Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen
der Technischen Universität München

In-situ Temperaturmessung beim Scherschneiden

Peter Michael Demmel

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: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Wolfgang A. Wall

Prüfer der Dissertation:

1. Univ.-Prof. (i.R.) Dr.-Ing. Hartmut Hoffmann
2. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. Dr. h.c. Fritz Klocke (Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen)
3. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk

Die Dissertation wurde am 14.01.2014 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 26.05.2014 angenommen.

Geleitwort

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

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

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

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

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

Hartmut Hoffmann

Vorwort und Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München.

Meinem Doktorvater Herrn Prof. (i.R.) Dr.-Ing. Hartmut Hoffmann, ehemaliger Ordinarius des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München, gilt mein besonderer Dank für seine außerordentliche persönliche und fachliche Förderung sowie das mir allzeit entgegengebrachte Vertrauen. Ebenso bedanke ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfram Volk, Ordinarius des Lehrstuhls für Umformtechnik und Gießereiwesen der Technischen Universität München, für seine Unterstützung und Wertschätzung. Weiterhin gilt mein Dank Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. Dr. h.c. Fritz Klocke, Inhaber des Lehrstuhls für Technologie der Fertigungsverfahren der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, für dessen Interesse an meiner Arbeit und die Tätigkeit als Gutachter. Herrn Prof. Dr.-Ing. Wolfgang A. Wall, Ordinarius des Lehrstuhls für Numerische Mechanik der Technischen Universität München, sei für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes gedankt.

Herrn Dr.-Ing. Roland Golle, der mir während meiner gesamten Lehrstuhlzeit als freundschaftlicher Diskussionspartner und Förderer zur Seite stand, bin ich zu großem Dank verpflichtet. Allen Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern sowie Studierenden des Lehrstuhls danke ich zudem für die wertvolle Unterstützung bei der Bearbeitung meiner Dissertation. Insbesondere seien hier Herr B.Eng. Andreas Pazureck und Herr M.Eng. Philipp Tröber für ihre langjährige, treue Unterstützung genannt. Ihre wertvollen Anmerkungen haben zum Gelingen dieser Arbeit entscheidend beigetragen.

Ganz besonderer Dank gebührt meiner Familie, die durch ihre Förderung, Geduld und den uneingeschränkten Rückhalt meinen Werdegang ermöglicht haben.

Königsdorf, im Mai 2014 Peter Demmel

Kurzfassung

Scherschneiden ist am häufigsten, in der blechverarbeitenden Fertigungstechnik anzutreffende, spanlose Trennverfahren. Die wirtschaftliche Fertigung hoher Stückzahlen bei gleichbleibender Bauteilqualität erfordert einen stabilen Scherschneidprozess. Dessen umfassendes Verständnis ist daher zur stetigen Verbesserung und Weiterentwicklung, aber auch zur Vermeidung ökonomischer Verluste unerlässlich. Es besteht demzufolge die Herausforderung, nicht nur die prozessrelevanten Größen des Scherschneidprozesses zu kennen, sondern auch deren konkrete Auswirkungen. Ein wichtiger Aspekt in diesem Kontext ist die in der Scherzone und den Werkzeugelementen auftretende Temperaturerhöhung während des Scherschneidvorganges, aufgrund der Dissipation eines großen Teiles der Schneidarbeit in der Verformungszone des Bleches. Die Temperaturerhöhung kann vielfältige Auswirkungen auf den Scherschneidprozess und folglich auch auf die Bauteilqualität haben.

Ziel dieser Forschungsarbeit war es, in Abhängigkeit prozessbestimmender Verfahrensparameter, den sich zeitlich verändernden Temperaturverlauf an der Schneidkante des Stempels während des Scherschneidvorganges zu messen. Hierzu wurde ein Messkonzept auf Basis eines Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes in einem Scherschneidwerkzeug entwickelt und realisiert. Hinsichtlich der zeitlichen und geometrischen Auflösung können damit instantan in einem Kontaktbereich zwischen Stempel und Blech von wenigen Quadratmikrometern Temperaturänderungen erfasst werden. In den Untersuchungen wurde neben dem Schneidspalt, der Schneidgeschwindigkeit und der Blechdicke des Stahlbleches auch der Schmierstoffeinsatz variiert. Die aufgezeichneten charakteristischen Temperaturverläufe bestätigten die Funktionsfähigkeit des Messsystems und ermöglichten erstmals die Ableitung und Analyse von Wirkzusammenhängen zwischen den Prozessparameter und der Temperaturentwicklung. Die neuen Erkenntnisse zur tatsächlich vorherrschenden Temperatur verbessern das Prozessverständnis und tragen zur ganzheitlichen Optimierung des Scherschneidens bei.

Abstract

Shear cutting is one of the most widely used manufacturing technologies in sheet metal processing. A capable shear cutting process is indispensable for the economic production of a high quantity of parts with adequate part quality. As a result, a comprehensive understanding of the process is essential to obtain a continuous improvement and further development as well as to avoid economic losses. Thus, the challenge in shear cutting is not only to know the parameters relevant to the process, but also their specific impact. An important issue in this context is the temperature rise occurring in the sheet metal and tool parts during the shear cutting process due to the dissipation of a large part of plastic work in the shearing zone. This temperature rise may have various impacts on the shear cutting process and consequently the part quality.

The objective of this research was to measure the dynamic temperature development at the cutting edge of the punch during shear cutting depending on various process parameters. A measuring system based on a tool-workpiece-thermocouple was developed and implemented in a shear cutting tool for recording the dynamic temperature development. Regarding the temporal and geometric resolution, this measuring system can instantaneously detect the temperature change at the contact area between the punch and sheet metal of just a few square micrometers. Experimental shear cutting investigations were carried out, varying the clearance, punch velocity, thickness of the steel sheet and lubricant application. The measured temperature development confirmed the functionality of the measuring system. Causal associations between the process parameters and the temperature development could be clearly derived and analyzed for the first time by evaluating the temperature profiles in combination with further process data. These scientific findings on the prevailing temperature enhance the understanding of the process and contribute to the overall optimization of shear cutting.

Inhaltsverzeichnis

1 Einleitung ... 1

2 Grundlagen und Stand der Kenntnisse ... 4

2.1 Scherschneiden ... 4

2.1.1 Ablauf des Scherschneidvorganges ... 7

2.1.2 Charakteristik schergeschnittener Oberflächen ... 10

2.1.3 Mechanik des Scherschneidvorganges ... 12

2.2 Temperaturmessung in der Fertigungstechnik ... 16

2.3 Temperaturentwicklung beim Scherschneiden ... 20

2.3.1 Metallphysikalische Mechanismen der Temperaturentwicklung ... 22

2.3.2 Stand der Wissenschaft ... 24

2.4 Forschungsbedarf ... 27

3 Zielsetzung und Aufgabenstellung ... 29

4 Versuchsanlagen und Messeinrichtungen ... 30

4.1 Versuchsanlagen ... 30

4.1.1 Feinschneidpresse ... 30

4.1.2 Walzwerk ... 30

4.2 Mess- und Prüfeinrichtungen ... 31

4.2.1 Zug-Druck-Prüfmaschine ... 31

4.2.2 Auflichtmikroskop ... 31

4.2.3 Funkenemissionsspektrometer ... 31

4.2.4 Mikrohärteprüfer ... 32

4.2.5 Profilmessplatz ... 32

4.2.6 Mikroohmmeter ... 32

5 Versuchswerkstoffe ... 33

5.1 Blechwerkstoff ... 33

5.1.1 Chemische und metallurgische Werkstoffcharakterisierung ... 33

5.1.2 Mechanische und thermische Werkstoffcharakterisierung 34
5.2 Stempelwerkstoff 36
5.3 Schmierstoff 37
6 Versuchsplan 38
7 Methodik und Messeinrichtungen zur Blitztemperaturmessung 39
7.1 Konzept der Blitztemperaturmessung 39
7.1.1 Auswahl eines Messkonzeptes 40
7.1.2 Messkonzept Werkzeug-Werkstück-Thermoelement 43
7.1.3 Umsetzung des Messkonzeptes 50
7.1.4 Messdatenverarbeitung 53
7.2 Kalibrierung des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes 56
7.2.1 Konzept der Kalibrierung 58
7.2.2 Aufbau der Kalibriervorrichtung 61
8 Versuchsbeschreibung und -durchführung 67
8.1 Kalibrierung 67
8.1.1 Überprüfung der Kalibriervorrichtung 67
8.1.2 Ermittlung der Kalibrierkurven 68
8.1.3 Signalaufbereitung und Erstellung der Kalibrierkurven 70
8.2 Scherschneidversuche 71
8.2.1 Prozessparameter 71
8.2.2 Durchführung der Scherschneidversuche 72
8.2.3 Auswertung der Schnittteile 74
8.2.4 Auswertung der Messdaten 75
8.3 Simulation des Scherschneidvorganges 76
9 Versuchsergebnisse 79
9.1 Kalibrierung des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes 79
9.1.1 Verifizierung der Kalibriervorrichtung 79

9.1.2 Thermoelektrische Charakterisierung der Versuchswerkstoffe 81

9.1.3 Kalibrierkurven und Messunsicherheit des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes 85

9.2 Charakteristik des Blitztemperaturverlaufes an der Schneidkante des Stempels 88

9.3 Reibinduzierte Temperaturerhöhung an der Schneidkante des Stempels .. 95

9.4 Einfluss der Prozessparameter auf die maximale Blitztemperatur 100

9.4.1 Einfluss des Schneidspaltes 101

9.4.2 Einfluss der Schneidgeschwindigkeit 102

9.4.3 Einfluss der Beölung 103

9.4.4 Wiederholbarkeit der Temperaturverläufe 104

9.5 Diskussion des Einflusses der Prozessparameter auf die maximale Blitztemperatur an der Schneidkante des Stempels 105

9.5.1 Wirkung des Schneidspaltes 106

9.5.2 Wirkung der Schneidgeschwindigkeit 120

9.5.3 Wirkung der Blechdicke 129

9.5.4 Wirkung der Beölung 131

10 Zusammenfassung und Ausblick 136

11 Abbildungsverzeichnis 140

12 Tabellenverzeichnis 147

13 Literaturverzeichnis 148

14 Normen und Richtlinien 180

15 Anhang 183

15.1 Exemplarische Berechnung zum elektrischen Ersatzschaltbild der Kontaktverhältnisse 183

15.2 Charakterisierung des Vorverstärkers mit integriertem Tiefpassfilter 185

15.3 Wirkung der Papierunterlage 187

15.4 Einfluss der plastischen Verformung auf die thermoelektrischen Eigenschaften der Blechwerkstoffe 188

15.5 Wichtige Kennwerte der Regressionsmodelle 192

15.6 Ergänzende Schnittflächenaufnahmen 193

Verzeichnis der Kurzzeichen

Zeichen	Einheit	Bedeutung
A	-	Verstärkungsfaktor
A_g	%	Gleichmaßdehnung
$A_{Scherzone}$	mm²	Fläche der Scherzone
b	mm	wahre Kontaktzone
b_E	mm	Kanteneinzugsbreite
b_G	mm	Schnittgratbreite
b_{RZ}	mm	beeinflusster Randbereich
c	-	Beiwert für die Abschätzung der Schneidarbeit
c_p	J/(kg·K)	spezifische Wärmekapazität
D	mm	Durchmesser
f	-	Scherfaktor
f_g	kHz	Grenzfrequenz
F_H	N	Horizontalkraft am Stempel
$F_{H'}$	N	Horizontalkraft an der Schneidplatte
F_{RH}	N	stempelseitige horizontale Reibkraft
$F_{RH'}$	N	schneidplattenseitige horizontale Reibkraft
F_{RV}	N	stempelseitige vertikale Reibkraft
$F_{RV'}$	N	schneidplattenseitige vertikale Reibkraft
F_S	N	Schneidkraft
$F_{S'}$	N	Reaktionskraft an der Schneidplatte
F_V	N	Vertikalkraft am Stempel
$F_{V'}$	N	Vertikalkraft an der Schneidplatte
$F_{S,max}$	N	maximale Schneidkraft
h_B	mm	Bruchflächenhöhe
h_E	mm	Kanteneinzugshöhe
h_G	mm	Schnittgrathöhe
h_S	mm	Glattschnitthöhe
HRC	-	Härte nach Rockwell Prüfverfahren
H_0	-	Werkstoffgrundhärte
H_1	-	Härte nach dem Schneiden
HV 0,1	-	Härte nach Vickers mit der Prüfkraft von 0,9807 N

L	$(W \cdot \Omega)/K^2$	Lorenz-Zahl
L_K	mm	Abstand der vertikalen Kräfte
l_S	mm	Schnittlinienlänge
M_A	Nm	inneres Moment am Stanzgitter
M_S	Nm	inneres Moment am Ausschnitt
n	-	Verfestigungsexponent
$\dot{Q}$	W	Wärmestrom
R_m	MPa	Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	MPa	Dehngrenze der nichtproportionalen Dehnung 0,2 %
RT	°C	Raumtemperatur
s	mm	Blechdicke
s_0	mm	Blechdicke im Ausgangszustand
s_A	mm	Blechdicke nach einem Walzvorgang
$s_{M,Th}$	µV	Standardabweichung des Mittelwertes
s_{Th}	µV	Standardabweichung
S	µV/°C	absoluter Seebeck-Koeffizient
T	°C; K	Temperatur
T_A	°C	Temperatur an den Kontaktstellen der Anschlussleitungen
T_{Mess}	°C	gemessene Temperatur an der Schneidkante
U_T	°C	erweiterte Messunsicherheit
U_{Th}	µV	Thermospannung
UT	-	unterer Umkehrpunkt
V	mm^3	Werkstoffvolumen
$V_{Scherzone}$	mm^3	Volumen der Scherzone
W_S	Nm	Schneidarbeit
z	mm	Schneidweg und allgemeine Ortskoordinate
z_g	mm	gesamter Schneidweg
α	°	Glattschnittwinkel
β	-	Faktor für die in Wärme dissipierende Schneidarbeit
ΔT	°C	Temperaturänderung
ε	eV	mittlere kinetische Energie der Leitungselektronen
κ	$1/(\Omega \cdot m)$	elektrische Leitfähigkeit
λ	$W/(m \cdot K)$	spezifische Wärmeleitfähigkeit

ρ	kg/mm^3	Dichte
φ	-	Umformgrad

1 Einleitung

Das Ziel eines jeden in der Norm DIN 8580 aufgeführten Fertigungsverfahrens ist darin zu sehen, Teile herzustellen, die den geforderten Spezifikationen genügen. Insbesondere in der spanlosen Fertigungstechnik kommt ergänzend der Anspruch hinzu, eine möglichst hohe Teileausbringung zu erzielen. Im Fokus steht somit immer die Wirtschaftlichkeit des Produktionsprozesses, allen voran die Kostenreduzierung. Neue Entwicklungen von Werkstückwerkstoffen und ein stetig wachsendes, komplexes Teilespektrum sind zwei der Herausforderungen des internationalen Wettbewerbes, die es erschweren, die zentralen Zielvorgaben zu erreichen. Eine fortwährende Verbesserung und Weiterentwicklung der bestehenden Fertigungstechnologien ist daher unabdingbar [FRIT 10][1].

Das Scherschneiden hat im Umfeld der spanlosen beziehungsweise umformenden Fertigungsverfahren in den letzten Jahrzehnten eine herausragende Bedeutung erlangt. Als Trennverfahren findet es bei nahezu jedem aus Blech hergestellten Bauteil im Laufe der Fertigungskette Verwendung. [SCHM 07, HELL 12][1] Aufgrund des hohen Anteiles dieses Fertigungsverfahrens in der blechverarbeitenden Industrie ist auch unter sich kontinuierlich verändernden Anforderungen eine Beherrschung der Technologie zwingend notwendig, um erhebliche ökonomische Verluste zu vermeiden [MEHL 70]. Auf Beobachtungen basierendes empirisches Wissen reicht daher für das Verständnis des Scherschneidprozess nicht aus [BROK 99]. Vielmehr ist eine wissenschaftliche, tiefgehende Untersuchung der physikalischen Zusammenhänge für das Prozessverständnis und die Prozessweiterentwicklung unabdingbar. Dies wurde bereits in den anfänglichen Entwicklungsstadien der Scherschneidtechnologie erkannt. Neben theoretischen Betrachtungen wurde bereits sehr früh die Notwendigkeit des Einsatzes messtechnischer Einrichtungen zur Prozessbewertung, beispielsweise der wirkenden Kräfte, erkannt [BACH 24, NARA 27, DOLZ 34].

Ein Themenkomplex, der seit den 60er-Jahren des letzten Jahrhunderts Gegenstand wissenschaftlicher Arbeiten ist, behandelt die beim Scherschneiden auftretenden Temperaturen in der verformten Zone des Werkstückwerkstoffes und den Werkzeug-

[1] Hinweis: Verweise auf Literaturstellen am Satzende vor einem Satzzeichen beziehen sich auf den direkt vorangegangenen Satz. Literaturverweise nach einem Satzzeichen beziehen sich hingegen auf mehrere zurückliegende Sätze respektive einen ganzen Absatz.

elementen. Das Interesse daran, diese Temperaturen zu kennen, ist groß, da sie vielfältige Auswirkungen auf den Trennprozess und folglich die Wirtschaftlichkeit haben. Neben dem Einfluss auf die Bauteilqualität können sich Temperaturänderungen negativ auf den Werkzeugverschleiß auswirken. Für die zunehmend eingesetzten virtuellen Hilfsmittel in der Produktionstechnik, beispielsweise die Finite-Elemente-Methode (FEM), stellt die Temperatur zudem eine wichtige Randbedingung bei der Modellierung dar. Aktuell besteht in der Forschung jedoch kein Konsens über die tatsächliche Höhe der Temperatur in der Verformungszone respektive den Werkzeugelementen während des Scherschneidvorganges. Die aus der Auswertung von Literaturstellen theoretischer als auch experimenteller Arbeiten aufgezeichnete Temperaturspanne erstreckt sich von 32°C bis hin zu Werten weit über 500°C (Abbildung 1.1).

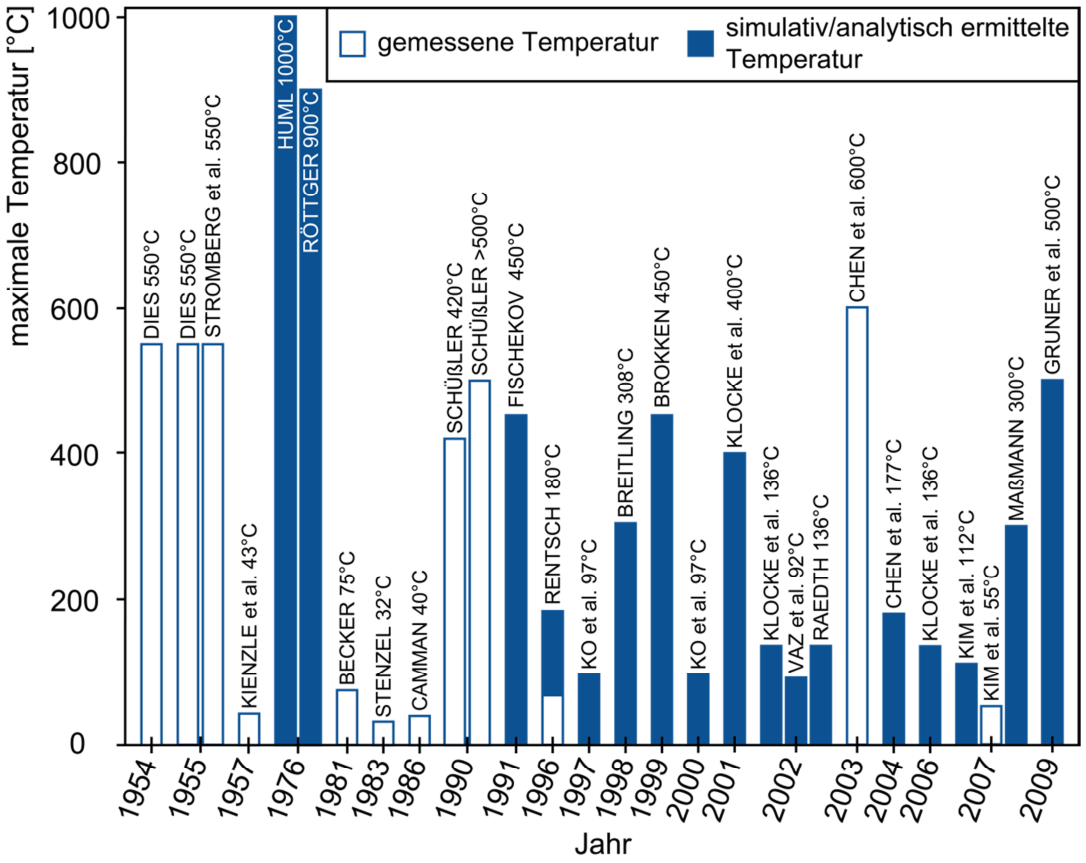


Abbildung 1.1: Zeitliche Einordnung von Arbeiten zur Temperaturentstehung beim Scherschneiden unter Angabe der ermittelten maximalen Temperatur

Mit der vorliegenden Arbeit wird daher das Ziel verfolgt, erstmals eine sowohl geometrisch als auch zeitlich definierte Temperatur während des Scherschneid-

prozesses aufzuzeichnen, um eine klare Aussage über die faktisch vorherrschende Temperatur treffen zu können. Über eine systematische Variation zentraler Prozessparameter sollen ergänzend Wirkzusammenhänge untersucht und dargelegt werden, die eine Bewertung der gemessenen Temperatur gestatten.

