahren, Maschinen, Werkzeuge. Wiesbaden: Springer-Vieweg. ISBN: 978-3-663-11134-4.
- VARIS, J. (2000). A novel procedure for establishing clinching parameters for high strength steel sheet. Lappeenranta: Lappeenranta Teknillinen Korkeakoulu. ISBN: 951-764-490-6.
- VARIS, J. (2003). The suitability of clinching as a joining method for high-strength structural steel. In: *Journal of Materials Processing Technology* **132**.1-3, 242–249. DOI: 10.1016/S0924-0136(02)00933-0.
- VARIS, J. (2006). Ensuring the integrity in clinching process. In: *Journal of Materials Processing Technology* **174**.1-3, 277–285. DOI: 10.1016/j.jmatprotec.2006.02.001.
- VOESTALPINE STAHL GMBH (2012). Kaltgewalztes Stahlband: Technische Lieferbedingungen. Linz (Österreich).
- VOLK, W., HOFFMANN, H., RILL, D. (2012). Rundpunkt-Clinchen mit rotierenden Werkzeugen. In: *Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb* **107**.7-8, 537–540. DOI: 10.3139/104.110804.
- VOLMER, J. (1978). Getriebetechnik: Leitfaden. Braunschweig: Friedr. Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft mbH. ISBN: 978-3-528-04096-3.
- WAGNER, M. (2017). Lineare und nichtlineare FEM: Eine Einführung mit Anwendungen in der Umformsimulation mit LS-DYNA. Wiesbaden: Springer-Vieweg. ISBN: 978-3-658-17865-9.
- WALTER ECKOLD GMBH & Co. KG (1983). Vorrichtung zum nietartigen Verbinden von Blechen. DE 081 31 528 U1.
- WAS WORLDWIDE ANALYTICAL SYSTEMS AG (2009). Foundry-Master: Handbuch. Uedem.
- WEISS, M., VOLK, W. (2015). Influence of Kinematics During Roller Clinching on Joint Properties. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering* **137**.5, 051016.1–051016.9. DOI: 10.1115/1.4030671.
- WEN, T., HUANG, Q., LIU, Q., OU, W.-X., ZHANG, S. (2016). Joining different metallic sheets without protrusion by flat hole clinching process. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **85**.1-4, 217–225. DOI: 10.1007/s00170-015-7936-y.