2 Grundlagen und Stand der Kenntnisse

2.1 Scherschneiden

Nach DIN 8580 kann das Fertigungsverfahren Scherschneiden der Hauptgruppe 3 „Trennen“ sowie deren Untergruppe 3.1 „Zerteilen“ zugeordnet werden. Es zählt somit zu den mechanischen Trennverfahren gemäß DIN 8588, bei denen der Werkstoffzusammenhalt ohne Entstehung eines formlosen Stoffes, beispielsweise von Spänen, aufgehoben wird. Weitere Verfahren dieser Untergruppe sind das Messerschneiden, Beißschneiden, Spalten, Reißen und Brechen, wobei das Scherschneiden die größte wirtschaftliche Bedeutung in der metallverarbeitenden Industrie hat. Das Scherschneiden ist in DIN 8588 als ein Zerteilen von Werkstücken zwischen zwei sich aneinander vorbei bewegenden Schneiden definiert. Im Folgenden wird nur das einhubige Scherschneiden betrachtet, bei dem der „Schnitt entlang der gesamten Schnittlinie in einem Hub erfolgt“, da diese Verfahrensvariante im Fokus vorliegender Arbeit steht. [DIN 8580, DIN 8588, FRIT 10, KLOC 06]

Anhand DIN 9870 Blatt 2 kann eine weitere Differenzierung hinsichtlich der Art der Schnittlinie vorgenommen werden. So kann zwischen Verfahren mit geschlossener und offener Schnittlinie unterschieden werden (Abbildung 2.1). Bei einem geschlossenen Schnitt weist die Schnittlinie eine in sich geschlossene Kontur auf. Die am häufigsten in der Praxis angewandten Varianten mit geschlossener Schnittlinie sind das Ausschneiden und Lochen. Das Ausschneiden wird zur Herstellung einer Außenform, das Lochen zur Herstellung einer Innenform am Bauteil in einem Arbeitsgang eingesetzt. Beim Ausschneiden eines Teiles bleibt ein Gitter, häufig als Stanzgitter bezeichnet, und beim Lochen ein entsprechend ausgeschnittenes Teil übrig, die in der Regel Abfall sind. Das Scherschneiden mit offener Schnittlinie ist hingegen dadurch gekennzeichnet, dass Anfang und Ende der Schnittlinie mit der Werkstoffbegrenzung übereinstimmen. Es wird häufig zum sogenannten Abschneiden angewandt, bei dem ein vollständiges Trennen eines Teiles, des Abschnittes, entlang einer offenen Schnittlinie erfolgt. Hier entsteht demnach kein Abfall. [DIN 9870-2, LANG 90]

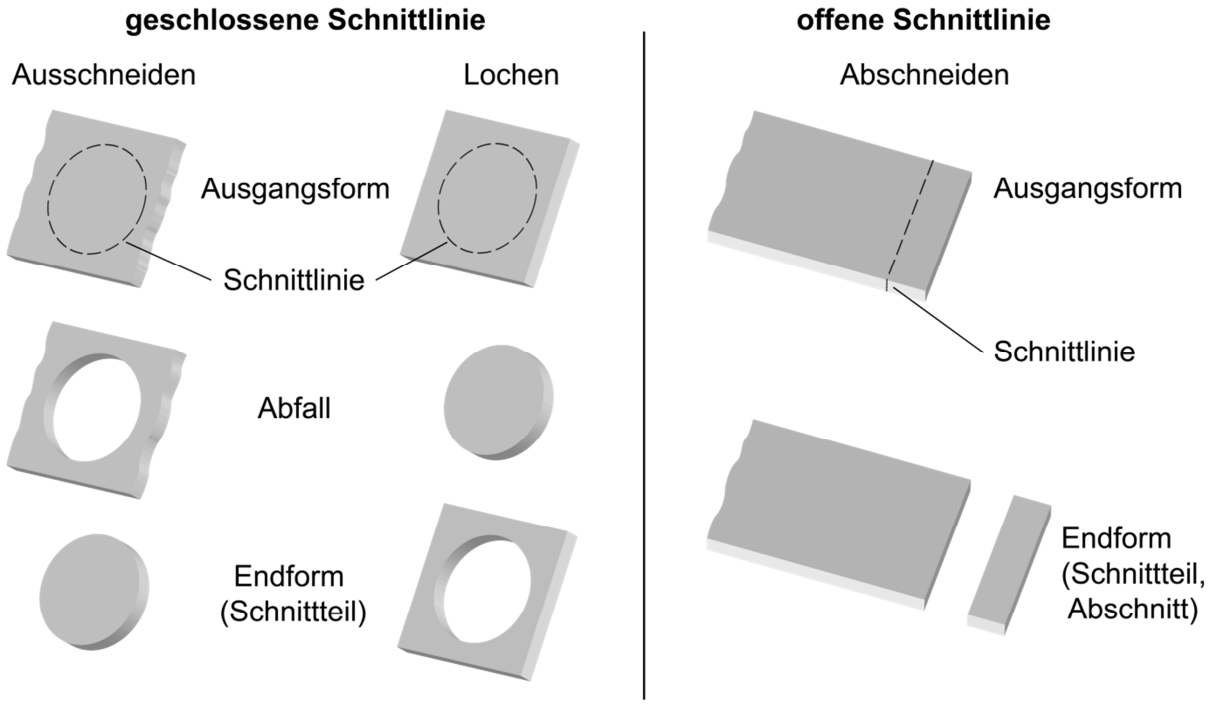


Abbildung 2.1: Herstellen von Teilen durch Ausschneiden, Lochen und Abschneiden, nach [DIN 9870-2, VDI 2906-2]

Für die Durchführung eines Scherschneidvorganges wird ein Werkzeug eingesetzt, das grundsätzlich aus zwei formgebenden Elementen, dem Schneidstempel und einer Schneidplatte, häufig auch als Matrize bezeichnet, besteht. Diese beiden Elemente weisen die für den Vorgang notwendigen Schneiden auf, die sich per Definition aneinander vorbeibewegen. Der Schneidstempel und die Schneidplatte werden häufig auch Werkzeugaktivelemente genannt, da sie im Wesentlichen den Ablauf des Schneidvorganges bestimmen. Für den prozesssicheren Betrieb wird optional ein Niederhalter eingesetzt, der das Halbzeug oder das Werkstück vor dem Beginn des eigentlichen Schneidvorganges gegen ein feststehendes Werkzeugteil drückt. Der Niederhalter verhindert ein unbeabsichtigtes Abheben des Blechwerkstoffes von der Matrizenstirnfläche und kann unter gewissen Voraussetzungen den Werkstoffffluss in den Schneidspalt reduzieren. Zudem wirkt er als Abstreifer beim Rückhub des Stempels sowie oftmals als Stempelführung und Positionierungseinheit. Das zu schneidende Blech wird in Form von Tafelblechen (Platinen), Streifen oder als Band (Coil) zwischen die Aktivelemente Stempel und Schneidplatte eingebracht. In Abbildung 2.2 ist der prinzipielle Werkzeugaufbau für einen geschlossenen Schnitt mit einem bereits in das Blech eingetauchten Schneidstempel dargestellt. Mit dem in Abbildung 2.2 schematisch illustrierten Schneidwerkzeug kann ein einhubiger Scherschneidvorgang realisiert werden.

Dieses Arbeitsprinzip wird in der blechverarbeitenden Industrie „Normalschneiden“, „konventionelles Scherschneiden“ oder ganz einfach „Scherschneiden“ genannt. [DIN 9869-2, SPUR 85, HOFF 91, SCHM 07, HÖRM 08]

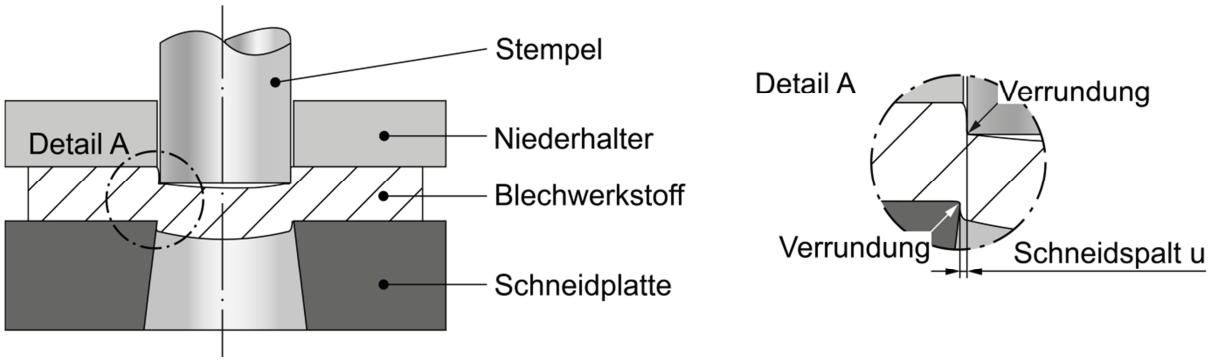


Abbildung 2.2: Scherschneiden im geschlossenen Schnitt, nach [DIN 9869-2, SCHM 07]

Die Detailansicht in Abbildung 2.2 verdeutlicht weitere zentrale geometrische Gestaltungsmerkmale von Schneidwerkzeugen. Der Schneidspalt entspricht dem Abstand zwischen den Schneidkanten des Schneidstempels und der Schneidplatte senkrecht zur Schneidenebene. Der Schneidspalt wird oft in Prozent, als eine auf die Blechdicke bezogene Größe, angegeben. Er beträgt in Abhängigkeit von dem zu schneidenden Werkstoff und dessen Blechdicke beim Normalschneiden circa 5 % bis 15 % der Blechdicke. Eine weitere geometrische Ausprägung ist die Beschaffenheit der Schneidkanten an Stempel und Schneidplatte. Diese sind im Allgemeinen scharf geschliffen oder mit einer gebrochenen Kante ausgeführt, wodurch eine Verrundung mit einem Radius von rund 15 µm eingestellt werden kann. Die Schneidkanten können in speziellen Anwendungsfällen mit einer größeren Verrundung oder einer Fase versehen werden, wobei die Schneidkantengeometrie an Stempel und Schneidplatte nicht identisch sein müssen. Wie der Detailansicht in Abbildung 2.2 zu entnehmen ist, sind der Schneidstempel und die Schneidplatte an deren Stirnseite eben geschliffen. Demzufolge setzen die Schneidkanten beim Anschneiden sofort vollkantig auf das Blech auf. Durch ein Anschrägen eines der beiden Schneidelemente wird ein sogenannter ziehender Schnitt realisiert. Auf diese Weise wird der Trennvorgang im Vergleich zum vollkantigen Schnitt zeitlich ausgedehnt, da die Schneide entlang der Schnittlinie allmählich in das Werkstück eindringt. Die maximal auftretende Schneidkraft kann somit wesentlich reduziert werden. Nachteilig an schräg geschliffenen Aktivelementen sind jedoch die Deformationen am Blechstreifen bei einem Schrägschliff der Matrize bzw. am ausgeschnittenen Teil bei einem

Anschliff des Stempels sowie eine Erhöhung der notwendigen Eintauchtiefe des Stempels in die Schneidplatte. Ein weiterer negativer Aspekt des Schrägschliffes sind zusätzliche Querkräfte, die ein seitliches Abdrängen des Stempels bewirken und vom Werkzeug aufgenommen werden müssen. [VDI 3368, HOFF 92, SCHU 96, HÖRM 08, HERO 03, ROMA 59, HELL 94, HOFF 12]

2.1.1 Ablauf des Scherschneidvorganges

Während eines Scherschneidvorganges werden über die Werkzeugaktivelemente Kräfte in den Werkstückwerkstoff eingeleitet, die dort einen Spannungszustand erzeugen. Anhand der daraus resultierenden elastischen und plastischen Formänderungen im Blechwerkstoff sowie der damit einhergehenden Kinematik des Werkzeuges lässt sich der Scherschneidprozess in sechs charakteristische Phasen unterteilen [HOFF 99, JOHN 67]. Diese Phasen sollen am Beispiel des Ausschneidens einer Ronde aus einem Blechstreifen mit an den Stirnflächen eben geschliffenen Aktivelementen erläutert werden, da dieser Verfahrensablauf im Blickpunkt der folgenden Ausführungen steht (Abbildung 2.3). Gemäß der Definition von Reichel soll in dieser Betrachtung der Stempeldurchmesser größer als die Blechdicke sein [REIC 68].

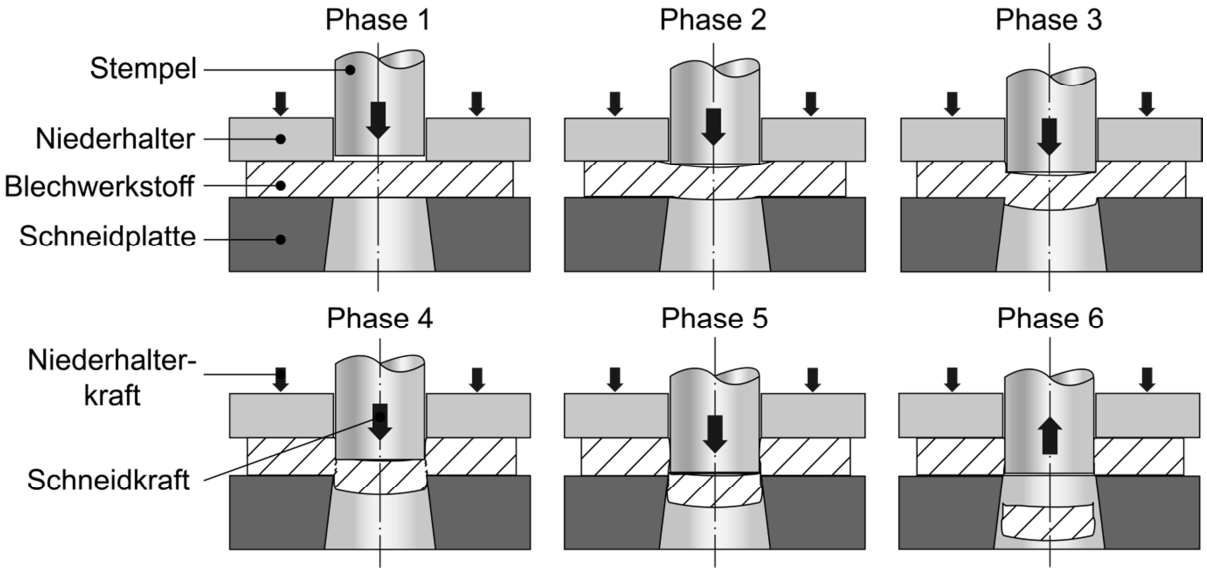


Abbildung 2.3: Phasen eines Scherschneidvorganges, nach [HOFF 99]

Phase 1 – Aufsetzen des Niederhalters

Zu Beginn des Schneidvorganges wird der zugeführte Blechstreifen vom Niederhalter auf die Schneidplatte gedrückt. Parallel dazu bewegt sich der Stempel mit einer definierten Geschwindigkeit auf den Blechwerkstoff zu.

Phase 2 – Elastische Verformung des Werkstückwerkstoffes

Mit dem Aufsetzen des Stempels auf das Blech wird die zweite Phase des Scherschneidvorganges eingeleitet. Der Blechwerkstoff wird durch die von Stempel und Schneidplatte eingebrachten Druckspannungen elastisch verformt. Bei dieser reversiblen Verformung werden Atome im Inneren des Werkstückwerkstoffes verschoben, welche nach Entlastung wieder in die ursprüngliche Lage zurückkehren [RÖSL 08]. Ein Biegemoment, welches aus dem Abstand der Kraftangriffspunkte der Stempelkraft und der gleich großen Gegenkraft der Schneidplatte resultiert, führt in dieser Phase des Schneidvorganges zu einem Abheben des Bleches von der Stirnfläche des Schneidstempels und der Schneidplatte. Der Kontaktbereich zwischen dem Blech und den Schneidaktivelementen wird so auf eine schmale ringförmige Zone begrenzt [TIMM 56, VEEN 78]. Die Blechdurchbiegung auf der Schneidplattenseite kann allerdings durch eine hinreichend hohe Niederhalterkraft verhindert werden [CAMM 86].

Phase 3 – Plastische Verformung des Werkstückwerkstoffes

In der dritten Phase wird der Werkstückwerkstoff, nach Überschreiten der Elastizitätsgrenze, irreversibel verformt. Die Verformung erfolgt primär durch Abgleitvorgänge von Kristallebenen innerhalb eines Kornes, die aufgrund von Schubspannungen gegeneinander verschoben werden [SIEB 52, RÖSL 08]. Das Gleiten wird dabei primär von der Wanderung eindimensionaler Gitterbaufehler, den Versetzungen, getragen [RÖSL 08]. In duktilen Werkstoffen können plastische Gestaltänderungen außer durch kristallographische Gleitung auch infolge von Diffusionsvorgängen bei hohen Temperaturen und mechanischer Zwillingsbildung ablaufen [GOTT 07]. Die bleibenden Formänderungen begrenzen sich auf einen Bereich um die Schneidkanten der Werkzeugaktivelemente, die sogenannte Scherzone. In dieser Zone bildet sich anfangs am Stanzgitter sowie am Ausschnitt ein Kanteneinzug aus. Diesem folgt bei einem weiteren Eindringen des Stempels in das Blech eine Glattschnittzone, die durch eine sehr glatte Oberfläche gekennzeichnet ist. Des Weiteren führt ein Biegemoment zu einer bleibenden Bauteildurchbiegung [LANG 90].

Dem eigentlichen Trennvorgang beim Scherschneiden gehen somit infolge des Formänderungsvermögens des Blechwerkstoffes elastische und plastische Verformungen voraus.

Phase 4 – Rissinitiierung, -ausbreitung und komplette Werkstofftrennung

Ist das Formänderungsvermögen des Blechwerkstoffes örtlich ausgeschöpft, entstehen kleine Anrisse durch ein Ablösen der Werkstoffmatrix von Gefügeinhomogenitäten (z.B. Schlackeneinschlüsse oder Legierungselemente) oder durch den Bruch von spröden Partikeln in der Scherzone [SCHM 82, LANG 01, RÖSL 08]. Mit anhaltender Verformung vergrößern und vereinigen sich die entstandenen Hohlräume mit benachbarten Mikrorissen, bis es zur Ausbildung eines Makrorisses kommt [STÜW 63, WALT 02, RÖSL 08, NEID 10]. Bei geometrisch gleicher Schneidkantengestaltung an Stempel und Schneidplatte erfolgt der Rissbeginn an der Matrizenschneidkante, da sich dort Zugspannungen aus der Werkstoffstreckung und der Blechdurchbiegung aufsummieren [TIMM 57, MEYE 62-1, ECKS 69]. Der Anriss ist jeweils am Auslauf der Schneidkantenverrundung – an der Freifläche des Schneidplattendurchbruches respektive der Mantelfläche des Schneidstempels – zu finden, was auf die dort herrschenden hohen radialen und tangentialen Zugspannungen zurückzuführen ist [KIEN 58, CRAS 59, SCHÜ 90]. Daher bildet sich sowohl am Ausschnitt als auch am Abfall Schnittgrat aus [BORC 76]. Die Größe der Gratausbildung ist somit von der Geometrie der Schneidkantenverrundungen abhängig, da in diese der Werkstoff eingeformt wird [BÜHL 71]. Infolge der fortschreitenden Stempelbewegung laufen die Risse – unter der Voraussetzung richtig abgestimmter Prozessparameter – bis zum vollständigen Bruch aufeinander zu. Am Stanzgitter sowie am Schnittteil entsteht ein Bruchbereich, dessen Oberfläche bei technischen Metallen matt glänzend erscheint. Dies ist das Resultat eines Verformungsbruches unter Schubbeanspruchung, der bei Betrachtung unter einem Lichtmikroskop anhand charakteristischer verzerrter Wabenstrukturen nachgewiesen werden kann [ENGE 82, LANG 01, NEID 10].

Der plötzliche Verlust des Werkstoffzusammenhaltes geht mit einer schlagartigen Entlastung des Werkzeuges und der Werkzeugmaschine einher. Die damit verbundene Freisetzung der im System Werkzeug - Werkzeugmaschine gespeicherten elastischen Energie führt zu einer Schwingbewegung insbesondere des Stempels. Dies kann sich in einem erhöhten Werkzeugverschleiß äußern, der durch einen kleinen Schneidspalt und eine schlechte Stempelführung zusätzlich verstärkt wird [DOEG 77, HIRS 11].

In Abhängigkeit von den Blechwerkstoffeigenschaften und den eingestellten Prozessparametern (u.a. Schneidspalt, Schneidkantenpräparation) wird der Rissbeginn von der Stempel- oder der Matrizenschneidkante aus initiiert [TIMM 56, MEYE 62-2]. Im Idealfall verlaufen die von Schneidplatte und Schneidstempel ausgehenden Risse aufeinander zu. Ist dies nicht der Fall, erzeugen die aneinander vorbei laufenden Risse einen Werkstoffsteg, der gequetscht und geschert wird. Diese Erscheinung, die auch Zipfelbildung genannt wird, äußert sich an der Schnittfläche in mehreren Bruchflächen, die von dünnen Glattschnittzonen unterbrochen sind [TIMM 57, ROMA 59, JAHN 81]. Glattschnittbereiche an schergeschnittenen Oberflächen, die nicht in direktem Anschluss an den Kanteneinzug folgen, werden auch als Sekundärglattschnitt bezeichnet.

Phase 5 – Ausstoßen des Schnittteiles

Noch während des Abklingens der durch den schlagartigen Bruch herbeigeführten Schwingungen taucht der Stempel weiter in den Blechwerkstoff ein. Das ausgeschnittene Bauteil wird demzufolge weiter in den Schneidplattenkanal gedrückt, bis der untere Umkehrpunkt der Presse erreicht ist.

Die bei der Werkstofftrennung frei werdenden elastischen Spannungen im Blechwerkstoff führen zu einer Klemmung zwischen dem Stempel und dem Stanzgitter sowie dem Schneidplattendurchbruch und dem Ausschnitt [ILIE 88]. Dies verursacht eine Form- und Maßänderung an den Schnittflächen, was bereits bei der Werkzeugkonstruktion berücksichtigt muss [KÜHN 91, KELL 01].

Phase 6 – Rückhub des Stempels und Abstreifen des Stanzgitters

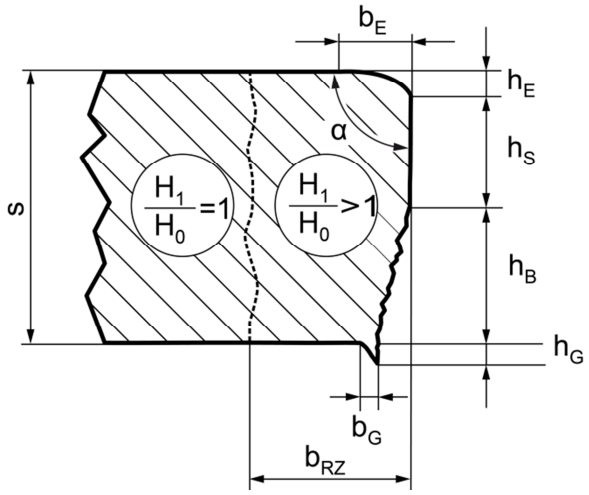
Nach Erreichen des unteren Umkehrpunktes kehrt sich die Stempelbewegung um und der Stempel wird aus dem Blechstreifen gezogen. In dieser Phase dient der Niederhalter als Abstreifer. Er verhindert eine Aufwärtsbewegung des am Stempel klemmenden Stanzgitters.

Abschließend kann der Abfall ausgeräumt und ein neuer Blechstreifen für den nächsten Scherschneidvorgang eingelegt werden.

2.1.2 Charakteristik schergeschnittener Oberflächen

Schergeschnittene Bauteile weisen typische geometrische Ausprägungen an der geschnittenen Oberfläche sowie Gefügeveränderungen in der Randzone dahinter

auf, die eine klare Abgrenzung von anderen in der DIN 8580 erläuterten Trennverfahren gestatten. In der VDI-Richtlinie 2906 Blatt 2 sind Schnittflächenkenngrößen (Abbildung 2.4) festgelegt, anhand derer normalgeschnittene Schnittteile quantitativ bewertet werden können [VDI 2906-2]. Das Fertigungsergebnis eines Scherschneidprozesses kann zusätzlich zur geometrischen Maßhaltigkeit der Schnittlinie und der Bauteildurchbiegung folglich auch anhand definierter Kenngrößen der Schnittfläche beurteilt werden.



h_E	Kanteneinzugshöhe
b_E	Kanteneinzugsbreite
h_S	Glattschnitthöhe
h_B	Bruchflächenhöhe
h_G	Schnittgrathöhe
b_G	Schnittgratbreite
b_{RZ}	beeinflußte Randzone
α	Glattschnittwinkel
H_0	Grundhärte
H_1	Härte nach dem Schneidvorgang
s	Blechdicke

Abbildung 2.4: Ausgewählte Schnittflächenkenngrößen beim Scherschneiden, nach [VDI 2906-2, VDI 2906-5]

Grundsätzlich kann die Schnittfläche bei allen technischen Metallen in eine Verformungs- und eine Bruchzone eingeteilt werden. Infolge der plastischen Verformung des Bleches bilden sich Kanteneinzug und Glattschnitt aus. Zudem formt sich ein Grat in die Schneidkantengeometrie des Stempels (beim Ausschneiden) beziehungsweise der Matrize (beim Lochen) ein. Die verformungs- und werkstoffabhängige Kaltverfestigung des Bleches bewirkt eine Erhöhung der Härte in der Scherzone [KOND 75, CRAS 59].

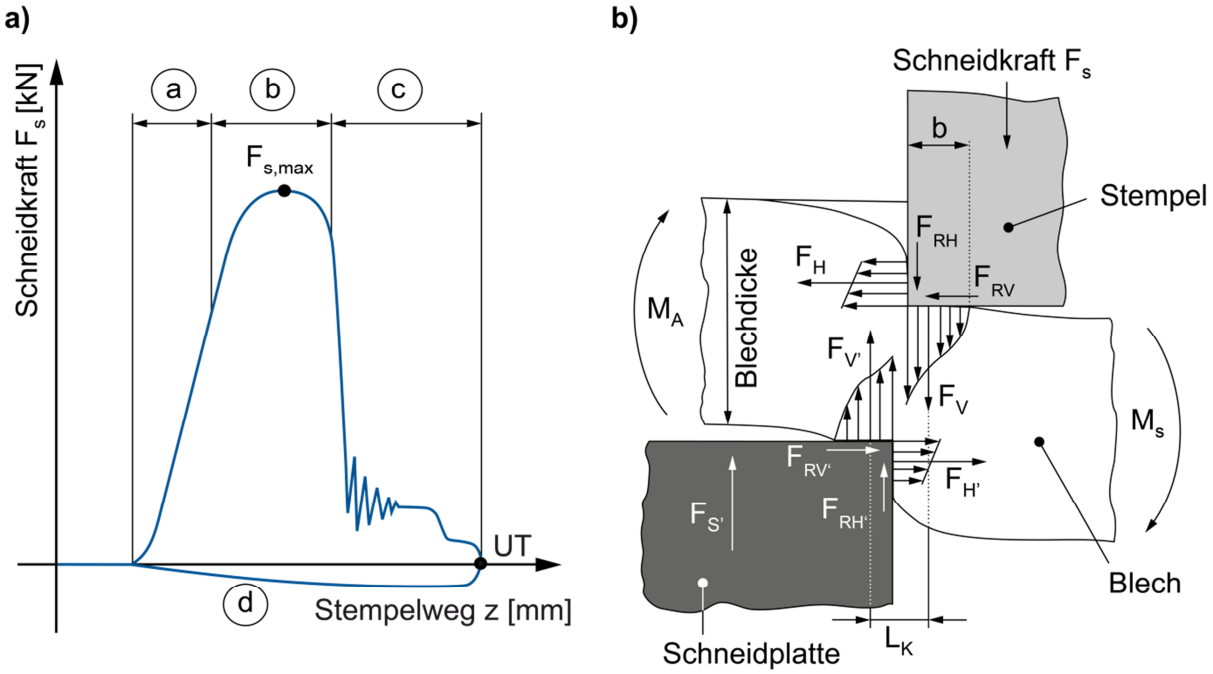
Die Gestalt der Schnittfläche wird außer vom Blechwerkstoff und der Schnittteilgeometrie von zahlreichen weiteren Einflussgrößen bestimmt. Neben werkzeugseitigen Faktoren kann die Werkzeugmaschine einen erheblichen Einfluss haben [BORC 76]. Zentrale Prozessparameter, deren Relevanz auf die Schnittflächenausbildung in einer Vielzahl an wissenschaftlichen Untersuchungen ermittelt wurde [u.a. LUEG 55, TIMM 57, MEYE 62-2, DOEG 82, KÜHN 90, SCHÜ 90, BREI 98, HOOG 99, FRIT 02, KRÖN 08, HÖRM 08], sind der Schneidspalt, die

Schneidkantenpräparation und die Schneidgeschwindigkeit. Das spätere Einsatzgebiet des schergeschnittenen Bauteiles definiert die Anforderungen an die quantitative Ausbildung der diversen Schnittflächenkenngrößen. Soll die Schnittfläche eines Bauteiles als Funktionsfläche zur Übertragung von Kräften und Bewegungen dienen, wie dies bei Zahnrädern der Fall ist, ist ein sehr hoher Glattschnittanteil unerlässlich. Hingegen ist die Höhe des Glattschnittanteiles bei der Beurteilung von Teilen für beispielsweise Rotor- und Statorpakete, die in Elektromotoren verbaut werden, unbedeutend. In diesem Anwendungsfeld ist die Höhe des Grates entscheidend, da ein zu hoher Schnittgrat den Wirkungsgrad des Motors reduziert [SCHN 69].

2.1.3 Mechanik des Scherschneidvorganges

Jeder Scherschneidvorgang erfordert Kräfte für die Überwindung des Formänderungswiderstandes des Werkstückwerkstoffes, die Reibung zwischen dem Blech und den Werkzeugelementen, das Ausstoßen des Ausschnittes aus dem Schneidplattenkanal und das Herausziehen des Stempels aus dem Blechstreifen. Diese Kräfte sind bei der Werkzeug- und Maschinenauslegung zu berücksichtigen [ZÜNK 77]. Der für einen Scherschneidvorgang charakteristische Schneidkraftverlauf ist somit eine wichtige Prozesskenngröße, die zweckmäßig als Funktion des Stempelweges abgebildet wird [SCHÜ 90]. Eine solche Darstellung ermöglicht eine vereinfachte Prozessbeurteilung, da sich die geometrischen Merkmale der erzeugten Schnittfläche am Bauteil in ihr widerspiegeln. Ferner liefert das Integral des Schneidkraftverlaufes längs des Stempelweges den Wert für die geleistete Schneidarbeit.

Der theoretische Schneidkraftverlauf in Abbildung 2.5 a kann in Anlehnung an den Ablauf des Schneidvorganges (siehe Abschnitt 2.1.1) und die resultierenden Verformungen des Blechwerkstoffes in vier wesentliche Bereiche gegliedert werden. Mit dem Aufsetzen des Stempels auf den Bauteilwerkstoff beginnt die elastische Verformung des Bleches und aller sich im Kraftfluss befindlichen Werkzeug- und Maschinenkomponenten. Dies äußert sich in einem steilen linearen Anstieg der Schneidkraft (Abbildung 2.5 a, Bereich a).



Stempelseitige Kräfte		Schneidplattenseitige Kräfte			
F_S	Schneidkraft	$F_{S'}$	Reaktionskraft	M_A	Inneres Moment am Gitter
F_H	Horizontalkraft	$F_{H'}$	Horizontalkraft	M_S	Inneres Moment am Ausschnitt
F_V	Vertikalkraft	$F_{V'}$	Vertikalkraft	UT	Unterer Umkehrpunkt
F_{RH}	Horizontale Reibkraft	$F_{RH'}$	Horizontale Reibkraft	L_K	Abstand der vertikalen Kräfte
F_{RV}	Vertikale Reibkraft	$F_{RV'}$	Vertikale Reibkraft	b	Wahre Kontaktzone

Abbildung 2.5: a) Theoretischer Schneidkraft-Stempelweg-Verlauf, nach [NEUM 79, SCHM 07]; b) Resultierende Kräfte und Momente im Blechwerkstoff beim geschlossenen Schnitt (nicht maßstabsgetreu), nach [ROMA 79, LANG 90]

Mit dem Beginn des plastischen Fließens geht die Kraft in einen weiter ansteigenden, aber degressiv verlaufenden Abschnitt über, der endet, wenn das Schneidkraftmaximum erreicht. Diese Charakteristik hängt mit der fortschreitenden Verformung und der damit einhergehenden Verformungsverfestigung, auch als Kaltverfestigung bezeichnet, des Bleches in der Scherzone zusammen. Die plastische Formänderung ist mit einer Erhöhung der Versetzungsdichte verbunden. Da die Versetzungen Hindernisse füreinander darstellen, kommt es mit steigender Versetzungsdichte zu einer gegenseitigen Blockierung und Behinderung der Versetzungsbewegung, was sich in einer steigenden Werkstofffestigkeit äußert [RÖSL 08]. Trotz der Reduzierung der effektiven Blechdicke mit zunehmender Eintauchtiefe des Stempels in das Blech dominieren die Verfestigungsprozesse. Für die bildsame Formänderung sind daher

immer höhere Kräfte erforderlich. Erst mit Erreichen des Schneidkraftmaximums überwiegt die Verkleinerung des Querschnittes der Blechdicke, sodass die Schneidkraft abnimmt. Gegen Ende dieser Phase bilden sich nach Überschreiten des Formänderungsvermögens des Blechwerkstoffes lokal erste Mikrorisse aus, die im weiteren Ablauf eine komplette Werkstofftrennung und einen abrupten Abfall der Schneidkraft verursachen (Abbildung 2.5 a, Bereich b). Die schlagartige Freisetzung der im gesamten Schneidsystem gespeicherten elastischen Energie, zeitgleich mit dem Abreißen des Teiles, ist häufig an einer Schwingungsüberlagerung im Kraftverlauf sichtbar. Aufgrund der Reibung zwischen Stempelmantelfläche und Lochwandung des Stanzstreifens sowie der Klemmung des ausgeschnittenen Teiles im Schneidplattenkanal ist eine Ausstoßkraft bis zum Erreichen des unteren Umkehrpunktes der Presse erforderlich. In Abhängigkeit von der Rückfederung des Stanzgitters und der Reibung zwischen Stempel und Lochwandung ergibt sich für den Rückhub ebenfalls eine merkliche Rückzugskraft (Abbildung 2.5 a, Bereich d). [TIMM 57, KIEN 59, MATU 80, SPUR 85, ZÜNK 85]

Eine ausschließliche Betrachtung des Verlaufes der Schneidkraft ist für eine differenzierte Analyse der Mechanik des Schneidvorganges unzureichend. Die von der Werkzeugmaschine aufgebrachte Schneidkraft F_S sowie die entgegengesetzt wirkende Reaktionskraft $F_{S'}$, welche über die Aktivelemente Stempel und Schneidplatte in den Blechwerkstoff übertragen werden, lassen sich in vertikale und horizontale Kraftkomponenten zerlegen (Abbildung 2.5 b). Nach Timmerbeil wird die Schneidkraft nicht unmittelbar über die gesamte Stirnfläche des Stempels in den Werkstoff eingeleitet [TIMM 56]. Die vertikalen Teilkräfte der Schneidkraft und deren Reaktionskraft konzentrieren sich vielmehr auf einen schmalen Bereich b entlang der Schneidkante, wobei die höchsten Druckspannungen an den Schneidkanten auftreten [BACH 24, REIC 68, ROMA 79]. Grund hierfür ist ein Biegemoment, das aus dem Abstand L_K der beiden resultierenden und entgegengesetzt wirkenden Vertikalkräfte F_V und $F_{V'}$ entsteht. Die Größe des Momentes wird maßgeblich vom Schneidspalt, dem Stempeldurchmesser und der Blechdicke bestimmt [HÖRM 08]. Durch dieses Moment wölbt sich das Blech unter dem Stempel und hebt von einem Teil der Matrizenoberfläche ab. Infolge der Blechdurchbiegung entstehen Druckkräfte sowohl im Bereich der Stempelmantelfläche als auch an der Schneidplatten-innenseite. Diese Kräfte wirken auf den Blechwerkstoff in Form der horizontalen Reaktionskräfte F_H und $F_{H'}$. Dem Moment steht somit ein Gegenmoment entgegen,

das aus den horizontal wirkenden Kräften F_H und $F_{H'}$ resultiert [ROMA 59]. Ein Niederhalter unterdrückt die matrizenseitige Aufwölbung des Bleches. Zusätzlich zu diesen Kraftkomponenten treten aufgrund der Relativbewegungen sowohl in horizontaler als auch in vertikaler Richtung Reibkräfte zwischen den Werkzeug- und Blechwerkstoffoberflächen auf. Die Höhe der wirkenden Reibkräfte hängt von den Reibungsbedingungen und der Größe der Normalkraft ab. [KIEN 59, ROMA 79, SPUR 85, LANG 90, KLOC 06]

In der Praxis ist für eine überschlägige Prozessbeurteilung die maximal auftretende Schneidkraft $F_{S,max}$ ausreichend. Diese kann nach der Formel 2-1 berechnet werden [LANG 97, DOEG 10]:

$$F_{S,max} = l_s \cdot s \cdot R_m \cdot f \qquad \textit{Formel 2-1}$$

mit

$F_{S,max}$	maximale Schneidkraft [N]
l_s	gesamte Schnittlinienlänge [mm]
s	Blechdicke [mm]
R_m	Zugfestigkeit des Blechwerkstoffes [MPa]
f	Scherfaktor [–]

Das Produkt aus dem Scherfaktor f und der Zugfestigkeit R_m des Bleches wird in der Literatur auch als Schneidwiderstand k_S bezeichnet [SPUR 85, ZÜNK 85, LANG 90, KLOC 06]. Bei dem Scherfaktor f handelt es sich um einen empirischen Faktor, der Werte zwischen 0,6 und 0,9 annehmen kann [KLOC 06]. Die Höhe des Scherfaktors wird von einer Vielzahl an Faktoren beeinflusst [KELL 51, PETE 56, EICK 61, MARE 76, JAHN 81]. Neben Werkzeugparametern spielen die Werkstückgeometrie und der verwendete Blechwerkstoff eine wichtige Rolle. Weitere Einflussgrößen sind beispielsweise die Schneidgeschwindigkeit, die Schmierung sowie die Werkzeug- und Werkstücktemperatur.

Zusätzlich zur Schneidkraft ist die Schneidarbeit eine wichtige Kenngröße für die Bewertung eines Scherschneidprozesses und die Auswahl einer geeigneten Werkzeugmaschine [LANG 90]. Die Schneidarbeit W_S kann mit der Integration der Schneidkraft über den Schneidweg berechnet werden [HOOG 99, KLOC 06]:

$$W_S = \int_0^{z_g} F_S(z)\,dz \qquad \textit{Formel 2-2}$$

mit

W_S	Schneidarbeit [Nm]
F_S	momentane Schneidkraft [N]
z	Schneidweg [mm]
z_g	gesamter Schneidweg [mm]

Für eine Abschätzung der Schneidarbeit kann von der Beziehung

$$W_S = F_{S,max} \cdot s \cdot c \qquad \textit{Formel 2-3}$$

mit

W_S	Schneidarbeit [Nm]
$F_{S,max}$	maximale Schneidkraft [N]
s	Blechdicke [mm]
c	Beiwert [–]

Gebrauch gemacht werden [LANG 90, SCHU 96, KLOC 06]. Unter Zuhilfenahme des Beiwertes c können Einflussgrößen wie Blechwerkstoffeigenschaften und Prozessparameter berücksichtigt werden. Typische Werte für diesen Faktor liegen zwischen 0,4 und 0,7. Der untere Wert ist für spröde Werkstoffe und dicke Bleche sowie bei einem großem Schneidspalt anzusetzen, während der obere vorwiegend bei zähen Werkstoffen, geringer Blechdicke und kleinem Schneidspalt Verwendung findet [SCHU 96]. Die aufzuwendende Arbeit für das Ausschieben des Teiles aus dem Schneidplattenkanal und der Rückhub müssen gesondert betrachtet werden. Sie ergeben sich aus den Reibkräften zwischen der Mantelfläche des Stempels und der Lochwandung des Stanzgitters respektive der Schneidplatte und dem Ausschnitt. Daher sind sie von diversen Einflussgrößen und nicht zuletzt stark vom Verschleißzustand der Aktivelemente bestimmt [STRO 55].