- WEN, T., WANG, H., YANG, C., LIU, L. T. (2014). On a reshaping method of clinched joints to reduce the protrusion height. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **71.9-12**, 1709–1715. DOI: 10.1007/s00170-014-5612-2.
- WILHELM, H. (1969). Untersuchungen über den Zusammenhang zwischen Vickershärte und Vergleichsformänderung bei Kaltumformvorgängen. Stuttgart: Giradet.
- WITTEL, H., MUHS, D., JANNASCH, D., VOSSIEK, J. (2015). Roloff/Matek Maschinenelemente: Normung, Berechnung, Gestaltung. Wiesbaden: Springer-Vieweg. ISBN: 978-3-658-09081-4.
- WOERNLE, C. (2011). Mehrkörpersysteme: Eine Einführung in die Kinematik und Dynamik von Systemen starrer Körper. Berlin und Heidelberg: Springer-Verlag. ISBN: 978-3-642-15981-7.
- WRIGGERS, P. (2001). Nichtlineare Finite-Element-Methoden. Berlin und Heidelberg: Springer-Verlag GmbH. ISBN: 978-3-540-67747-5.
- WRIGGERS, P., NACKENHORST, U., BEUERMANN, S., SPIESS, H., LÖHNERT, S. (2006). Technische Mechanik kompakt: Starrkörperstatik, Elastostatik, Kinetik. Wiesbaden: B. G. Teubner Verlag und GWV Fachverlage GmbH. ISBN: 978-3-8351-0087-9.
- WUNDERLICH, W. (1947). Höhere Radlinien. In: *Österreichisches Ingenieur-Archiv* **1.4-5**, 277–296.
- WYGODSKI, M. J. (1973). Höhere Mathematik griffbereit: Definitionen, Theoreme, Beispiele. Braunschweig: Friedr. Vieweg + Sohn Verlag. ISBN: 978-3-528-08309-0.
- XU, F., ZHAO, S. D. (2014). Predicting the shear strength of round clinched joint. In: *Indian Journal of Engineering & Materials Sciences* **21.5**, 510–518.
- ZANG, Y., MU, L., WU, D.-p., QIN, Q., GAO, Z.-y. (2013). Numerical simulation of metal sheet rotary blanking and die parameters. In: *Journal of University of Science and Technology Beijing* **35.10**, 1360–1367.
- ZEIDLER, E. (2003). Geometrie. In: *Teubner-Taschenbuch der Mathematik*. Hrsg. von ZEIDLER, E. Wiesbaden: Springer Fachmedien, 757–913. ISBN: 978-3-322-96782-4.
- ZWICK GMBH & Co.KG (2009). Sheet Metal Testing Mach: Betriebsanleitung. Ulm.
- ZWICK GMBH & Co.KG (2014a). Kalibrierschein Blechhaltekraft, Kraft Nr.: 221790-FC. Ulm.
- ZWICK GMBH & Co.KG (2014b). Kalibrierschein Bulge Messung 600bar. Ulm.
- ZWICK GMBH & Co.KG (2014c). Kalibrierschein Tiefungskraft, Kraft Nr.: 221791-FD. Ulm.
- ZWICK GMBH & Co.KG (2014d). Kalibrierschein, Tiefungsweg Nr.: 221792-SD. Ulm.
- ZWICK GMBH & Co.KG (2015a). Kalibrierschein, Kraft Nr.: 815577. Ulm.
- ZWICK GMBH & Co.KG (2015b). Kalibrierschein, Kraft Nr.: 82084. Ulm.
- ZWICK GMBH & Co.KG (2015c). Kalibrierschein, Länge Nr.: 76909. Ulm.
- ZWICK GMBH & Co.KG (2015d). Kalibrierschein, Länge Nr.: 805483 und 805483_1. Ulm.
- ZWICK GMBH & Co.KG (2015e). Kalibrierschein, Länge Nr.: 805484. Ulm.

D Normenverzeichnis

DIN 50125 (2016-12). Prüfung metallischer Werkstoffe - Zugproben.

DIN 6930-2 (2011-10). Stanzteile aus Stahl - Teil 2: Allgmeintoleranzen.

DIN 8580 (2003-09). Fertigungsverfahren: Begriffe, Einteilung.

DIN 8588 (2013-08). Fertigungsverfahren Zerteilen - Einordnung, Unterteilung, Begriffe.

DIN 8593-0 (2003-09). Fertigungsverfahren Fügen - Teil 0: Allgemeines - Einordnung, Unterteilung, Begriffe.

DIN 8593-5 (2003-09). Fertigungsverfahren Fügen - Teil 5: Fügen durch Umformen - Einordnung, Unterteilung, Begriffe.

DIN 9869-2 (1969-11). Begriffe für Werkzeuge der Stanztechnik: Schneidwerkzeuge.

DIN 9870-2 (1972-10). Begriffe der Stanztechnik: Fertigungsverfahren und Werkzeuge zum Zerteilen.

DIN EN 10049 (2014-03). Messung des arithmetischen Mittenrauwertes Ra und der Spitzenzahl R_{Pc} an metallischen Flacherzeugnissen.

DIN EN 10130 (2007-02). Kaltgewalzte Flacherzeugnisse aus weichen Stählen zum Kaltumformen- Technische Lieferbedingungen.

DIN EN 10130 BERICHTIGUNG 1 (2007-04). Kaltgewalzte Flacherzeugnisse aus weichen Stählen zum Kaltumformen - Technische Lieferbedingungen.