2.2 Temperaturmessung in der Fertigungstechnik

Da es sich bei der Temperatur um eine intensive physikalische Größe handelt, ist eine direkte Messung aufgrund des Fehlens einer entsprechenden Vergleichsgröße nicht möglich. Die Temperaturmessung ist immer mit einer Messgrößenwandlung über eine Abbildung der Temperatur auf eine extensive Größe verbunden. Dabei

kann zwischen parametrischen (u.a. temperaturabhängige Stoffeigenschaften wie Widerstand, Schallgeschwindigkeit) und generativen Messprinzipien (Umwandlung der thermischen Energie in eine andere Energieform) unterschieden werden. [BERN 04] In der Praxis werden Temperaturmessverfahren nicht nach der physikalischen oder chemischen Wirkungsweise, sondern anhand der Art der Wärmeübertragung auf den Messwertaufnehmer (Sensor) unterteilt. Berührungsthermometer müssen in direktem Kontakt mit dem Messobjekt stehen damit dessen Temperatur über einen Wärmeaustausch, welcher primär durch Wärmeleitung erfolgt, erfassen werden kann. Verfahren, die auf der Erfassung einer vom Messobjekt ausgesandten Wärmestrahlung basieren, werden in der Kategorie Strahlungsthermometer aufgeführt. Strahlungsthermometer ermöglichen somit eine berührungslose Temperaturmessung. [HOFM 76, HOFF 07, MEYE 06, BERN 04]

In vielen Fertigungszweigen der Metallbearbeitung spielt die Temperatur eine entscheidende Rolle. Ihre Kenntnis lässt oft ein verbessertes Prozessverständnis zu und bietet neue Möglichkeiten und Verbesserungen im Verfahrensablauf [DAVI 07]. Die Temperaturermittlung war daher schon sehr früh und ist immer noch Gegenstand intensiver Forschungsarbeiten. Besonders für die materialabtragende spanende Verarbeitung von Metallen liegen viele umfassende Untersuchungen und damit auch Methoden zur Temperaturmessung vor. Abbildung 2.6 gibt einen Überblick über die verbreitetsten Verfahren zur Temperaturmessung in der spanenden (u.a. Drehen, Schleifen) und spanlosen (u.a. Drahtziehen, Fließpressen) Fertigungstechnik. Die aufgelisteten Methoden können meist sowohl zur werkstück- als auch werkzeugseitigen Messung eingesetzt werden. In den folgenden Ausführungen sind bewusst keine Quellen zur Temperaturmessung beim Scherschneiden enthalten. Sie werden gesondert im nachfolgenden Kapitel behandelt.

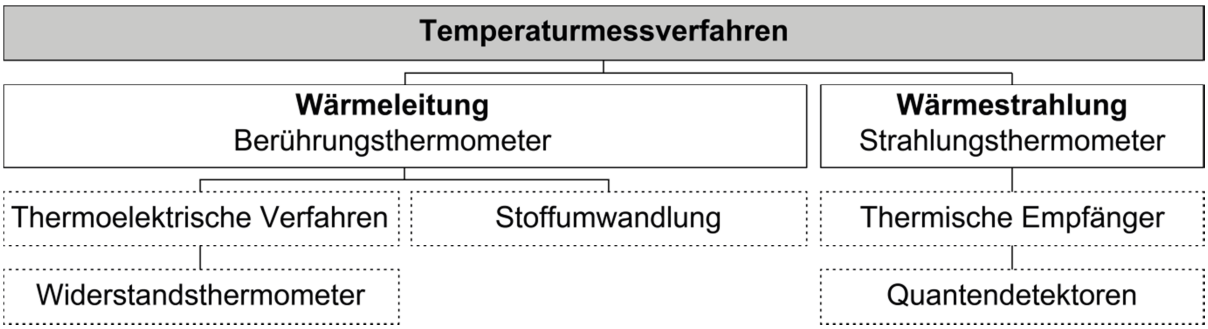


Abbildung 2.6: Einteilung häufig in der Fertigungstechnik eingesetzter Temperaturmessverfahren, nach [LONG 05, NOLT 07, DENK 11]

Das Funktionsprinzip thermoelektrischer Verfahren beruht auf dem Seebeck-Effekt [SEEB 25, HERI 02]. Werden zwei unterschiedliche elektrisch leitende Werkstoffe an einem Ende miteinander verbunden und liegt am offenen Ende der beiden Leiter eine andere Temperatur vor als am geschlossenen, so kann eine Spannung an den offenen Enden gemessen werden. Die von den thermoelektrischen Eigenschaften der beiden Leiterwerkstoffe abhängige Spannung ist ein direktes Maß für die Temperaturdifferenz zwischen den beiden Enden. [PELS 05, JÄCK 98] Sensoren, die diesen thermoelektrischen Effekt nutzen, werden als Thermoelemente bezeichnet. Thermoelemente können in vielfältiger Ausprägung und Bauform eingesetzt werden, wie aus der Unterteilung in Abbildung 2.7 ersichtlich wird. Bei den unmittelbaren Verfahren findet die Messgrößenwandlung, das heißt die Umwandlung der thermischen Energie in eine elektrische Potenzialdifferenz, im Messobjekt selbst statt. Hingegen muss bei den mittelbaren Methoden ein Messwertaufnehmer über eine thermische Koppelung in ein Temperaturgleichgewicht mit dem Messobjekt gebracht werden [BERN 04].

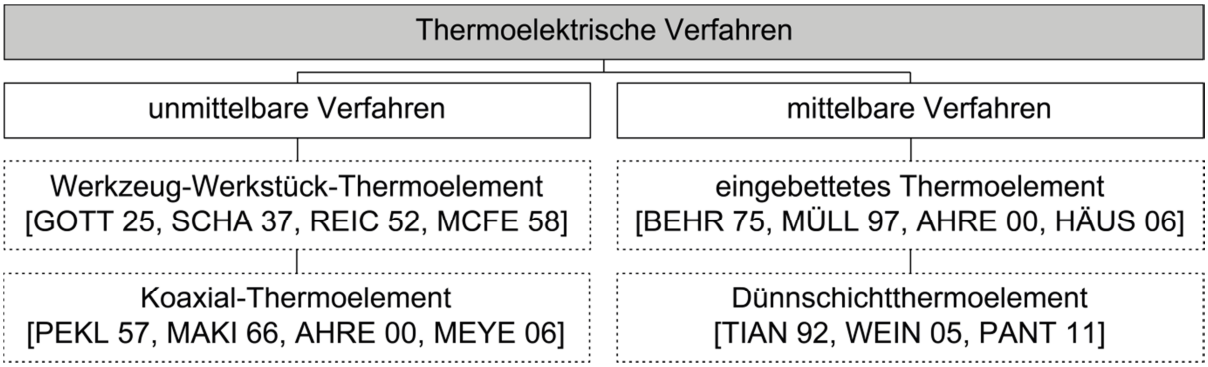


Abbildung 2.7: Thermoelektrische Messmethoden und ausgewählte Literaturstellen zu ihrer Anwendung

Die Temperaturabhängigkeit der elektrischen Leitfähigkeit in leitenden und halbleitenden Werkstoffen wird bei Widerstandsthermometern genutzt. Aus der Auswertung der Widerstandsänderung bei einer Erwärmung oder Abkühlung des Sensorelementes kann sehr genau auf die Temperatur geschlossen werden [HOFF 04, DAVI 07]. Widerstandsthermometer werden für den Einsatz in der Fertigungstechnik vermehrt in Dünnschichttechnik entwickelt. Jaspers setzte beispielsweise zur Temperaturmessung auf der Spanfläche eines Drehmeißels einen Aufnehmer mit einer Dicke von 0,8 µm und einer Breite von 45 µm ein [JASP 99]. Weitere Entwicklungen und Anwendungen von Dünnschichtwiderstandsthermo-

metern stammen unter anderem von Lüthje et al. und Yoshioka et al.. [LÜTH 01, YOSH 04].

Neben der zeitlich aufgelösten Temperaturermittlung besteht die Möglichkeit der nachträglichen Temperaturbestimmung aufgrund thermisch induzierter Stoffumwandlungen. Meist dienen physikalische oder chemische Mechanismen im Werkstoff zur Abschätzung von Maximaltemperaturen und Temperaturgradienten, die mittels metallografischer Analyse bewertet werden. [DENK 11] Die notwendige Energie zur Stoffumwandlung wird primär durch Wärmleitung aus der Umgebung aufgenommen oder an diese abgegeben. Die Beurteilung von Oberflächen- und Gefügeveränderungen anhand von Schliffbildern [MEYE 06] und Härtemessungen [BEHR 75] sowie das Auftragen von Temperaturmessfarben (Thermocolorverfahren) sind typische Verfahrensweisen dieser „Post-Prozess“ Messmethode [KOMA 01, LONG 05].

Jeder Körper mit einer Temperatur oberhalb des absoluten Nullpunktes sendet eine thermisch angeregte elektromagnetische Strahlung aus [BERN 04]. Auf diesem physikalischen Prinzip beruht die berührungslose Temperaturmessung. Strahlungsthermometer können anhand des Wandlungsprinzips der auf den Strahlungsempfänger auftreffenden Wärmestrahlung, welche vom Messobjekt ausgesendet wird, unterschieden werden. Thermische Detektoren absorbieren die einfallende elektromagnetische Strahlung, wodurch sich die Temperatur und infolgedessen auch die physikalischen Eigenschaften des Sensorelementes ändern. Diese Änderung kann gemessen werden und dient als Kenngröße für die Temperaturveränderung. Das Detektorsignal ist somit nur von der Temperaturänderung beziehungsweise Strahlungsleistung abhängig und prinzipiell nicht wellenlängenselektiv. Quantendetektoren hingegen bestehen aus einem strahlungsempfindlichen Werkstoff, in dem Ladungsträger durch auftreffende Lichtquanten, die Photonen, in einen angeregten, mobilen Zustand versetzt werden. Die veränderte Mobilität der Ladungsträger erzeugt ein messbares elektrisches Signal. Um diesen sogenannten photoelektrischen Effekt auslösen zu können, müssen die Photonen jedoch eine ausreichend hohe Energie besitzen. Quantendetektoren weisen daher eine von der Wellenlänge und somit auch der Temperatur abhängige Empfindlichkeit auf. [RIED 02, NOLT 07, BAUE 08, REID 05, STRO 04] Bereits 1933 führte Schwerd erste Messungen der Wärmestrahlung bei dem spanenden Fertigungsverfahren

Drehen durch [SCHW 33]. In der Literatur sind zahlreiche weitere Anwendungsfälle mit Strahlungsthermometer zu finden [MÜLL 04, GIES 05, SCHW 10, PANT 11].

2.3 Temperaturentwicklung beim Scherschneiden

Die Temperatur eines Körpers ist eine intensive und somit lokale physikalische Größe, die in Abhängigkeit von Ort und Zeit ein skalares Feld bildet [BERN 04]. Hieraus ergeben sich sowohl beträchtliche theoretisch-begriffliche als auch experimentelle Schwierigkeiten bei der Temperaturzuordnung, da konkrete Temperaturwerte nur Volumenbereichen und nicht einzelnen Atomen oder Molekülen zugeschrieben werden können [KAFF 73, POLZ 82]. Betrachtungen zur Temperaturentwicklung beim Scherschneiden erfordern daher eine klare zeitliche und örtliche Temperaturzuordnung und -definition. Die in Abbildung 2.8 illustrierten Grundmodelle ermöglichen eine auf der zeitlichen Dauer und den Abmessungen basierende Differenzierung von Temperaturbezeichnungen. Wegen der Komplexität der Wirkzusammenhänge in einem tribologischen System wie jenem des Scherschneidens, in dem sowohl physikalische als auch chemische Prozesse ablaufen, ist es nicht möglich, mit einer einzigen Modellvorstellung die Verhältnisse korrekt abzubilden [JAEG 42, TROS 82, WILS 91, KALI 04, SOMM 10]. Im Folgenden wird daher auf den verschleißlosen und trockenen Kontakt metallisch blanker Oberflächen eingegangen.

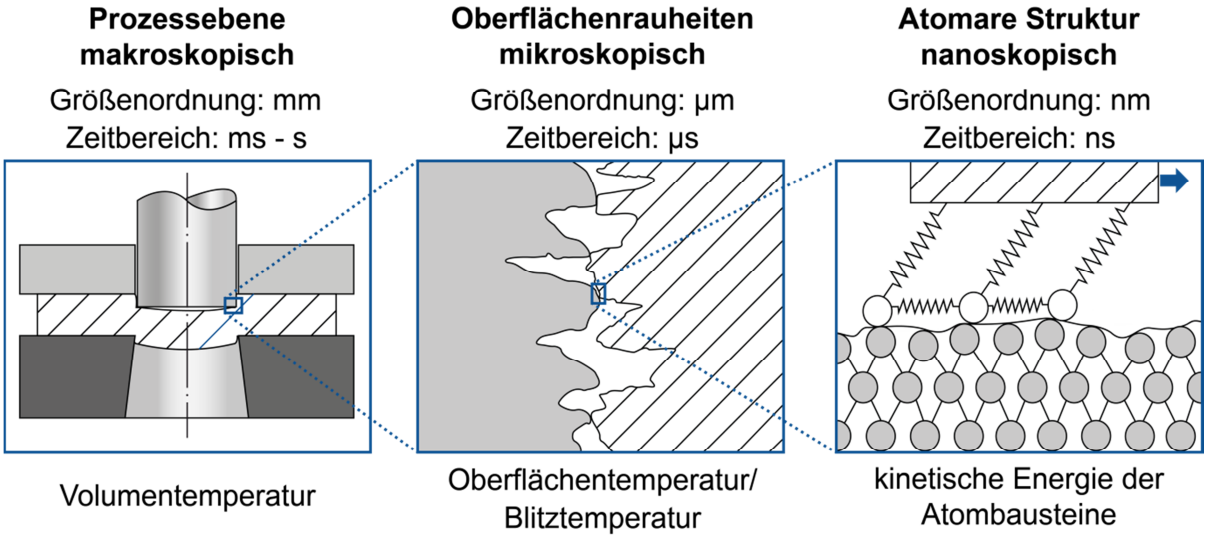


Abbildung 2.8: Dimensionsbasierte Grundmodelle für die Temperaturzuordnung beim Scherschneiden

Das makroskopische Modell bezieht sich auf den eigentlichen Scherschneidprozess, in dessen Verlauf sich die Werkzeugelemente in einem Zeitfenster von einigen Millisekunden aneinander vorbei bewegen. Die in der Prozessebene gemessenen Temperaturen stellen einen gemittelten Wert über ein Volumenelement von mehreren Kubikmillimetern und einen Zeitraum von Sekunden dar. Aufgrund der zeitlichen und räumlichen Dimension werden sie daher als Volumen- oder Integraltemperaturen bezeichnet [KRAG 71, LECH 12].

Eine Analyse des Prozesses in der Größenordnung von Submillimetern zeigt, dass technische Oberflächen nie geometrisch ideal eben sind, selbst wenn die Oberflächen sorgfältig, zum Beispiel durch Schleifen und Honen, gefertigt sind [BOWD 59, POST 64]. Sie weisen stets Täler und Hügel auf (Abbildung 2.8, Mitte), wobei zwei in Kontakt stehende Körper sich in vielen diskreten Einzelkontakten, den sogenannten Mikrokontakten, berühren [FENG 54, MANO 76, KENN 84]. Die Fläche der direkten Berührung zwischen zwei Oberflächen fällt folglich sehr klein aus. Die wahre Berührungsfläche, die unter Umständen nur einen Bruchteil der scheinbaren Kontaktfläche ausmacht, ergibt sich aus der Summe der Mikrokontaktflächen und wird im Wesentlichen von der äußeren Last bestimmt [HERB 83]. Temperaturerscheinungen an den Kontaktflächen von Mikrorauigkeiten werden als Oberflächentemperaturen bezeichnet. Angesichts des sehr kurzzeitigen, nur 10^{-8} bis 10^{-3} s andauernden [KRAG 71, HEIN 84], sowie lokalen Auftretens in Bereichen von 0,01 bis 10 µm² [HEIN 84] werden diese Temperaturveränderungen auch als Blitztemperaturen bezeichnet [BOWD 39,GLAS 85, GFT 02].

Die mikroskopischen Kontaktoberflächen sind bis in die atomare Skala hin unregelmäßig geformt [POST 64, RAED 02, STAC 05, JACK 06]. Es kommt dort zum Kontakt zwischen den Atomen der sich berührenden Oberflächen. Hierzu existieren unterschiedliche Modellvorstellungen die auf den Ansätzen von Prandtl und Tomlinson basieren [PRAN 28, TOML 29, JINE 06]. Es wird davon ausgegangen, dass Atome in den Oberflächen über eine Federkonstante an ihre Gleichgewichtslage gekoppelt sind und dadurch Bewegungen um diese Gleichgewichtslage möglich sind (Abbildung 2.8, rechts) [MÜSE 03]. Durch die Interaktion der Atome beider Körper in den Kontaktpunkten werden Atomschwingungen angeregt. Die thermodynamische Zustandsgröße Temperatur hat auf der atomaren Ebene jedoch keine Bedeutung [THIE 65, UETZ 72], da sich thermische Veränderungen sowohl in

quantisierten Gitterschwingungen, sogenannten Phononen, der Kristallgitterbausteine als auch in der kinetischen Energie der freien Elektronen des metallischen Festkörpers widerspiegeln [DEMT 05, HERI 02, GOTT 07].

Temperaturveränderungen in der Scherzone des Blechwerkstoffes und an den Oberflächen der Schneidaktivelemente während des Scherschneidvorganges resultieren aus diversen metallphysikalischen Vorgängen. Diese werden im Folgenden detailliert betrachtet, wobei wiederum eine Differenzierung in Abhängigkeit von der geometrischen Größenordnung möglich ist.

2.3.1 Metallphysikalische Mechanismen der Temperaturentwicklung

Während des Scherschneidvorganges wird der Blechwerkstoff bis zu seiner kompletten Trennung sowohl elastisch als auch plastisch verformt (vgl. Kapitel 2.1.1). Hierzu muss eine definierte Schneidarbeit verrichtet werden (vgl. Formel 2-2). Neben makroskopischen Werkstoffverformungen, die zur Ausbildung der charakteristischen Schnittfläche führen, tritt dabei auch Reibung zwischen den Werkzeugelementen und dem Blech auf (Abschnitt 2.1.3 und Abbildung 2.5 b). Die Reibung ist als mikroskopische Formänderung an den Werkstoffoberflächen aufzufassen, die sich in einer elastischen und plastischen Verformung der Rauheitsspitzen der sich berührenden Mikrokontakte äußert [FENG 54]. Im nanoskopischen Bereich werden ebenfalls Reibvorgänge durch eine wechselseitige Anregung der Oberflächenatome initiiert [KRIM 96, CZIC 10]. Die Schneidarbeit teilt sich folglich in die Anteile für die Umformung, Reibung und Werkstofftrennung auf (Abbildung 2.9). Der größte Teil der Schneidarbeit wird für die makroskopische Umformung des Werkstoffes benötigt. Hingegen sind die Energieanteile für die Bildung neuer Oberflächen bei der Werkstoffauftrennung vernachlässigbar [MERC 45, ZIEB 96, GDOU 05, DENK 11].

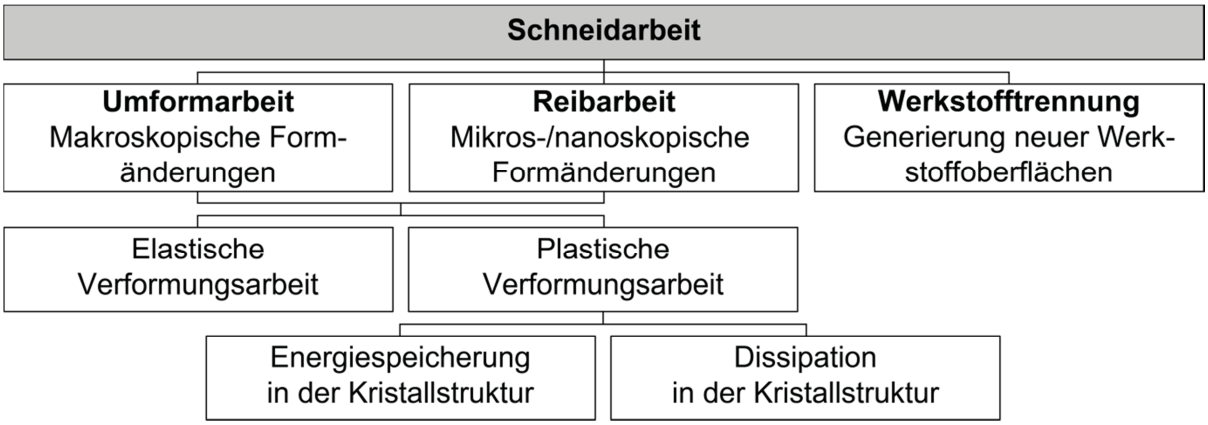


Abbildung 2.9: Energiekaskade beim Scherschneiden

Sowohl elastische als auch plastische Formänderungen bewirken eine Veränderung der inneren Energie und damit der Temperatur des verformten metallischen Körpers unter adiabaten Bedingungen [BEVE 73]. Bereits während der elastischen Verformung des Blechwerkstoffes, in der zweiten Phase des Scherschneidvorganges, resultieren Temperaturänderungen aus sogenannten thermoelastischen Effekten. Sind makroskopische elastische Formänderungen mit einer Volumenerhöhung verbunden, führt dies bei Körpern mit positiven thermischen Ausdehnungskoeffizienten zu einer Temperaturerniedrigung. Dagegen bewirkt eine Volumenverkleinerung durch elastische Stauchung eine Temperaturerhöhung. [ROCC 50, HARW 86, HELM 98] Temperaturänderungen aufgrund dieser thermoelastischen Effekte belaufen sich für Metalle auf Werte kleiner 0,2°C und sind daher von untergeordneter Bedeutung für die Temperaturentwicklung beim Scherschneiden [BEVE 73, ZEHN 98].