DIN EN 10338 (2015-10). Warmgewalzte und kaltgewalzte Flacherzeugnisse ohne Überzug aus Mehrphasenstählen zum Kaltumformen - Technische Lieferbedingungen.

DIN EN 485-2 (2016-10). Aluminium und Aluminiumlegierungen - Bänder, Bleche und Platten - Teil 2: Mechanische Eigenschaften.

DIN EN 573-3 (2013-12). Aluminium und Aluminiumlegierungen - Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeug - Teil 3: Chemische Zusammensetzung und Erzeugnisformen.

DIN EN ISO 10113 (2014-08). Metallische Werkstoffe - Blech und Band - Bestimmung der senkrechten Anisotropie.

DIN EN ISO 10275 (2014-08). Metallische Werkstoffe - Blech und Band - Bestimmung des Verfestigungsexponenten im Zugversuch.

DIN EN ISO 10360-2 (2010-06). Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Annahmeprüfung und Bestätigungsprüfung für Koordinatenmessgeräte (KMG) - Teil 2: KMG angewendet für Längenmessungen.

DIN EN ISO 10360-5 (2011-01). Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Annahmeprüfung und Bestätigungsprüfung für Koordinatenmessgeräte (KMG) - Teil 5: Prüfung der Antastabweichungen von KMG mit berührendem Messkopfsystem.

DIN EN ISO 14270 (2016-11). Widerstandsschweißen - Zerstörende Prüfung von Schweißverbindungen - Probenmaße und Verfahren für die mechanisierte Schälprüfung an Widerstandspunkt-, Rollennaht- und Buckelschweißungen mit geprägten Buckeln.

DIN EN ISO 14272 (2016-11). Widerstandsschweißen - Zerstörende Prüfung von Schweißverbindungen - Probenmaße und Verfahren für die Kopfzugprüfung an Widerstandspunkt und Buckelschweißungen mit geprägten Buckeln.

- DIN EN ISO 14273 (2016-11). Widerstandsschweißen – Zerstörende Prüfung von Schweißverbindungen – Probenmaße und Verfahren für die Scherzugprüfung an Widerstandspunkt-, Rollennaht- und Buckelschweißungen mit geprägten Buckeln.
- DIN EN ISO 16808 (2014-11). Metallische Werkstoffe - Blech und Band - Bestimmung der biaxialen Spannung/Dehnung-Kurve durch einen hydraulischen Tiefungsversuch mit optischen Messsystemen.
- DIN EN ISO 3274 (1998-04). Geometrische Produktspezifikationen (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren - Nenneigenschaften von Tastschnittgeräten.
- DIN EN ISO 6507-1 (2016-08). Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Vickers - Teil 1: Prüfverfahren.
- DIN EN ISO 6892-1 (2017-02). Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur.
- DIN EN ISO 7500-1 (2016-05). Metallische Werkstoffe - Kalibrierung und Überprüfung von statischen einachsigen Prüfmaschinen - Teil 1: Zug- und Druckprüfmaschinen - Kalibrierung und Überprüfung der Kraftmesseinrichtung.
- DIN EN ISO 9513 (2013-05). Metallische Werkstoffe - Kalibrierung von Längenänderungsmesseinrichtungen für die Prüfung mit einachsiger Beanspruchung.
- DVS/EFB 3420 (2002-08). Clinchen: Überblick.
- DVS/EFB 3420-2 (2008-03). Clinchen: Sonderverfahren.
- DVS/EFB 3470 (2006-10). Mechanisches Fügen - Konstruktion und Auslegung: Grundlagen/Überblick.
- DVS/EFB 3480-1 (2007-12). Prüfung von Verbindungseigenschaften: Prüfung der Eigenschaften mechanisch und kombiniert mittels Kleben gefertigter Verbindungen.
- SEP 1240:2006-07 (2006-07). Prüf- und Dokumentationsrichtlinie für die experimentelle Ermittlung mechanischer Kennwerte von Feinblech aus Stahl für die CAE-Berechnung.
- VDI 2906-1 (1994-05). Schnittflächenqualität beim Schneiden, Beschneiden und Lochen von Werkstücken aus Metall: Allgemeines, Kenngrößen, Werkstoffe.
- VDI 2906-2 (1994-05). Schnittflächenqualität beim Schneiden, Beschneiden und Lochen von Werkstücken aus Metall: Scherschneiden.
- VDI 3368 (1982-05). Schneidspalt-, Schneidstempel- und Schneidplattenmaße für Schneidwerkzeuge der Stanztechnik.
- VDI 3633 (2013-12). Simulation von Logistik-, Materialfluss- und Produktionssystemen: Begriffe.
- VDI 3633-8 (2007-04). Simulation von Logistik-, Materialfluss- und Produktionssystemen: Maschinennahe Simulation.