Deutlich wichtiger als thermoelastische Effekte bei der Energieumsetzung sind plastische Reib- und Umformvorgänge, in deren Verlauf aufgrund von Dissipation[2] ein großer Teil der Schneidarbeit in Wärmeenergie übergeht. So werden nach Taylor, Davies und Macdougall bis zu 95% der plastischen Formänderungsarbeit in Wärme umgewandelt [TAYL 33, DAVI 70, MACD 00]. Die verbleibenden Energieanteile werden größtenteils in der Kristallstruktur des Blechwerkstoffes durch eine Umordnung und Entstehung von Fehlstellen, wie beispielsweise Punktdefekten, Stapelfehlern, Zwillingen und Versetzungen, gespeichert [ROSA 00]. Diese Fehlstellen bewirken eine lokale Veränderung der Atomabstände, wodurch das Gitter verspannt wird. Gitterverspannungen erhöhen die potenzielle Energie und speichern somit Energie in der Struktur des Werkstoffes. [BEVE 73, HELM 98] Geringe Energieanteile können auch in chemischen Reaktionen an den Kontaktoberflächen umgesetzt werden [POLZ 82, HEIN 84, CZIC 10, SCHW 10].

Die Dissipation während der irreversiblen Formänderung beruht im Wesentlichen auf zwei Grundmechanismen, die im Zuge der Werkstoffverformung auftreten. Diese führen, im Gegensatz zu den thermoelastischen Effekten, zu einer deutlichen Temperaturerhöhung unabhängig von der Dehnungsrichtung. Die plastische Verformung eines polykristallinen Metalls geht mit einer Generierung, Wanderung

[2] Dissipation, lat. für „Zerstreuung, Zerteilung“: Irreversibler Vorgang, bei dem eine umwandelbare Energieform in Wärmeenergie übergeht. [DUDE 74, HERW 08]

und Annihilation spezieller eindimensionaler Gitterbaufehler, den Versetzungen, einher [GOTT 07, WIES 10]. Versetzungen bewegen sich stets schrittweise von einem Energieminimum in das nächste und ermöglichen dadurch ein Abgleiten von Kristallteilen [BARG 00, RÖSL 08]. Der Energieaufwand für den Positionswechsel, bei dem die Versetzung eine Lage mit erhöhtem Energieniveau überwinden muss, geht in kinetische Energie in Form von ungerichteten Kristallschwingungen über. Bei jeder Versetzungsbewegung wird somit Energie an das Kristallgitter abgegeben, was sich nach einer Weile in einer mikros- respektive makroskopischen Temperaturerhöhung niederschlägt. [TROS 66, FLEI 73, RÖSL 08] Einen weiteren Beitrag liefert nach Nakada die gegenseitige Vernichtung von Versetzungen [NAKA 65]. Die von der plastischen Deformation erzeugten Punktdefekte werden ebenfalls im Zuge des Abgleitens von Atomebenen vernichtet oder bilden eine Anhäufung niedrigerer Energie, wodurch die frei werdende Energie in kinetische Energie der Kristallbausteine übergeht [NICH 59, CUIT 96]. Nicholas führt diesen Mechanismus der Annihilation und Vereinigung von Punktdefekten als zweite dominante Ursache für die Dissipation der plastischen Formänderungsarbeit auf [NICH 59].

Aufgrund der Dissipation eines Großteiles der irreversiblen Formänderungsarbeit erhöht sich die Temperatur mit der Einbringung der plastischen Verformungen sowohl an den Reibflächen als auch in der Scherzone des Blechwerkstoffes beim Scherschneiden [DEMM 12-1]. Aus der Korrelation zwischen dem Grad der plastischen Deformation und der Höhe der auftretenden Temperatur resultiert ein Temperaturfeld innerhalb des Verformungsbereiches des Bleches. An Stellen mit sehr hohem plastischem Verformungsgrad kommt es demzufolge zu einer beträchtlichen Wärmeeinbringung.

Die vorangehenden Betrachtungen, mit einer deutlichen Temperaturerhöhung, gelten für Vorgänge bei denen keine thermische Energie mit der Umgebung ausgetauscht wird. Herrschen keine adiabaten, sondern isotherme Bedingungen, so verändert sich die Temperatur nicht, da ausreichend Zeit für den Wärmeausgleich in Form eines Zu- oder Abflusses vorhanden ist. [DAVI 70]

2.3.2 Stand der Wissenschaft

Es wurden bereits zahlreiche Untersuchungen zur Temperaturerhöhung in der Scherzone des Bleches und an den Aktivelementen beim Scherschneiden durch-

geführt. Grundsätzlich können diese in experimentelle, analytische und numerische Arbeiten untergliedert werden.

In diversen experimentellen Studien [KIEN 57, BECK 81, STEN 83, CAMM 86, RENT 96] wurden Thermoelemente in Sacklochbohrungen in der Schneidplatte beziehungsweise im Schneidstempel eingebettet. Gemessen wurde ein maximaler Anstieg der Volumentemperatur in Dauerhubversuchen zwischen 32°C beim Schneiden von Aluminiumblechen bis hin zu 75°C bei Stahlblechen. Rentsch ermittelte zudem die maximale Oberflächentemperatur beim Feinschneiden analytisch auf Basis von Messungen mit Thermoelementen, die in Werkzeugelemente eingebettet waren. Gemäß seinen Abschätzungen überschreitet die Oberflächentemperatur 180°C nicht [RENT 96]. In einer weiteren Forschungsarbeit wurden Temperaturdaten in unterschiedlichen Abständen zu den Schneidkanten des Stempels und der Schneidplatte mit Thermoelementen abgegriffen, um daraus die direkt an der Schneidkante herrschenden Temperaturen zu berechnen. Oberflächentemperaturen von bis zu 450°C waren das Ergebnis [FISC 91]. In Versuchen von Schüßler [SCHÜ 90], der zur Temperaturmessung ebenfalls Thermoelemente in die Schneidaktivelemente integrierte, wurden beim Hochgeschwindigkeitsscherschneiden von Elektroblech Temperaturen von bis zu 420°C am Stempel aufgenommen. Als weitere Messmethode wandte Schüßler die Erfassung der Wärmestrahlung der Stempeloberfläche an, aus der er auf Temperaturen von über 500°C schloss. Diese hohen Temperaturen decken sich mit Schüßlers analytischen Berechnungen und der Beobachtung eines orange-rot glühenden Stempels bei Anschneidgeschwindigkeiten von 1,6 m/s. Die berührungslose Temperaturmessung wurde auch zur Bewertung eines Feinschneidprozesses von Kim et al. herangezogen. An der Schneidplattenschneidkante stellte er bei der Verarbeitung eines Einsatzstahles eine maximale Oberflächentemperatur von 55°C fest [KIM 07]. In Veröffentlichungen aus den Jahren 1954 und 1955 wird dagegen eine maximale Oberflächentemperatur zwischen Stempel und Blech von circa 550°C für einen Stahlwerkstoff angegeben. Die Temperaturmessung wurde über die Bildung eines Thermoelementes zwischen dem Stempel und der Platine realisiert. Mit diesem Versuchsaufbau führten Dies und Stromberg auch Parameteruntersuchen zum Einfluss von Schmierstoffen und der Schneidgeschwindigkeit auf die Temperatur durch. Es konnten jedoch keine signifikanten Zusammenhänge herausgearbeitet werden. [DIES 54, STRO 55, DIES 55] Anhand von Gefügeuntersuchungen an

feingeschnittenen Bauteilen aus Baustahl schloss Chen et al. auf noch höhere Temperaturen. Unter dem Rasterelektronenmikroskop konnte an der scherge-schnittenen Blechoberfläche eine weiße Schicht, ein sogenannter „white-etching layer“ (Reibmartensit), nachgewiesen werden, was auf Temperaturen von bis zu 600°C in der Scherzone schließen lässt [CHEN 03].

Vaz und Bressan haben in ihren Untersuchungen zur numerischen Modellierung des Scherschneidprozesses einen Temperaturanstieg in der Scherzone des Stahlbleches von maximal 92°C ermittelt [VAZ 02]. Ähnliche auf Finite-Elemente (FE)-Simulationen beruhende Temperaturanstiege sind in den Veröffentlichungen von Ko et al. und Kim et al. zu finden (97°C bzw. 112°C) [KO 97, KO 00, KIM 07]. Klocke und Raedt prognostizierten in Simulationen eines Feinschneidprozesses mit dem Stahlwerkstoff 16MnCr5 eine Temperaturerhöhung von 400°C [KLOC 01]. In weiteren Veröffentlichungen von Klocke und Raedt aus den Jahren 2002 und 2006 wird die Temperatur an der Stempelschneidkante bei der Feinschneidsimulation des gleichen Werkstoffes mit nur maximal 136°C angegeben [RAED 02, KLOC 02, KLOC 06]. Weitaus höhere Temperaturen nennt Massmann in seiner Dissertation, die eine simulative Betrachtung wiederum des Feinschneidens des Werkstoffes 16MnCr5 behandelt. Ein Temperaturanstieg in der Scherzone auf bis zu 300°C und an der Schneidkante der Matrize auf 90°C sind das Resultat seiner Untersuchungen [MASS 07]. Die in der Scherzone auftretenden Temperaturen sind ebenfalls Gegenstand einer Veröffentlichung von Chen et al.. In einer FE-Simulation des Feinschneidprozesses mit einem Baustahl als Werkstückwerkstoff wurde eine maximale Schneidtemperatur von 177°C angegeben [CHEN 04]. Die mit Abstand höchsten Temperaturen in der Scherzone wurden von Brokken [BROK 99] an einem Edelstahlblech (X30Cr13) sowie von Gruner und Mauermann [GRUN 09] an einem Feinkornbaustahl (S500MC) in Scherschneidsimulationen mit erhöhten Schneidgeschwindigkeiten ermittelt. Spitzenwerte von 450°C und 500°C werden in diesen Arbeiten genannt. Das Scherschneiden bei erhöhter Schneidgeschwindigkeit eines Stahlbleches war auch Teil der FEM (Finite-Elemente-Methode) gestützten Analyse von Breitling. Bei ähnlich hoher Schneidgeschwindigkeit wie Brokken stellte er eine Temperaturerhöhung auf bis zu 308°C fest [BREI 98].

Ergänzend zu den experimentellen, analytischen und numerischen Untersuchungen finden sich Expertenmeinungen zu dieser Thematik, wonach bei Stahlblechen

Temperaturen von bis zu 300°C bei konventionellen Schneidgeschwindigkeiten und von bis zu 1000°C beim Hochgeschwindigkeitsscherschneiden in der Scherzone auftreten [RÖTT 76, HUML 76, LANG 90].

Zusammenfassend können aufgrund der geringen Anzahl an Parametervariationen in den aufgeführten Untersuchungen keine konkreten Wirkzusammenhänge abgeleitet werden. Dennoch kann folgende qualitative Aussage getroffen werden: Bei Stahlwerkstoffen ist bei steigender Schneidgeschwindigkeit mit einer Erhöhung der maximalen Temperatur in der Scherzone beziehungsweise an den Aktivelementen zu rechnen.

2.4 Forschungsbedarf

Nach dem derzeitigen Stand der Erkenntnisse zur Temperaturveränderung in der Scherzone des Bleches und an den Schneidaktivelementen kann aufgrund der extremen Streubreite der in Abschnitt 2.3.2 dargestellten Werte keine klare Aussage über die tatsächlich auftretenden Temperaturen getroffen werden. Überdies wird in keiner experimentellen Analyse ein detaillierter Verlauf der Temperatur über den gesamten Schneidvorgang hinweg aufgezeichnet. Zusammenhänge zwischen der auftretenden Temperatur und Prozessparameterveränderungen beschränken sich darüber hinaus meist nur auf Versuche mit unterschiedlichen Blechwerkstoffen. Bis dato kann keine zuverlässige Angabe darüber gemacht werden, ob und auf welche Weise sich die Temperatur auf den Scherschneidprozess auswirkt.

Wird von dem unteren Temperaturbereich der Veröffentlichungen ausgegangen, so kann von einer Vernachlässigbarkeit gesprochen werden. Wird jedoch eine Temperaturschwelle von rund 200°C überschritten, kann von einer signifikanten Prozessbeeinflussung ausgegangen werden. Erhöhter Werkzeugverschleiß infolge lokaler Veränderung der mechanischen Eigenschaften des Werkzeugwerkstoffes [GUID 65, SCHÜ 90, EBNE 12, JESN 12], thermisch induzierte mechanische Spannungen in den Werkzeugoberflächen [LIND 10, EBNE 12] und ein verstärktes Adhäsionsverhalten [FENG 54, STRO 55, DIES 60] können daraus resultieren. Eine Zerstörung von Werkzeugbeschichtungen durch zyklische thermische Beanspruchungen [UGUE 12] und eine Reduzierung der Schmierstoffwirkung [KALI 04, OBST 07] sind ebenfalls denkbar. Weiterer Verschleiß kann aus einer Wärmeausdehnung der Aktivelemente folgen [SCHÜ 90], wenn mit sehr kleinen Schneidspaltmaßen

gearbeitet wird. Eine Veränderung des Fließverhaltens des Werkstückwerkstoffes, unter anderem durch Effekte wie der Blausprödigkeit bei Stählen mit geringem Kohlenstoffgehalt [ABDE 07, DAVI 70, DOEG 10] oder der dynamischen Erholung und Rekristallisation [DAHL 93, MEYE 07, HUMP 04, NÜRN 10], dürfen ebenfalls nicht außer Acht gelassen werden. Sie beeinflussen die Schnittflächenausbildung und sind ein wichtiger Eingabeparameter beispielsweise für die Modellierung von Finite-Elemente-Scherschneidsimulationen. Nach Rumpf ist auch die Rissinitiierung in metallischen Werkstoffen temperaturabhängig [RUMP 61]. Besonders bei einer simulativen Betrachtung des Scherschneidens mit einer Darstellung der Werkstofftrennung und der erforderlichen Kennwertermittlung ist folglich die Temperatur eine entscheidende Einflussgröße. Mit einer Veränderung der mechanischen Eigenschaften der in Kontakt stehenden Werkstoffe ist schließlich ein Einfluss auf die tribologischen Verhältnisse, im Speziellen auf den Reibungskoeffizienten, verbunden [KENN 84, POLZ 82]. Des Weiteren ist mit chemischen Prozessen an den Oberflächen, die von erhöhten Temperaturen initiiert oder sogar beschleunigt werden, zu rechnen [KRAU 76]. Diese Änderungen können sich im Werkzeugverschleiß und an den schergeschnittenen Oberflächen bemerkbar machen.

In Anbetracht des möglichen gravierenden Einflusses der Temperaturentwicklung während des Scherschneidens auf den gesamten Prozess und den teils widersprüchlichen und stark voneinander abweichenden Ergebnissen bisheriger Untersuchungen besteht die Notwendigkeit weiterer Forschungsaktivitäten.

3 Zielsetzung und Aufgabenstellung

Die Ursachen für die große Diskrepanz in den Literaturwerten, aber auch für widersprüchliche Aussagen in zeitlich aufeinander folgenden Veröffentlichungen einiger Autoren zu den beim Scherschneiden auftretenden Temperaturänderungen sind vielfältig. Neben einer unzureichenden messtechnischen Methodik fehlt meist eine Bewertung der gemessenen Temperaturwerte hinsichtlich der örtlichen Auflösung. Diese Unzulänglichkeiten verschärfen sich wegen der häufig ausschließlichen Darstellung und Messung einzelner Spitzenwerte, welche eine reine Momentaufnahme abbilden. Eine Übertragung und Verwendung gemessener Daten in analytischen Ansätzen ist demgemäß nicht zielführend. Aus Finite-Elemente-Simulationen abgeleitete Temperaturen sind sehr stark von den gewählten Eingabeparametern und Werkstoffmodellen des Simulationsmodelles abhängig [HELM 98]. Abweichungen simulativ oder analytisch ermittelter Absolutwerte können somit infolge falscher Annahmen und Randbedingungen sehr schnell auftreten.

Zentrales Ziel dieser Arbeit ist es daher, entsprechend der Temperaturdefinition in Abschnitt 2.3, eine zeitlich und örtlich genau definierte Temperatur fortwährend über den kompletten Schneidvorgang aufgelöst zu erfassen. Konkret wird der zeitliche Verlauf der Blitztemperatur an der Schneidkante des Scherschneidstempels in Abhängigkeit verschiedener Prozessparameter im geschlossenen Schnitt gemessen. Durch die eindeutige Temperaturzuordnung und die Aufnahme eines Verlaufes wird erstmals eine eindeutige Aussage zu den tatsächlich vorherrschenden Temperaturen möglich sein. Die Temperaturerfassung geschieht direkt an der Schneidkante des Stempels, da dort mit sehr großen plastischen Deformationen des Blechwerkstoffes und folglich mit einem hohen Wärmeeintrag zu rechnen ist.

Die Auswahl eines geeigneten Messprinzips sowie dessen Entwicklung, Aufbau und Erprobung sind essenzielle Aufgabenteile, da die Auflösung und Genauigkeit der Temperaturmessung sowohl in geometrischer, zeitlicher als auch skalenmäßiger Hinsicht dadurch vorgegeben werden. Anschließend erfolgt die Analyse des Einflusses ausgewählter Prozessparametervariationen auf den Temperaturverlauf bei unterschiedlichen Blechwerkstoffen. In der Folge ist es möglich kausale Zusammenhänge zwischen den Prozessparametern, der Schnittflächenausbildung und der Temperatur abzuleiten.

4 Versuchsanlagen und Messeinrichtungen

4.1 Versuchsanlagen

4.1.1 Feinschneidpresse

Die Scherschneidversuche wurden an einer dreifach wirkenden hydraulischen Feinschneidpresse vom Typ HFA 3200 plus der Firma Feintool, Lyss (Schweiz), durchgeführt. Die Gesamtpresskraft von maximal 3200 kN dieser dreifachwirkenden Presse kann auf die Wirkrichtungen der Schneidkraft, Ringzackenkraft und Gegenhalterkraft aufgeteilt werden. Die wichtigsten technischen Daten der Presse sind Tabelle 4.1 zu entnehmen. Durch die Ausführung des Pressenkörpers in einer Monoblock-Schweißkonstruktion mit großen Ständerquerschnitten und zusätzlichen Verrippungen wird eine hohe Steifigkeit der Werkzeugmaschine in vertikaler und horizontaler Richtung erreicht. Die Führungsgenauigkeit des im Pressentisch befindlichen Stößels wird mittels doppelter Stößelführung mit achtfacher Gleitführung und einer Rundführung im unteren Stößelbereich realisiert. [FEIN 02, HOFF 84]

Merkmal	Kennzahl
Gesamtkraft	3200 kN
Ringzackenkraft (min. - max.)	140 - 1400 kN
Gegenhalterkraft (min. - max.)	70 - 700 kN
Schneidgeschwindigkeit (min. - max.)	10 - 70 mm/s
Werkzeugaufspannfläche oben	630 x 630 mm
Werkzeugaufspannfläche unten	640 x 900 mm
Werkzeugeinbauhöhe (min. - max.)	330 - 410 mm

Tabelle 4.1: Technische Daten der eingesetzten Feinschneidpresse vom Typ HFA 3200 plus [FEIN 02]

4.1.2 Walzwerk

Für die Untersuchung des Einflusses von Vorverformungen auf das thermo-elektrische Verhalten der eingesetzten Blechwerkstoffe wurden die Bleche mit einem Duo-Blechwalzwerk BW 300/270 der Firma Carl Wezel, Mühlacker, bei einer konstanten Walzengeschwindigkeit von 16 m/min kaltgewalzt. Das Walzwerk ist mit zwei gehärteten Stahlwalzen der Firma Krupp Stahl AG, Essen, ausgestattet. Diese Stahlwalzen weisen an den Oberflächen eine Rautiefe von 0,36 bis 0,38 µm auf. Die Einstellung des Walzspaltes erfolgt elektrisch mit einer Genauigkeit bei der

Feinanstellung von 0,01 mm und der Möglichkeit einer getrennten Ansteuerung der Walzenzapfen für einen Schräglagenausgleich. [KRUP 83]

4.2 Mess- und Prüfeinrichtungen

4.2.1 Zug-Druck-Prüfmaschine

Zur Ermittlung der mechanischen Werkstoffkennwerte sowie zur Kalibrierung der im Scherschneidwerkzeug und in der Kalibriervorrichtung verwendeten Kraftsensoren stand eine Universalprüfmaschine vom Typ 1484/DUPS-M der Firma Zwick GmbH, Ulm, zur Verfügung. Die Anlage verfügt über zwei separate Prüfräume, die eine Durchführung von sowohl Zug- als auch von Druckprüfungen erlauben. Neben der Erfassung des Traversenweges ist die Prüfmaschine mit Kraftsensorik ausgestattet, die eine Aufzeichnung von Zug- und Druckkräfte im unteren Prüfraum bis zu 200 kN und im oberen Testbereich bis maximal 20 kN gestattet. Die Kraftmesseinrichtungen der Anlage entsprechen nach DIN EN ISO 7500-1 den Genauigkeitsanforderungen der Klasse 1. [ZWIC 08, DIN 7500-1, DIN 7500-1/4]

4.2.2 Auflichtmikroskop

Lichtmikroskopische Gefügeaufnahmen wurden mit dem Auflichtmikroskop Axioplan 2 der Firma Carl Zeiss MicroImaging GmbH, Göttingen, durchgeführt. Das Mikroskop ermöglicht Vergrößerungen um den Faktor 25 bis 2.500 und eine Digitalisierung mit der integrierten hochauflösenden Mikroskopiekamera AxioCam MRc 5. Die Kamera bietet eine maximale Auflösung von 2584 x 1936 Pixel. [ZEIS 06]

4.2.3 Funkenemissionsspektrometer

Die quantitative chemische Zusammensetzung der Blechwerkstoffe wurde mit dem stationären optischen Emissionsspektrometer vom Typ Foundry-Master der Firma WAS AG, Uedem, bestimmt. Die Funktionsweise dieses Analysegerätes beruht auf der Messung einer elementspezifischen elektromagnetischen Strahlung, die von angeregten Atomen des zu prüfenden Werkstoffes ausgesendet wird. Die Anregung der Atome auf ein energetisch höheres Niveau erfolgt bei diesem Spektrometer mittels Verdampfung des Probenwerkstoffes infolge einer Funkenentladung. [KIAU 05, FOUN 09]

4.2.4 Mikrohärteprüfer

Mit dem Indentationshärtetestsystem LECO AMH-43 des Unternehmens LECO Instrumente GmbH, Mönchengladbach, wurden Mikrohärtemessungen zur Blechwerkstoffcharakterisierung vor und nach den Scherschneiduntersuchungen ausgeführt. Der Härteprüfer ist mit einem gesteuerten Probenverfahrtisch zur vollautomatischen Vermessung der Härteeindrücke ausgestattet. Eine Digitalkamera vermisst die beiden Diagonalen des Eindruckes einer Vickers-Pyramide an der Prüfwerkstoffoberfläche nach Rücknahme der Prüfkraft. [LECO 05, DIN 6507-1]

4.2.5 Profilmessplatz

Die Vermessung der Kanten der schergeschnittenen Teile und der Schneidkantengeometrie der Aktivelemente wurde an einer Profilmesseinrichtung der Firma Mahr GmbH, Göttingen, durchgeführt. Die nach dem Prinzip des Tastschnittverfahrens arbeitende Messeinrichtung vermisst während einer Messabfolge entlang einer Linie die Oberflächenkontur des zu prüfenden Bauteiles. Ein lineares Vorschubsystem vom Typ PCV 200 der Firma Mahr GmbH bewegt dazu einen Tastarm mit einer integrierten Tastspitze über das Messobjekt. Die Steuerung und Auswertung der Prüfungen wird über die Software MarWin XC 20 ausgeführt. Bei den Vermessungen der Aktivelemente kam eine Tasteinheit mit einer Kegeltastspitze zum Einsatz. Deren Kegelwinkel beträgt 30°, der Kopfradius 25 µm und die Tastarmlänge 350 mm. Mittels einer Doppeltastspitze, welche an einem Tastarm der Länge 350 mm montiert ist, wurden die Schnittflächenkenngrößen der schergeschnittenen Teile quantifiziert. Die beiden 18 mm voneinander entfernten Tastspitzen sind durch einen Winkel der Schrägung von 19° bei einem Kopfradius von 25 µm gekennzeichnet. [DIN 4287, MAHR 07]

4.2.6 Mikroohmmeter

Zur Charakterisierung der Blechwerkstoffe und zur Evaluierung von Übergangswiderständen im Messaufbau beim Scherschneiden wurde ein Mikroohmmeter vom Typ MO2A-100 der Firma Rasmus & Kühne GmbH, Bannewitz, eingesetzt. Das nach dem Prinzip der Vierleitermessung bei einem Prüfstrom von 100 A arbeitende Instrument bietet eine Auflösung von 0,01 µΩ mit einer Genauigkeit von 0,11 % des Messwertes im verwendeten Messbereich. [RASM 03]

5 Versuchswerkstoffe

5.1 Blechwerkstoff

In den experimentellen Untersuchungen wurde ein Flacherzeugnis aus Stahl, das in der blechverarbeitenden Industrie sehr häufig zu finden ist, in den Blechdicken 4,0 und 6,0 mm eingesetzt. Beide Blechdicken des mikrolegierten Feinkornbaustahles S355MC mit der Werkstoffnummer 1.0976 wurden von der Firma Reinhold Mendritzki Kaltwalzwerk, Plettenberg, in Form von Streifen mit einer Breite von 100 mm und 3 m Länge geliefert. Bei diesem warmgewalzten Flacherzeugnis handelt es sich um einen kohlenstoffarmen Stahl mit einer hohen Streckgrenze und besonders guter Kaltumformbarkeit. Die eingesetzten Bleche wurden zur Erreichung der geforderten Blechdickentoleranzen zusätzlich egalisierend nachgewalzt. [DIN 10149-1, DIN 10149-2, STAH 07]

5.1.1 Chemische und metallurgische Werkstoffcharakterisierung

Mittels optischer Emissionsspektrometrie erfolgte die chemische Analyse der Blechwerkstoffe. Die ermittelten Werte für die chemische Zusammensetzung (siehe Tabelle 5.1) decken sich mit den Herstellerangaben und erfüllen die Anforderungen der geltenden Norm DIN EN 10149-2 [DIN 10149-2].

Blechwerkstoff	Legierungselemente in Gewichtsprozent [%]							
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni
S355MC 4mm	0,09	0,01	0,47	0,01	< 0,01	0,02	< 0,01	0,03
S355MC 6mm	0,06	0,02	0,54	0,01	< 0,01	0,03	< 0,01	0,02

Tabelle 5.1: Legierungszusammensetzung der verwendeten Stahlbleche

Anknüpfend an die Prüfung der Legierungsbestandteile wurde anhand von Schliffbildern eine qualitative und quantitative lichtmikroskopische Beurteilung des Grundgefüges durchgeführt, da dieses einen erheblichen Einfluss auf das Scherschneidverhalten hat [BIRZ 84, SING 91]. Die Proben für die Schliffe wurden in Anlehnung an DIN EN 50602 sowie das Stahl-Eisen-Prüfblatt SEP 1520 quer und längs zur Walzrichtung der Bleche entnommen [DIN 50602, SEP 1520]. Mit dem Linienschnittsegment-Verfahren nach DIN EN ISO 643 wurden die Korngrößen parallel und quer zur Walzrichtung sowie senkrecht dazu in Blechdickenrichtung bestimmt [DIN 643]. Abbildung 5.1 zeigt exemplarisch an jeweils einer Aufnahme in Walz- und Querrichtung die Gefügeausbildung der beiden Blechwerkstoffe.

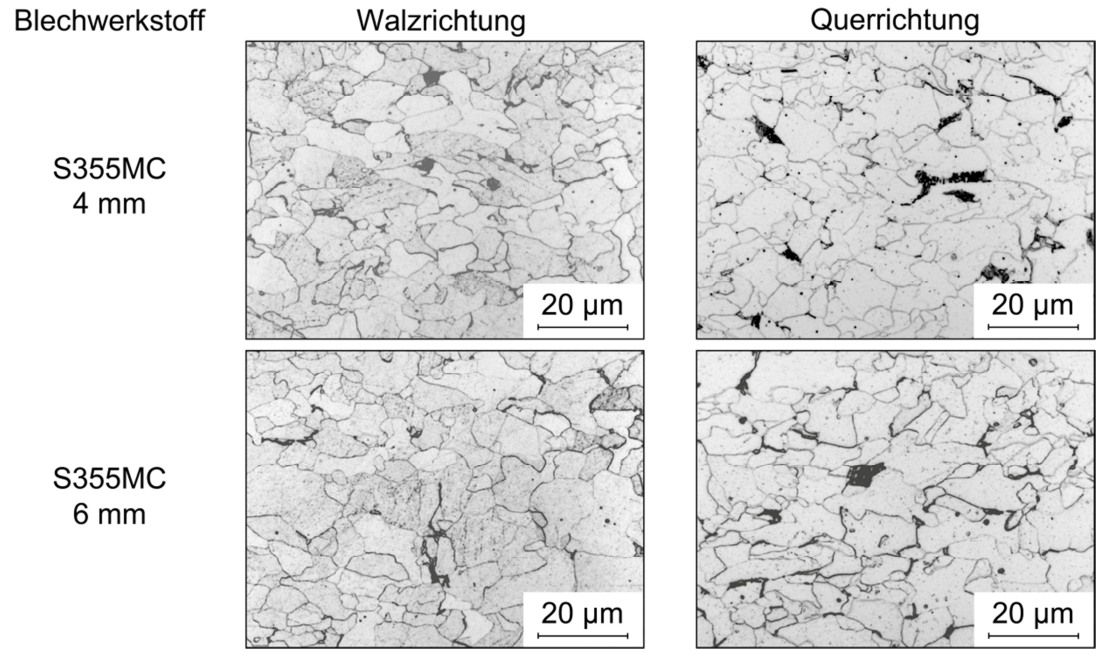


Abbildung 5.1: Gefügeausbildung der Stahlwerkstoffe längs und quer zur Walzrichtung

Das Gefüge des Blechwerkstoffes S355MC besteht bei beiden Blechdicken, wie für Feinkornbaustähle typisch, vorwiegend aus einer Ferritmatrix, in die feine Perlitinseln eingelagert sind. An einigen Korngrenzen ist Korngrenzenzementit (Teritärzementit) und im Inneren der Ferritkörner sind vereinzelt meist kugelförmige Schlackeneinschlüsse festzustellen. Die unregelmäßig geformten Körner weisen, bedingt durch den Nachwalzprozess, eine leichte kristallographische Vorzugsorientierung (Umformtextur) in Walzrichtung auf, die sich in der mittleren Korngröße widerspiegelt (Tabelle 5.2).

Blechwerkstoff	Mittlere Korngröße [µm] (Standardabweichung [µm])		
	Walzrichtung	Querrichtung	Senkrecht
S355MC 4mm	6,8 (0,8)	6,4 (0,5)	6,0 (1,1)
S355MC 6mm	7,8 (1,1)	7,4 (0,5)	5,8 (1,0)

Tabelle 5.2: Korngrößen der Versuchswerkstoffe

5.1.2 Mechanische und thermische Werkstoffcharakterisierung

In Zugversuchen und mit Messungen der Mikrohärte wurden die mechanischen Kennwerte der Versuchswerkstoffe bei Raumtemperatur ermittelt. Hierzu wurden die im Abschnitt 4.2 beschriebenen Geräte eingesetzt.

Die Zugversuche wurden gemäß DIN 50125 und DIN EN ISO 6892-1 an proportionalen Zugproben der Form E (Proportionalfaktor k = 5,65) bei einer Dehngeschwindigkeit von 0,0005 s^{-1} durchgeführt. Die Entnahme der Zugproben aus den Blechstreifen erfolgte ausschließlich parallel zur Walzrichtung nach der Norm DIN EN ISO 377. [DIN 50125, DIN 6892-1, DIN 377] In Tabelle 5.3 sind ausgewählte mechanische Kenngrößen der Blechwerkstoffe, die in Zugversuchen ermittelt wurden, aufgeführt.

Zur umfassenden mechanischen Charakterisierung der Blechwerkstoffe wurde die Vickers-Mikrohärte nach DIN EN ISO 6507-1 sowohl in als auch quer zur Walzrichtung geprüft. Aufgrund der sehr hohen Homogenität der Blechwerkstoffe konnten in beiden Messrichtungen über die Blechdicke nur minimale Unterschiede der Härte, die sich im Bereich der Standardabweichung bewegen, festgestellt werden. In Tabelle 5.3 ist daher der Mittelwert der Grundhärtewerte beider Messrichtungen aufgeführt.

Blechwerkstoff	Mechanische Eigenschaft (Standardabweichung)				
	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_g [%]	n [-]	Mikrohärte [HV 0,1]
S355MC 4mm	419,5 (1,6)	478,4 (1,2)	12,6 (0,3)	0,10	174 (6)
S355MC 6mm	430,8 (2,0)	482,8 (1,4)	12,5 (0,8)	0,09	173 (8)

Tabelle 5.3: Quasistatisch ermittelte mechanische Kennwerte der Versuchswerkstoffe bei Raumtemperatur

Ergänzend zu den mechanischen Kennwerten ist, aufgrund des Fokus dieser Arbeit auf die thermischen Verhältnisse in der Scherzone des Bleches, der Transport der thermischen Energie in Form von Wärmeleitung im Blech von Bedeutung. Der werkstoff- und temperaturabhängige Kennwert hierfür ist die spezifische Wärmeleitfähigkeit. Über den durch das Wiedemann-Franz-Gesetz (Formel 5-1) postulierten Zusammenhang wurde ein Vergleichskennwert bestimmt. [HERI 02, WORC 11]

$$\lambda = L \cdot T \cdot \kappa \qquad \textit{Formel 5-1}$$

mit

λ	spezifische Wärmeleitfähigkeit [W/(m·K)]
L	Lorenz-Zahl [(W·Ω)/K^2]
T	absolute Temperatur [K]
κ	elektrische Leitfähigkeit [1/(Ω·m)]

Mit dem Mikroohmmeter vom Typ MO2A-100 wurden der spezifische elektrische Widerstand und anschließend die elektrische Leitfähigkeit der Blechwerkstoffe bestimmt (Tabelle 5.4). Bei Raumtemperatur und unter der Vereinfachung einer identischen Lorenz-Zahl für beide Blechwerkstoffe besteht ein direkt proportionaler Zusammenhang zwischen der spezifischen Wärmeleitfähigkeit und der elektrischen Leitfähigkeit.

Blechwerkstoff	Elektrische Leitfähigkeit κ [1/(Ω·m)] (Standardabweichung [1/(Ω·m)])
S355MC 4mm	$7{,}01 \cdot 10^6$ ($0{,}02 \cdot 10^6$)
S355MC 6mm	$6{,}78 \cdot 10^6$ ($0{,}01 \cdot 10^6$)

Tabelle 5.4: Spezifische elektrische Leitfähigkeit der Blechwerkstoffe bei Raumtemperatur

5.2 Stempelwerkstoff

In den Untersuchungen wurden zwei für das Lastkollektiv beim Scherschneiden geeignete Werkzeugwerkstoffe betrachtet. Der pulvermetallurgisch hergestellte Schnellarbeitsstahl S390 microclean der Firma Böhler Edelstahl GmbH, Kapfenberg (Österreich), zeichnet sich durch sein homogenes und seigerungsfreies Gefüge mit praktisch isotropen Eigenschaften aus. Die Legierungsbestandteile dieses Werkzeugstahles sind Tabelle 5.5 zu entnehmen. Der Schnellarbeitsstahl besitzt eine Wärmeleitfähigkeit von 24 W/(m·K) bei einer Temperatur von 20°C. [BÖHL 04]

	Legierungselemente in Gewichtsprozent [%]							
	C	Si	Mn	Cr	Mo	V	W	Co
S390 microclean	1,64	0,60	0,30	4,80	2,00	4,80	10,40	8,00

Tabelle 5.5: Legierungszusammensetzung des Schnellarbeitsstahles [BÖHL 04]

Als zweiter Werkzeugwerkstoff wurde die Feinkorn-Hartmetallsorte CF-H40S der Ceratizit Deutschland GmbH, Empfingen, gewählt. Dieser Zwei-Phasen-Werkstoff setzt sich aus dem Hartstoff Wolframcarbid mit einem Bindemetallgehalt von 11,8 % Cobalt zusammen. Mit der pulvermetallurgischen Herstellungsweise wird eine sehr hohe Gefügehomogenität bei einer mittleren Wolframcarbid-Korngröße im Bereich von 1,2 bis 1,5 µm erreicht. Das Hartmetall führt mit einer Wärmeleitfähigkeit von

90 W/(m·K) bei einer Temperatur von 20°C deutlich besser die Wärme ab als der Schnellarbeitsstahl. [SCHE 88, CERA 06, CERA 12]

5.3 Schmierstoff

Für die Versuchsreihen zum Einfluss der Beölung auf die Blitztemperatur wurden das chlorfreie Schneid- und Umformöl HOLIFA VP 1127 der Firma Holifa Fröhling GmbH & Co. KG, Hagen, sowie der chlor- und schwermetallfreie Feinschneid- und Umformschmierstoff WISURA ZO 3180 des Unternehmens Wisura GmbH, Bremen, auf die Blechoberfläche aufgetragen. Beide auf Mineralölen basierenden Schmierstoffe sind für das Scherschneiden ferritischer Stahlqualitäten bis zu einer Blechdicke von 8 mm ausgelegt. [HOLI 13, WISU 09]

Für beide Schmierstoffe wurde ergänzend die elektrische Leitfähigkeit nach DIN 51412 Teil 2 bei Raumtemperatur bestimmt [DIN 51412]. Die Ergebnisse der Messungen sind in Tabelle 5.6 aufgelistet.

Schmierstoff	Elektrische Leitfähigkeit κ [1/(Ω·m)]
HOLIFA VP 1127	$13{,}3 \cdot 10^{-9}$
WISURA ZO 3180	$12{,}1 \cdot 10^{-9}$

Tabelle 5.6: Elektrische Leitfähigkeit der Schmierstoffe bei Raumtemperatur

6 Versuchsplan

Die Untersuchungen zum Verlauf und zur Höhe der Blitztemperatur an der Schneidkante des Scherschneidstempels folgten der in Abbildung 6.1 dargestellten strukturierten Vorgehensweise.



Abbildung 6.1: Versuchsplan

7 Methodik und Messeinrichtungen zur Blitztemperaturmessung

Zur Messung der Blitztemperatur beim Scherschneiden sind, neben dem Messwertaufnehmer an sich, zahlreiche zusätzliche Komponenten zur Weiterverarbeitung des Signales notwendig, um am Ende der Signalverarbeitungskette eine verwertbare Information zu erhalten. Die Aufnahme, Verarbeitung und Auswertung des Eingangssignales setzt sich, wie in Abbildung 7.1 grafisch dargestellt, aus sechs nacheinander folgenden Verarbeitungsstufen zusammen. Auf die Wandlung der physikalischen Zustandsgröße „Temperatur“ in ein elektrisches Signal durch den Aufnehmer (Sensor, Detektor) folgen Signalverarbeitungselemente, in denen das Analogsignal verstärkt und gefiltert wird. Nach der anschließenden Digitalisierung im Analog-Digital-Umsetzer werden die Daten weiter aufbereitet, um dem Nutzer am Ende der Messkette die gewünschten absoluten Temperaturwerte T ausgeben zu können.