E Studentische Arbeiten

Im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen entstanden nachfolgende studentische Arbeiten. Die Bearbeitung, Auswertung, Interpretation und Darstellung der jeweiligen Ergebnisse erfolgte unter wissenschaftlicher Anleitung des Autors. Die daraus resultierenden Diskussionen und Erkenntnisse unterstützten das Gelingen der vorliegenden Arbeit.

BÖLD, F. (2015). Entwicklung einer Auswertesystematik für die Bewertung von rotatorisch gefügten Clinchpunkten. Semesterarbeit.

BOTZ, M. (2014). Entwicklung und Inbetriebnahme eines Messsystems zur Bestimmung von Prozesskräften beim Fügen durch Rotationsclinchen. Masterarbeit.

FEUCHTGRUBER, M. (2016). Vorhersage der Versagensmechanismen von geclinchten Fügeverbindungen. Bachelorarbeit.

GRUBER, F. (2014). Entwicklung eines Messtechnikkonzeptes zur Bestimmung der Prozesskräfte beim Clinchen mit rotierender Werkzeugbewegung. Bachelorarbeit.

HACKER, M. (2017). Analyse und Optimierung des Fügens durch Rotationsclinchen in unterschiedlichen Größenordnungen. Masterarbeit.

LANDINGER, A. (2014). Parametrisierung eines Finite-Elemente-Modells zur Optimierung von rotatorisch geclinchten Fügeverbindungen. Bachelorarbeit.

PLISCHKE, B. (2016). Entwicklung eines Aufbaus zum zweidimensionalen Kalibrieren von Fügestempeln. Semesterarbeit.

QUITTERER, N. (2014). Untersuchung des Einflusses von Anlagen- und Werkzeugparametern beim Rotationsclinchen. Bachelorarbeit.

SCHABLITZKI, L. (2016). Optimierung der Prozesssimulation für das Rotationsclinchen mit Vorloch. Semesterarbeit.

SCHERZBERGER, M. (2014). Untersuchung des rotatorischen Clinchens mit Vorloch. Bachelorarbeit.

SCHERZBERGER, M. (2015). Analyse und Entwicklung von Methoden zur Ermittlung von Kopfzugfestigkeiten von Clinchverbindungen. Semesterarbeit.

SCHRAMMEL, B. (2015). Optimierung von rotatorisch gefügten Clinchpunkten - Gegenüberstellung von 2D- und 3D-Simulation. Semesterarbeit.

SEIVERT, T. (2014). Einsatzmöglichkeiten von rotierenden Werkzeugbewegungen bei umformenden Fertigungsverfahren. Semesterarbeit.

TORSTENSSON, J. (2015). Studying the Kinematic Influence of the Punch Geometry during Roller Clinching. Bachelorarbeit.

WEIS, M. (2014). Herstellung von Metall-Kunststoff-Verbunden durch Rotationsclinchen. Semesterarbeit.