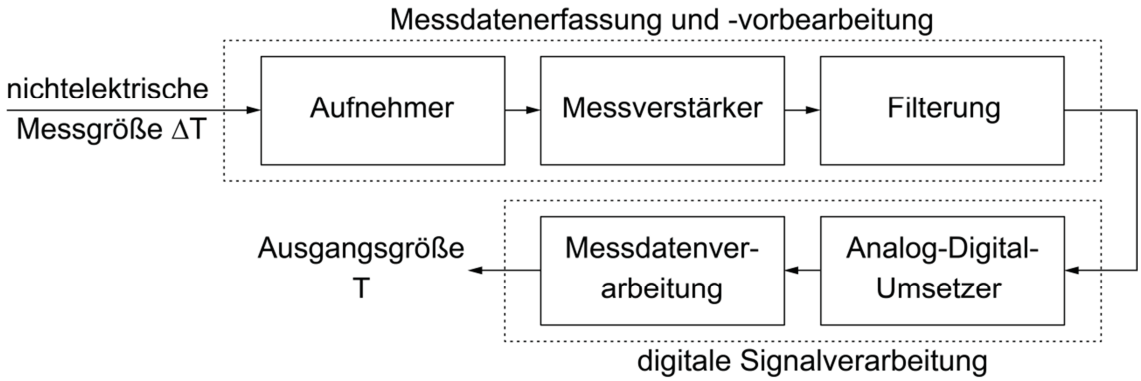


Abbildung 7.1: Signalverarbeitungskette zur Blitztemperaturmessung

Zur Erreichung der gesetzten Ziele müssen alle Schritte der Signalverarbeitung kritisch betrachtet, sorgfältig ausgewählt und aufeinander abgestimmt werden. In den folgenden Kapiteln wird die Messkette detailliert erläutert, da sie ein entscheidender Bestandteil dieser Arbeit ist.

7.1 Konzept der Blitztemperaturmessung

Die große Herausforderung bei der Erfassung der Blitztemperatur liegt in dem sich ausbildenden Temperaturfeld. Sehr hohe lokale Temperaturen treten zum einen nur in Bruchteilen von Sekunden, zum anderen in einem begrenzten geometrischen Bereich auf. Das Temperaturfeld weist somit sehr große örtliche und zeitliche Gradienten auf. Aufgrund der hohen mechanischen Belastungen in der Messzone kommt es zu weiteren Einschränkungen bei der Auswahl eines geeigneten

Messverfahrens. Im Folgenden wird neben den Auswahlkriterien das Konzept sowie die Realisierung der Blitztemperaturmessung dargelegt.

7.1.1 Auswahl eines Messkonzeptes

Jede der in Kapitel 2.2 aufgeführten Messmethoden hat spezifische Vor- und Nachteile, die bezogen auf den Anwendungsfall verschiedene Gewichtungen erhalten. Die gewichtete Bewertung ermöglicht die Wahl eines für die Messaufgabe am besten geeigneten Konzeptes. Folgende zentrale Auswahlkriterien müssen bei der Entscheidung über ein geeignetes Verfahren berücksichtigt werden:

- Messbereich: In Anlehnung an die Werte aus der Literatur wird ein Temperaturmessbereich von Raumtemperatur bis 500°C festgelegt. In diesem Temperaturbereich muss der Messwertaufnehmer mit einer möglichst hohen Sensitivität ein eindeutiges und mathematisch streng monoton verlaufendes Signal liefern.

- Dynamisches Ansprechverhalten: Unabdingbare Forderung an den Sensor ist eine kleine Zeitkonstante im Bereich weniger Mikrosekunden aufgrund der kurzen Dauer des Scherschneidvorganges. Nur so kann das Ziel der Aufzeichnung eines Temperaturverlaufes erreicht werden.

- Örtliche Auflösung: Die Kontaktfläche zwischen Stempel und Blech, auf der die zu messenden Blitztemperaturen auftreten, ist durch die Schneidkantenpräparation definiert. Der Messwertaufnehmer muss in diesem nur einige Mikrometer breiten Bereich der Schneidkante Temperaturen auflösen. Hingewiesen sei jedoch auch auf den Umstand, dass jede Temperaturmessung einen integralen Temperaturwert über mehr oder weniger ausgedehnte Werkstoffbereiche liefert, da eine Temperaturdefinition in der atomaren Größenordnung nicht mehr gültig ist. Die kinetische Energie der Atombausteine ist auf der atomaren Ebene das charakterisierende Maß.

- Robustheit des Sensors: Verfahrensbedingte mechanische und thermische Belastungen, die zyklisch und äußerst lokal auftreten, dürfen keine Zerstörung oder Beschädigung des Sensorelementes verursachen. Dies muss auch bei der Durchführung zahlreicher Messungen gewährleistet sein. Diese Anforderung der Wiederverwendbarkeit umfasst auch die Alterungsbeständigkeit des Aufnehmers.

- Beeinflussung des Temperaturfeldes und des Prozesses: Weder Rückwirkungen auf den Prozess noch eine Störung des tribologischen Kontaktes oder des Wärmestroms zwischen den Aktivelementen und dem Blechwerkstoffen dürfen aus der Temperaturmessung resultieren.

- Genauigkeit: Die quantitative Genauigkeit der Messung gilt es mit einer Kalibrierung zu validieren. Veränderungen während oder infolge des Scherschneidprozesses müssen ausgeschlossen werden.

Für die Blitztemperaturmessung kommen entsprechend den aufgelisteten Anforderungen ausschließlich zeitauflösende Verfahren in Betracht, da für andere Methoden, beispielsweise Stoffumwandlungen, die Prozessdauer zu kurz ist und somit kein thermisch stationärer Zustand an der Messstelle erreicht wird. Ferner können mit diesen Methoden nur Aussagen über ein erreichtes Temperaturniveau zu einem unbekannten Zeitpunkt getroffen werden.

Die Kategorie der Strahlungsthermometer scheidet angesichts der fehlenden optischen Zugänglichkeit der Messstelle während des Scherschneidprozesses aus. Die berührungslosen Messvarianten würden transparente Werkzeugteile erfordern, was technisch jedoch nicht realisierbar ist. Messungen im Anschluss an den Schneidvorgang sind wegen des ablaufenden Temperaturausgleiches und Änderungen des Emissionsgrades der Messobjektoberfläche fehlerbehaftet [KALI 04].

Grundsätzlich können mittelbare Berührungsthermometer, bedingt durch die Möglichkeit, sie geometrisch sehr klein beziehungsweise als Dünnschichtsensor auszuführen, sehr genau am und im Messobjekt positioniert werden. In die Werkzeugelemente eingebettete Thermometer dieser Kategorie können jedoch nicht direkt hinter den Schneidkanten platziert werden, da dies die Bauteilfestigkeit der Werkzeugelemente schwächen würde. Mit Berührungsthermometern kann die Oberflächentemperatur eines Messobjektes somit nur zeitlich versetzt gemessen werden, zumal sie aufgrund der eigenen Wärmekapazität stets ein endliches dynamisches Ansprechverhalten zeigen. Solange der Sensor eine vom Messobjekt abweichende Temperatur aufweist, entzieht er diesem Wärme oder führt Wärme zu [HOFF 04]. Diese Schwierigkeit wird durch die notwendige thermische Koppelung zwischen dem Temperatursensor und dem Messobjekt verstärkt, da stets ein Wärmeübergangswiderstand zwischen Messoberfläche, beispielsweise der Bohrung,

und dem Sensorelement existiert. Überdies wird der gesamte Wärmefluss gestört. Eine Messung der Oberflächentemperaturen ist aufgrund der fehlenden zeitlichen Auflösung nur eingeschränkt möglich. Die Applizierung eines Thermoelementes oder Widerstandsthermometers in Dünnschichttechnik direkt auf die Werkzeugoberfläche beeinflusst die tribologischen Kontakteigenschaften. Es ist zudem fraglich, ob auf Werkzeugoberflächen aufgedampfte Sensoren dem Belastungskollektiv beim Scherschneiden standhalten, da Aufnehmer dieses Typs in Untersuchungen beim spanenden Drehen bereits sehr schnell verschleißen [INGW 00].

Berührungsthermometer nach dem unmittelbaren Prinzip haben den großen Vorteil, dass die thermische Kopplung zwischen Messobjekt und Sensor entfällt. Für Koaxial-Thermoelemente ergeben sich aus der Notwendigkeit, diese in die Werkzeug-elemente einbetten zu müssen, allerdings ähnliche Nachteile, wie sie bereits bei den mittelbaren Berührungsthermometern aufgeführt wurden. Problematisch ist zudem, dass sie empfindlich gegenüber mechanischen Lasten sind. Dies ist ihrem geschichteten Aufbau geschuldet, bei dem die dünnen Schenkel des Thermo-elementes durch meist spröde Isolationsschichten voneinander getrennt werden. Gerade weil die Herstellung der eigentlichen Messstelle eines Koaxial-Thermoelementes einen gewissen Materialabtrag notwendig macht, ist der Einsatz dieses Aufnehmertyps besser für kontinuierlich abtragende Verfahren wie das Schleifen geeignet. Ansonsten ist nur eine geringe Lebensdauer dieser Sensoren zu erwarten. Ein weiteres zur Kategorie der unmittelbaren Berührungsthermometer zählendes Messkonzept, das Werkzeug-Werkstück-Thermoelement, vereint im Vergleich zu allen anderen genannten Funktionsprinzipien viele Vorzüge. Die wesentlichen Vorteile werden gesondert in einer ausführlichen Beschreibung im folgenden Kapitel dargelegt. Grundsätzlich entspricht das Werkzeug-Werkstück-Thermoelement allen geforderten Kriterien. Wie jede Messmethode hat jedoch auch diese Nachteile: Ein aufwendiger, nicht kommerziell verfügbarer Versuchs- und Kalibrieraufbau sowie hohe Anforderungen an die periphere Messtechnik sind damit verbunden. Ferner können keine Temperaturfelder, beispielsweise im Stempel, aufgezeichnet werden.

Zusammenfassend sind kommerziell erhältliche Messaufnehmer für die Anforderungen einer Blitztemperaturmessung beim Scherschneiden nur bedingt geeignet. Dies ist auch ein wesentlicher Grund für die starke Streuung der

Temperaturwerte in diversen experimentellen Arbeiten anderer Forscher. Im Folgenden wird die Realisierung des ausgewählten Messkonzeptes nach dem Prinzip eines Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes genauer dargestellt.

7.1.2 Messkonzept Werkzeug-Werkstück-Thermoelement

Ein den identifizierten Anforderungen gerecht werdendes Aufnehmerkonzept ist das sogenannte Werkzeug-Werkstück-Thermoelement. Bei diesem unmittelbaren, nach dem generativen Prinzip arbeitenden Messprinzip bilden der Scherschneidstempel und der Blechwerkstoff die beiden Schenkel eines Thermoelementes. Es werden somit thermoelektrische Effekte zur Temperaturmessung ausgenutzt. Die Funktionsweise eines Thermoelementes beruht auf dem bereits in Kapitel 2.2 kurz angesprochenen Seebeck-Effekt, der die Wechselwirkung zwischen elektrischen und thermischen Vorgängen in linearen Leitern – darunter sind sowohl Metalle als auch Halbleiter zu verstehen – beschreibt.

Physikalisch basiert der Seebeck-Effektes auf dem Verhalten der Ladungsträger respektive dem Elektronentransport in linearen Leitern [MADE 96, JÄCK 98]. Dies soll exemplarisch für den eindimensionalen stationären Fall anhand eines Leiterkreises erläutert werden, der aus drei verschiedenen physikalisch homogenen metallischen Leitern (A, B und C) besteht und durch ein hochohmiges Voltmeter geschlossen ist (Abbildung 7.2). Der Kreis ist so gebildet, dass sich chemische Potenziale, welche an den Verbindungsstellen zweier unterschiedlicher Leiterwerkstoffe auftreten können [MADE 96], entlang dem Leiterkreis aufheben. Zudem liegen keine äußeren elektrischen Spannungen an. Wird an der Übergangsstelle c der Leiter A und B ein Temperaturgefälle entsprechend dem Temperaturverlauf in Abbildung 7.2 eingestellt, baut sich ein elektrisches Feld entlang der Schleife auf. An den Enden des Leiterkreises kann eine elektrische Spannung, die sogenannte Thermospannung, am Voltmeter abgegriffen werden.

Die Erzeugung des elektrischen Feldes beruht auf einer Änderung der räumlichen Ladungsträgerverteilung in den Leitern. Diese resultiert aus einer thermisch induzierten, gerichteten Diffusion von Ladungsträgern, der Thermodiffusion, und wird als Seebeck-Effekt bezeichnet [JÄCK 78, PELS 05]. Der Thermodiffusionsstrom ist durch die höhere mittlere kinetische Energie der Elektronen an Stellen höherer Temperaturen bedingt. Elektronen höherer kinetischer Energie strömen dadurch

entgegengesetzt zum Temperaturgradienten, sodass sich mehr Ladungsträger am kalten Leiterende ansammeln. Folglich bildet sich ein elektrisches Feld aus. [BARN 72, ASHC 76, PELS 05]

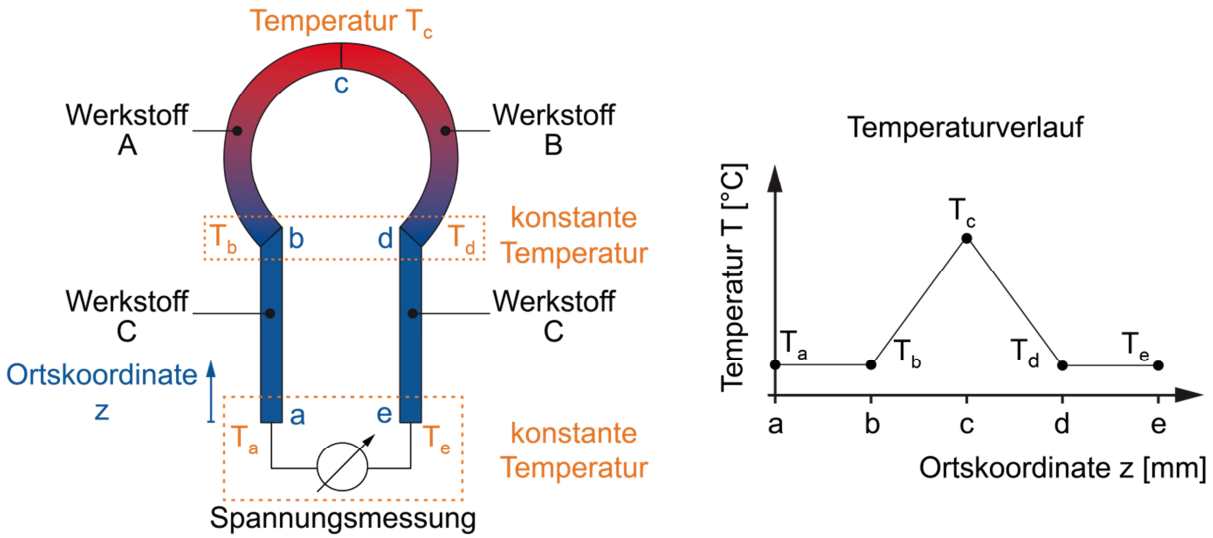


Abbildung 7.2: Schematische Anordnung eines thermoelektrischen Leiterkreises und Verlauf der Temperatur im Leiterkreis

Aus der Boltzmannschen Transportgleichung lässt sich für die am Voltmeter gemessene Thermospannung U_{Th} folgende physikalische Beschreibung des Seebeck-Effektes herleiten [SCHIL 77, MADE 96, PELS 05, IBAC 09]:

$$U_{Th} = \int_a^e S(T) \cdot \frac{dT}{dz}\, dz \qquad \textit{Formel 7-1}$$

mit

U_{Th}	Thermospannung [µV]
S	absoluter Seebeck-Koeffizient [µV/°C]
T	Temperatur [°C]
z	Ortskoordinate längs des Leiterkreises [mm]

Der in der Gleichung enthaltene absolute Seebeck-Koeffizient S ist eine temperaturabhängige werkstoffspezifische Größe, die das thermoelektrische Verhalten der Leiterwerkstoffe charakterisiert. Formel 7-1 lässt sich für den Leiterkreis in Abbildung 7.2 weiter auflösen zu:

$$U_{Th} = \int_{T_a}^{T_e} S(T)\,dT \qquad \textit{Formel 7-2}$$

$$= \int_{T_a}^{T_b} S_C(T)\,dT + \int_{T_b}^{T_c} S_A(T)\,dT + \int_{T_c}^{T_d} S_B(T)\,dT + \int_{T_d}^{T_e} S_C(T)\,dT$$

$$= \int_{T_b}^{T_c} (S_A(T) - S_B(T))\,dT$$

mit

U_{Th}	Thermospannung [µV]
S_A	absoluter Seebeck-Koeffizient Werkstoff A [µV/°C]
S_B	absoluter Seebeck-Koeffizient Werkstoff B [µV/°C]
S_C	absoluter Seebeck-Koeffizient Werkstoff C [µV/°C]
T_X	Temperatur an der Kontaktstelle x zweier Leiterstücke [°C]

Die Höhe der resultierenden Thermospannung an den Enden des Leiterkreises und analog auch eines Thermoelementes hängt dementsprechend allein von der Temperaturdifferenz zwischen den Kontaktstellen b und c sowie den Seebeck-Koeffizienten der homogenen Leiterstücke A und B ab [KOCH 60, MACD 62, CARR 02]. Die Temperaturverteilung in den einzelnen Leitern spielt hingegen keine Rolle. Da es sich bei einer elektrischen Spannung um eine intensive physikalische Größe handelt, ist sie zudem unabhängig von der geometrischen Ausprägung der Kontaktstelle c und den Leiterstücken [ROES 40, MACD 62, TRIT 05]. Mit einer Messung der resultierenden Thermospannung an den Enden des Leiterkreises kann, die Kenntnis der Seebeck-Koeffizienten und der Temperatur an der Kontaktstelle b beziehungsweise d vorausgesetzt, auf die absolute Temperatur an der Stelle c zurückgeschlossen werden. Der Leiterkreis kann folglich zur Temperaturmessung genutzt werden.

Auf Basis dieser theoretischen Überlegungen wurde ein Werkzeug-Werkstück-Thermoelement, wie es in Abbildung 7.3 zu sehen ist, zur Blitztemperaturmessung an der Schneidkante eines Scherschneidstempels entwickelt. Die beiden Schenkel des thermoelektrischen Leiterkreises bestehen aus zwei thermoelektrisch verschiedenen Werkstoffen, dem Blech- und dem Stempelwerkstoff, die über Anschlussleitungen aus Kupfer mit einem Spannungsmesser verbunden sind. Die beiden Schenkel werden zum restlichen Schneidwerkzeug und Pressengestell

komplett elektrisch isoliert. [DEMM 12-2] Durch die Isolation wird ein Kurzschluss über das Maschinen- und das Werkzeuggestell sowie eine Überlagerung des Signales mit störenden Offsetspannungen aus schwankenden Erdpotenzialen der Maschine unterbunden. Induzierte Spannungen, welche durch die Antennenwirkung jedes elektrisch leitenden beziehungsweise metallischen Körpers in der Maschine und dem Werkzeug entstehen können, werden so ebenfalls dem Messkreis ferngehalten. Elektrisch isoliert werden die Stempelfußseite, die dem Blech zugewandten Niederhalterflächen sowie die Schneidplatte. Zwischen dem Stempel und dem Durchbruch im Niederhalter ist zudem ein ausreichend großes Spiel vorgesehen, um einen leitenden Kontakt zu verhindern. Der Stempel ist auf eine kreisförmige Schnittliniengeometrie festgelegt, bei der von einem rotationssymmetrischen Spannungszustand in der Scherzone ausgegangen werden kann. Lokale Randeffekte, beispielsweise durch Spannungsspitzen an scharfen Kanten, die die Schnittflächenausbildung und somit Dissipation beeinflussen, können infolgedessen ausgeschlossen werden.