F Anhang

F.1 Berechnung der Werkzeugelastizitäten

Zur Abbildung des elastischen Verhaltens des Werkzeugaufbaus müssen die Dehn-, Biege- und Torsionssteifigkeit berücksichtigt werden. Wird eine zweifach gelagerte, abgesetzte und symmetrische Welle einer Biegebeanspruchung ausgesetzt (Abbildung F.1), so ergibt sich die Durchbiegung f bei mittiger Lasteinleitung der Kraft F_{Nmax} zu (Wittel et al., 2015, S. 382-383)

$$f = \frac{6,79F_{Nmax}}{2E} \left(\frac{l_1^3}{d_1^4} + \frac{(l_1 + l_2)^3 - l_1^3}{d_2^4} + \frac{(l_1 + l_2 + l_3)^3 - (l_1 + l_2)^3}{d_3^4} \right) \quad (F.1)$$

wobei die einzelnen Wellenabschnitte die Längen l_1 , l_2 und l_3 sowie die Durchmesser d_1 , d_2 und d_3 besitzen. Für die Stahlwelle der Versuchsanlage mit einem E-Modul von $E = 210000 \text{ N/mm}^2$ (Wriggers et al., 2006, S. 151, 157) resultiert ohne Berücksichtigung eventueller versteifender Effekte des Werkzeugaufbaus die Durchbiegung $f = 0,0346 \text{ mm}$. Die beiden Wellen biegen sich somit insgesamt um $0,0692 \text{ mm}$ durch.

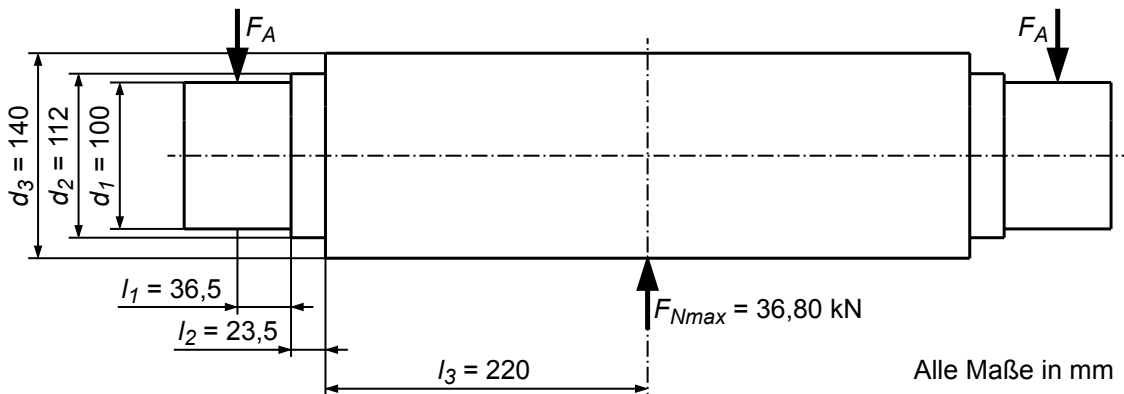


Abbildung F.1: Kenngrößen der Werkzeugwellen zur Berechnung der maximalen Wellendurchbiegung (Halbzeugkombination DC04-DC04)

Die mit Hilfe der FE-Simulation ermittelte Stauchung der Werkzeuge beträgt im unteren Umkehrpunkt $0,138 \text{ mm}$. Die gesamte Verformung entlang der Stempelachse, d. h. Wellendurchbiegung und Werkzeugstauchung, beträgt im Experiment zu diesem Zeitpunkt $0,220 \text{ mm}$. Daraus folgt eine Stauchung des stempel- und matrizenseitigen Werkzeugaufbaus um $0,0128 \text{ mm}$.

Nach Dresig und Holzweißig, (2016, S. 30) kann für eine zylindrische Welle die Torsionsfederkonstante c_{Ti} anhand Gleichung F.2 berechnet werden.

$$c_{Ti} = \frac{\pi G d_i^4}{32 l_i} \quad (F.2)$$

Da die vorliegende Welle aus mehreren Wellenabschnitten besteht, ergibt sich die gesamte Torsionsfederkonstante durch (Dresig und Holzweißig, 2016, S. 30)

$$\frac{1}{c_T} = \sum_i \frac{1}{c_{Ti}}. \quad (\text{F.3})$$

Der Schubmodul G beträgt dabei für Stahl 81000 N/mm^2 (Wriggers et al., 2006, S. 149, 157). Daraus ergibt sich $c_T = 3,66 \times 10^9 \text{ Nmm}$.

F.2 Regressionsanalyse im Rahmen der Anpassung der Stempelgeometrie

Zur Erstellung eines Modells aus den vorhandenen Daten wird eine Regressionsanalyse durchgeführt. Als Ausgangspunkt für die jeweilige Zielgröße $Z \in [n_0, n_{180}, u_0, u_{180}]$ dient ein quadratisches Modell mit zweifachen Wechselwirkungen (Gleichung F.4).

$$\begin{aligned} Z = & C_K + K_1 \cdot \beta_{SF} + K_2 \cdot d_S + K_3 \cdot k_{SB} + K_4 \cdot r_{SK} + K_5 \cdot \beta_{SF}^2 + K_6 \cdot d_S^2 + K_7 \cdot k_{SB}^2 + K_8 \cdot r_{SK}^2 \\ & + K_9 \cdot \beta_{SF} \cdot d_S + K_{10} \cdot \beta_{SF} \cdot k_{SB} + K_{11} \cdot \beta_{SF} \cdot r_{SK} + K_{12} \cdot d_S \cdot k_{SB} + K_{13} \cdot d_S \cdot r_{SK} + K_{14} \cdot k_{SB} \cdot r_{SK} \end{aligned} \quad (\text{F.4})$$

Dabei werden die Parameter entsprechend der Koeffizienten $K_i, i \in [1, \dots, 14]$ gewichtet. C_K ist eine Modellkonstante. Durch ein schrittweises Verfahren, bei dem ausgehend von einem leeren Modell in jedem Schritt ein weiterer Term hinzugefügt oder entfernt wird, erfolgt die Bestimmung der Parameter K_i . Die Terme des Modells sind festgelegt, wenn diese p-Werte größer als 0,05 aufweisen. Letztere sind ein Maß für die Signifikanz der Wechselwirkung im Rahmen der Modellbildung. Die auftretenden Modellterme werden zusätzlich so gewählt, dass ein hierarchisches Modell entsteht.

Tabelle F.1: Bestimmtheitsmaße R^2 und adjustierte Bestimmtheitsmaße R_{adj}^2 der Regressionsmodelle

	n_0	n_{180}	u_0	u_{180}
R^2	0,987	0,992	0,74	0,877
R_{adj}^2	0,986	0,991	0,711	0,867

Die auf die Halsdicke bezogenen Kenngrößen werden durch den in Gleichung F.4 zugrunde gelegten Modellansatz sehr gut beschrieben (Tabelle F.1). Die Modelle zur Beschreibung der Hinterschnitte weisen eine geringere Güte auf. Letzteres ist darauf zurückzuführen, dass im untersuchten Parameterraum Clinchpunkte ohne Hinterschnitte auftraten. Da ein negativer Hinterschnitt keine Aussagekraft besitzt, wurden die Werte für u_0 und u_{180} in diesen Fällen gleich 0 gesetzt.

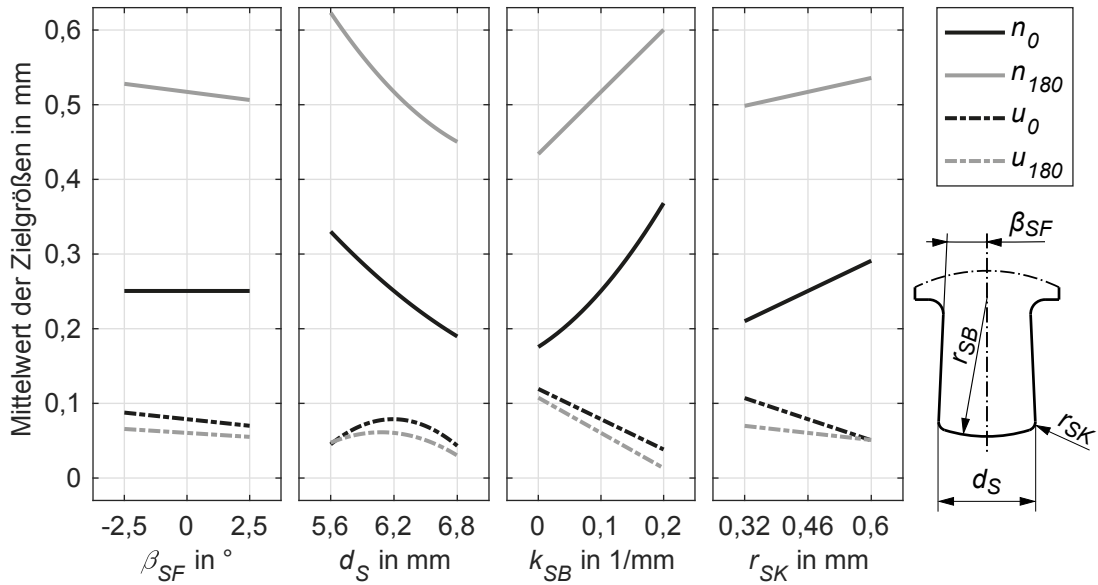


Abbildung F.2: Haupteffektdiagramme der Regressionsmodelle für n_0 , n_{180} , u_0 und u_{180} bei mittleren Stufeneinstellungen der Parameter β_{SF} , d_B , k_B und r_K

Tabelle F.2: In den Regressionsmodellen für die Halsdicken berücksichtigte Terme mit zugehörigen Koeffizienten und p-Werten

Term	n_0		n_{180}	
	Koeffizient	p-Wert	Koeffizient	p-Wert
C_K	1,697	-	3,669	-
β_{SF}	0,0000	-	-0,03996	0,0000
d_S	-0,4382	0,0000	-0,8740	0,0000
k_{SB}	1,204	0,0000	-2,252	0,0000
r_{SK}	0,4343	0,0000	0,1944	0,0000
$\beta_{SF} \cdot d_S$	0,0000	-	0,005451	0,0000
$\beta_{SF} \cdot k_{SB}$	0,0000	-	0,01835	0,006980
$\beta_{SF} \cdot r_{SK}$	0,0000	-	0,0000	-
$d_S \cdot k_{SB}$	0,0000	-	0,5427	0,0000
$d_S \cdot r_{SK}$	0,0000	-	0,0000	-
$k_{SB} \cdot r_{SK}$	-1,451	0,0000	-0,6083	0,0000
β_{SF}^2	0,0000	-	0,0000	-
d_B^2	0,02590	0,002230	0,05447	0,0000
k_{SB}^2	2,131	0,0000	0,0000	-
r_{SK}^2	0,0000	-	0,0000	-

Das Haupteffektdiagramm des Regressionsmodells (Abbildung F.2) zeigt für mittlere Stufeneinstellungen große Ähnlichkeiten zur Auswertung der Haupteffekte der Versuchsdaten (Abbildung 9.44) und bestätigt die hohe Güte des Modells. Die zugehörigen Koeffizienten der Terme sowie deren p-Werte sind in Tabelle F.2 für die Halsdicken und in Tabelle F.3 für die Hinterschnitte dargestellt.

Tabelle F.3: In den Regressionsmodellen für die Hinterschnitte berücksichtigte Terme mit zugehörigen Koeffizienten und p-Werten

Term	u_0		u_{180}	
	Koeffizient	p-Wert	Koeffizient	p-Wert
C_K	-3,680	-	-2,063	-
β_{SF}	0,04136	0,05880	-0,002120	0,01960
d_S	1,236	0,0000	0,7332	0,0000
k_{SB}	1,578	0,006680	-0,7425	0,0000
r_{SK}	-0,3412	0,0000	-0,1263	0,0000
$\beta_{SF} \cdot d_S$	-0,007240	0,04010	0,0000	-
$\beta_{SF} \cdot k_{SB}$	0,0000	-	0,0000	-
$\beta_{SF} \cdot r_{SK}$	0,0000	-	0,0000	-
$d_S \cdot k_{SB}$	-0,4232	0,0000	0,0000	-
$d_S \cdot r_{SK}$	0,0000	-	0,0000	-
$k_{SB} \cdot r_{SK}$	1,392	0,0000	0,5884	0,003470
β_{SF}^2	0,0000	-	0,0000	-
d_S^2	-0,09637	0,0000	-0,06029	0,0000
k_{SB}^2	0,0000	-	0,0000	-
r_{SK}^2	0,0000	-	0,0000	-

Dissertationen des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen, Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk

- 01 *Felix Zimmermann*
Generierung von maßgeschneiderten Bauteileigenschaften in
PHS-Bauteilen durch Anlassen mittels Flamme; 2014;
ISBN: 978-3-95884-007-2
- 02 *Christopher Joseph Thoma*
Simulationsgestützte Optimierung der Maßhaltigkeit in der
Prozesskette Druckguss; 2015; ISBN: 978-3-73699-009-8
- 03 *Joung Sik Suh*
Verbesserung der Kaltumformbarkeit von AZ31 Mg-Blech
durch Equal Channel Angular Pressing (ECAP); 2015;
Urn: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20151215-1271570-1-8>
- 04 *Robert Ramakrishnan*
3-D-Drucken mit einem anorganischen Formstoffsystem; 2016;
Urn: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20160129-1276474-1-5>
- 05 *Patrick Saal*
Quantitative Phasenanalyse von ausferritischem Gusseisen
mithilfe der Neutronendiffraktometrie; 2017;
Urn: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20170125-1304161-1-8>
- 06 *Peter Sachnik*
Methodik für gratfreie Schnittflächen beim Scherschneiden; 2017;
Urn: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20160406-1304184-1-8>
- 07 *Thomas Martin Kopp*
Einfluss der Werkzeugsteifigkeit auf Scherschneidprozess
und Werkzeugverschleiß beim offenen Schnitt; 2017;
Urn: <http://nbn-resolving.de/urn/resolver.pl?urn:nbn:de:bvb:91-diss-20170426-1327352-1-7>
- 08 *Simon Josef Maier*
Inline-Qualitätsprüfung im Presswerk durch intelligente
Nachfolgewerkzeuge; 2018; ISBN: 978-3-95884-004-1
- 09 *David Jocham*
Bestimmung der lokalen Einschnürung nach linearer und
nichtlinearer Umformhistorie sowie Ermittlung dehnungs-
und geschwindigkeitsabhängiger Materialkennwerte; 2018;
ISBN: 978-3-95884-012-6

- 10 *Christoph Kaiser*
Effiziente Produkt- und Prozessabsicherung für
gefaltete Karosseriebauteile durch ein metamodellbasiertes
Assistenzsystem; 2018; ISBN: 978-3-95884-018-8
- 11 *Daniel Marian Opritescu*
Risikominimale Überbrückung von Kapazitätsengpässen
im Presswerksverbund der Automobilindustrie; 2018;
ISBN: 978-3-95884-020-1
- 12 *Maria Anna Hiller*
Fügen durch Clinchen mit rotierender Werkzeugbewegung;
2019; ISBN: 978-3-95884-024-9