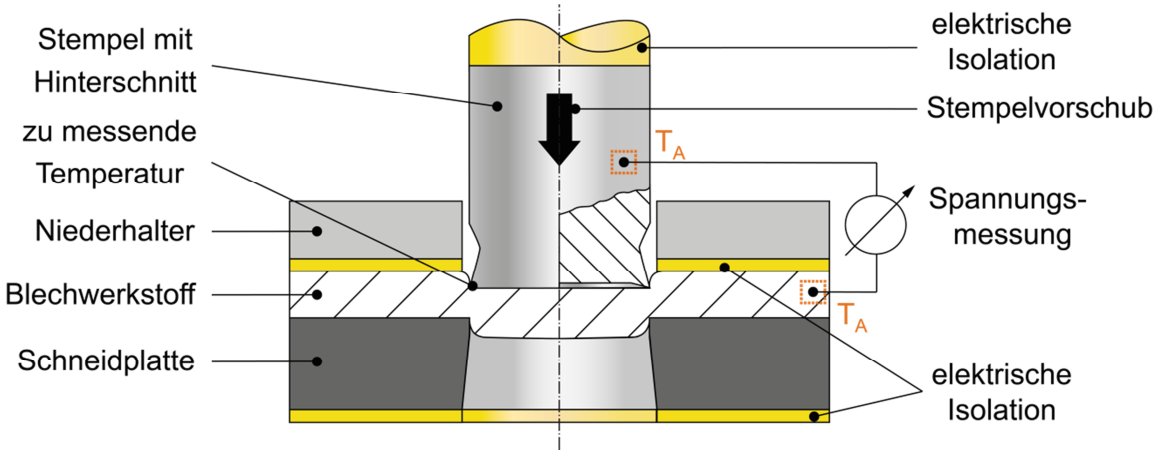


Abbildung 7.3: Prinzip des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes zur Blitztemperaturmessung beim Scherschneiden

Mit einem Thermoelement kann lediglich die Temperaturänderung in Bezug auf die Temperatur an den Kontaktstellen der Anschlussleitungen gemessen werden. Um die absolute Temperatur ableiten zu können, muss zusätzlich die Temperatur T_A an den Kontakten der Anschlussleitungen aufgezeichnet werden (Abbildung 7.3). Die Temperatur an beiden Kontaktierungen sollte während eines Messvorganges konstant und gleich gehalten werden. Dies verhindert verfälschende zusätzliche Thermospannungen mit den Anschlussleitungen. Da die Werkstoffvolumina von Stempel und Blech und somit auch die Wärmekapazität im Verhältnis zur Scherzone

sehr groß sind, herrscht an den Anschlussstellen eine konstante und gleiche Temperatur trotz der Erwärmung in der Scherzone. Zur Absicherung wird jedoch an beiden Anschlussstellen die Temperatur abgegriffen. Die absolute Temperatur an der Schneidkante des Stempels folgt aus Formel 7-3, in der die Temperaturänderung ΔT als eine von der generierten Thermospannung abhängige Funktion geführt wird. Die konkrete Ermittlung des funktionalen Zusammenhanges ist mit einer Charakterisierung des thermoelektrischen Verhaltens des Blech- und Stempelwerkstoffes verbunden und kommt einer Kalibrierung des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes gleich. Die Kalibrierung ist Gegenstand von Kapitel 7.2.

$$T = \Delta T\,(U_{Th}) + T_A \qquad \textit{Formel 7-3}$$

mit

T	absolute Temperatur an der Schneidkante des Stempels [°C]
U_{Th}	gemessene Thermospannung des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes [µV]
ΔT	Temperaturänderung an der Schneidkante [°C]
T_A	Temperatur an den Kontaktstellen der Anschlussleitungen [°C]

Die im Eingriff befindliche Schneidkante des Stempels stellt die Messstelle des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes dar und bestimmt durch ihre Form entscheidend die gemessenen Temperaturen. Während des Scherschneidvorganges besteht ein elektrischer Kontakt zwischen dem Blech und der Mantel- und Stirnfläche des Stempels. Mit einer geometrischen Ausbildung des Stempels mit Hinterschnitten an der Mantel- und Stirnfläche und einem sehr kleinen Schneidkantenradius wird ein definierter lokaler und inniger elektrischer Kontakt ausschließlich an der Stempelschneidkante erreicht. Reibung an der Mantelfläche des Stempels (vgl. Abbildung 2.5, b), welche aus der elastischen Rückfederung des Blechwerkstoffes noch während des Schneidvorganges resultiert, tritt daher nicht auf. Somit kann die Temperaturänderung direkt an deren Entstehungsort instantan ausgewertet werden. An der Stempelschneidkante treten unter anderem die höchsten plastischen Formänderungen auf. Folglich dissipiert dort und in äquivalenten Verformungsbereichen der Scherzone ein entsprechend hoher Anteil der Schneidarbeit. Dies lässt sich anhand eines exemplarischen Ergebnisses einer thermisch-mechanisch gekoppelten Finite-Elemente-Simulation nachvollziehen (Abbildung 7.4). Ausgehend von Bereichen größter plastischer Formänderung und

demzufolge Dissipation bildet sich ein Temperaturfeld im Blech und den im Kontakt stehenden Aktivelementen aus.

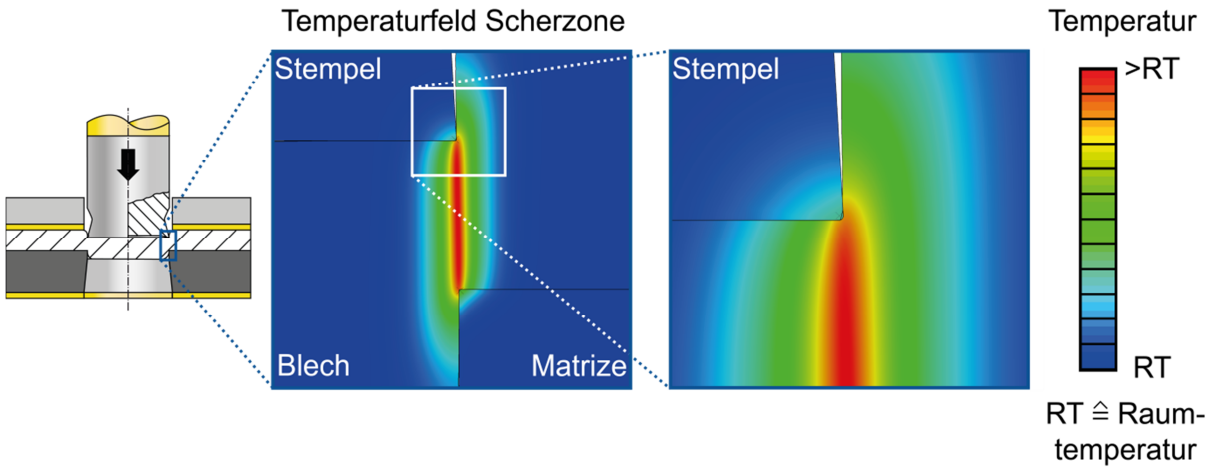
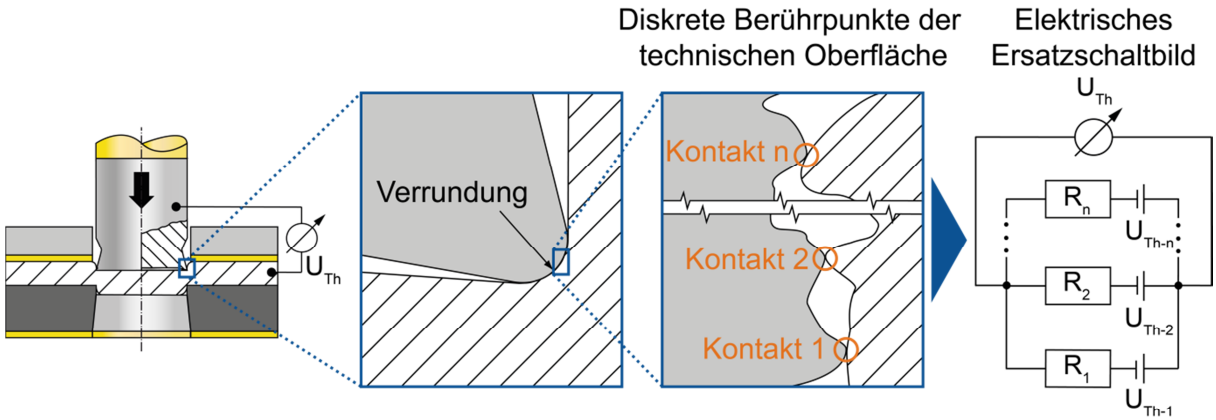


Abbildung 7.4: Schematische Ausbildung des Temperaturfeldes in der Scherzone und den Werkzeugelementen während des Scherschneidvorganges

In Kapitel 2.3 wurde bereits geschildert, dass sich die Berührung zwischen Kontaktkörpern auf mikros- und nanoskopisch kleine Einzelkontakte beschränkt. Dies gilt ebenso für den Kontakt zwischen der Schneidkante und dem Blechwerkstoff, der die Messstelle darstellt. Es existieren stets Berührungspunkte zwischen Rauigkeitsspitzen an den beiden Oberflächen, an denen es zu einer Temperaturerhöhung während des Scherschneidvorganges kommt. Jedem Berührpunkt zwischen Stempel und Blech kann daher eine eigene Thermospannung zugeordnet werden, deren Größe von den Kontaktbedingungen (Flächenpressung, Oberflächenzustand) und Temperaturverhältnissen bestimmt wird. Eine Übertragung dieser Kontaktverhältnisse in eine elektrische Modellvorstellung liefert eine Parallelschaltung unzähliger Thermoelemente, wobei jedes Thermoelement einem Mikrokontakt an der Kontaktfläche zugeordnet werden kann. Ein Thermoelement wird in einem elektrischen Ersatzschaltbild in eine Spannungsquelle mit einem endlichen ohmschen Innenwiderstand überführt (Abbildung 7.5). Eine elektrotechnische Analyse dieses Sachverhaltes zeigt, dass nicht ein arithmetischer Mittelwert der einzelnen Spannungsquellen gemessen wird, sondern ein gewichtetes Mittel aller Einzelspannungen, wobei die Spannungsquelle mit dem kleinsten Innenwiderstand dominiert. Eine detaillierte exemplarische Berechnung zum Nachweis dieses Sachverhaltes ist in Kapitel 15.1 zu finden.



U_{Th} resultierende Thermospannung des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes

R_n Innenwiderstand der n-ten Spannungsquelle

U_{Th-n} Spannung der n-ten Spannungsquelle

Abbildung 7.5: Elektrisches Ersatzschaltbild der Kontaktverhältnisse

Inwieweit einzelne Spannungsquellen gewichtet werden, hängt vom Innenwiderstand der jeweiligen Spannungsquelle ab. An Stellen größten mechanischen Drucks und höchster Temperatur herrscht nach Untersuchungen diverser Forscher der kleinste Innenwiderstand [PETH 82, SHPE 90, VINA 91, SCHI 99, VINA 02]. Dies wird durch die Schaffung neuer und chemisch blanker Metalloberflächen sowie das Aufreißen von Fremdschichten aufgrund der elastischen und plastischen Deformation des Bleches begünstigt [ENGE 82, SCHI 99]. Es liegt somit nahe, dass Kontakte höchster Temperatur auch die geringsten Widerstandswerte aufweisen und deshalb stärker in die Gewichtung der Temperaturwerte einfließen. Eine gewisse Mittelung lässt sich nicht vermeiden, zumal dies auch im Wesen der physikalischen Größe Temperatur liegt. Folglich ist die gemessene Blitztemperatur ein gewichtetes Mittel über eine Vielzahl von Einzeltemperaturwerten entlang der Berührungsfläche zwischen Stempelschneidkante und Blech, wobei der arithmetische Mittelwert aller Kontakttemperaturen die untere Schranke und die höchste Temperatur an einem Mikrokontakt die obere Schranke des gemessenen Temperaturwertes darstellt.

Zusammenfassend bietet dieses Messkonzept einige wesentliche Vorteile gegenüber konventionellen Messsystemen. Eine verfälschende Rückwirkung auf die Messgröße kann aufgrund des unmittelbaren und generativen Prinzips ausgeschlossen werden, da die bei der Messung der Abbildungsgröße Thermospannung umgesetzte Energie nach Bernhard verschwindend gering ist [BERN 04]. Die Temperaturänderung wird zudem verzögerungsfrei und ohne Unterbrechung oder Beeinflussung des tribologischen Kontaktes zwischen dem Stempel und dem Blech erfasst. Die Trägheit

aufgrund der Wärmekapazität eines Messfühlers und dessen thermische Ankoppelung an das Messobjekt entfallen gänzlich. Dynamische Messfehler infolge der Wärmeübertragung, wie eine Amplitudenreduktion oder ein Nacheilen des Temperatursignales, treten bei diesem Werkzeug-Werkstück-Thermoelement somit ebenso wenig auf. Die Dynamik der Thermodiffusion und demzufolge die Ansprechzeit des Thermoelementes ist durch die Drude-Relaxationszeit, das heißt die Zeit, in der keine Wechselwirkungen zwischen Gitterbausteinen auftreten, begrenzt. Diese beträgt für reines Eisen bei 0°C 2,4 fs (Femtosekunden) [ASHC 07]. Da die gemessene Thermospannung aus einer Verschiebung von Ladungsträgern herrührt, besteht rein theoretisch eine zusätzliche Abhängigkeit der Dynamik von der geometrischen Ausdehnung der Thermoelementschenkel. Elektronen bewegen sich in Metallen in etwa mit der Fermigeschwindigkeit der Größenordnung 10^7 m/s [JÄCK 78], sodass die Zeitdauer, welche die Verschiebung der Elektronen in den Schenkeln des Thermoelementes in Anspruch nimmt, bei dieser Messung nicht relevant ist. Die Messung ist daher praktisch verzögerungsfrei. Darüber hinaus kann der Ort der Temperaturmessung sehr genau lokalisiert und geometrisch definiert werden. Mit diesem Messprinzip können aufgrund der zeitlichen und geometrischen Dimension Blitztemperaturen gemessen werden.

7.1.3 Umsetzung des Messkonzeptes

Die Realisierung des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes erfolgte an einem am Lehrstuhl für Umformtechnik und Gießereiwesen vorhandenen Einverfahrenschneidwerkzeug, welches hinsichtlich Abmessungen und Wirkungsweise für die in Kapitel 4.1.1 vorgestellte Feinschneidpresse konzipiert ist [HÖRM 08]. Das Werkzeugsystem basiert auf einem sehr starren Gestell mit vier im Werkzeugoberteil befestigten Führungssäulen, die mit Kugelführungen ausgestattet sind (Abbildung 7.6 a). Durch spezielle Abstützungen hinter den Werkzeugaktivelementen werden die wirkenden Kräfte während des Scherschneidprozesses gezielt in das Pressengestell abgeleitet. Die über einen Hydraulikzylinder der Presse nach dem Verdrängerprinzip bereitgestellte Niederhalterkraft wird über Druckbolzen direkt auf die Niederhalterplatte, welche ebenfalls über Kugelführungen an den vier Führungssäulen anliegt, übertragen. Ein modularer Aufbau ermöglicht den schnellen und einfachen Wechsel der Aktivelementeinsätze.

Das Messkonzept des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes setzt eine elektrische Isolation der Aktivelemente Stempel, Matrize und Niederhalter zum restlichen Werkzeug voraus. Das bestehende Führungs- und Positionierungskonzept mit einem schwimmend gelagerten Stempel, der über eine Führungsplatte im Niederhalter zur Schneidplatte hin ausgerichtet wird, lies dies nicht zu. Daher mussten wesentliche Baugruppen neu konzipiert und umkonstruiert werden. Hier war besonders darauf zu achten, dass trotz der nötigen Veränderungen die Einstellung kleinster Schneidspalte sowie der einfache Austausch der Aktivelemente durchführbar blieben.

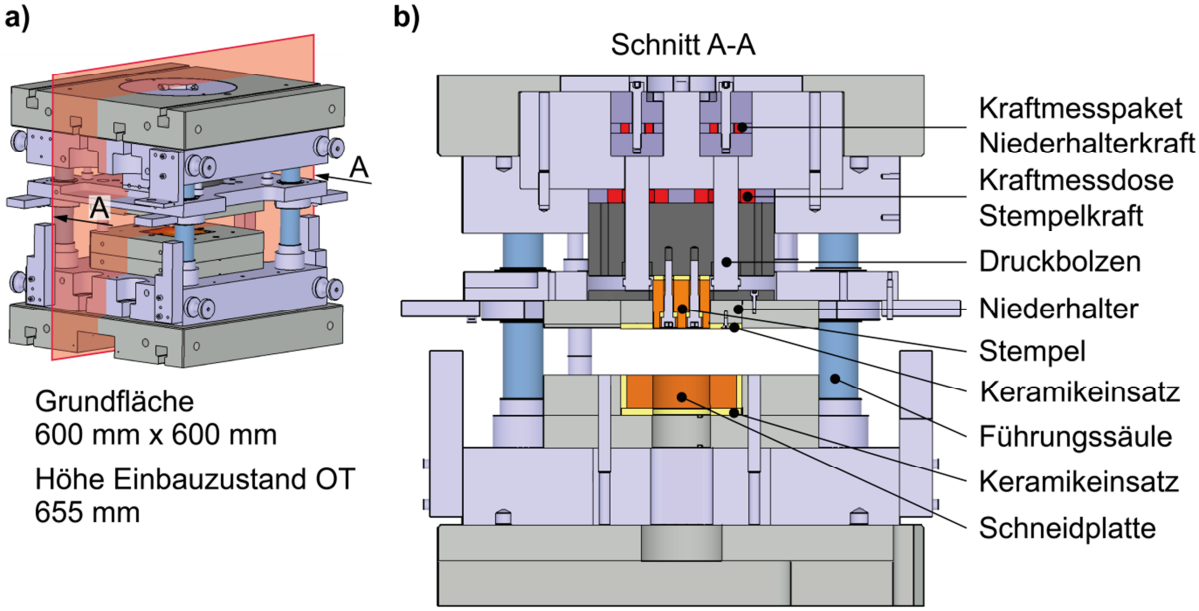


Abbildung 7.6: a) Perspektivische Ansicht des Gesamtwerkzeuges; b) Schnittdarstellung des Schneidwerkzeuges durch die Werkzeugmitte im Einbauzustand bei Lage im oberen Umkehrpunkt (OT)

Die elektrische Isolation wurde mit einer gezielten Platzierung von Keramikelementen aus Zirkonoxid Z-507 der Firma BCE Special Ceramics GmbH, Mannheim, unter den Aktivelementen und Verschraubungen verwirklicht (Abbildung 7.6 b). Diese Oxidkeramik zeichnet sich besonders durch eine hohe Bruchzähigkeit und den sehr hohen spezifischen elektrischen Widerstand aus [BCES 13]. Die lagerichtige Position der Schneidplatte wird über vier Keramikendmaße, die an speziellen Passflächen zwischen der Matrizenplatte und der Matrizeneinfassung anliegen, geschaffen. Die Ausrichtung des Stempels zur Schneidplatte erfolgt während des Einrichtens des Werkzeuges über eine eigene Führungsplatte. Nach der Positionierung und Fixierung des Stempels durch Verschrauben wird diese Führungsplatte entfernt und ein Niederhaltereinsatz, der ein Spiel zur Mantelfläche des Schneidstempels

aufweist, eingebaut. Aufgrund des sehr großen Stempelquerschnittes mit einer runden Geometrie (Abbildung 7.7) bei einer Stempelhöhe von 60 mm besteht weder die Gefahr des Ausknickens noch jene des Lösens der stumpfen Verschraubung. Durch die großen Gewindedurchmesser der Stempelverschraubung ist ein sehr großes Anzugsdrehmoment möglich.

Die Auslegung der Hinterschnitte an Mantel- und Stirnfläche des Stempels hinsichtlich Festigkeit und Kontaktverhalten zum Blech wurde durch Finite-Elemente-Simulationen mit dem Programm ABAQUS Version 6.8 des Unternehmens Dassault Systèmes Simulia Corp., Rhode Island (USA), begleitet. Abbildung 7.7 veranschaulicht anhand eines Schnittes die finalen Abmessungen. Um lokale Spannungsspitzen und daraus hervorgehenden erhöhten Verschleiß zu vermeiden, wurde die Schneidkante mit einem Radius von 20 µm ausgeführt. Der kleine Schneidkantenradius reduziert die Berührfläche zwischen Stempel und Blech dennoch auf ein Minimum.

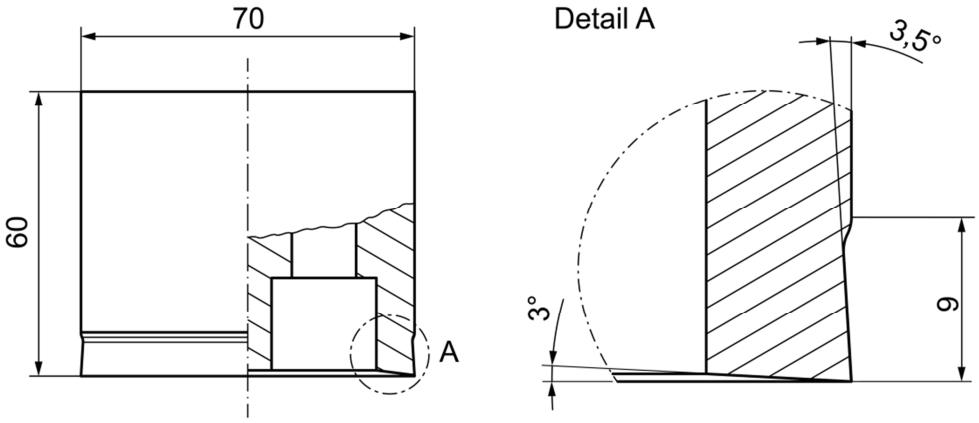


Abbildung 7.7: Wesentliche Abmessungen des eingesetzten Schneidstempels

Für eine umfassende Beschreibung und Interpretation der Versuchsergebnisse ist neben der Messung der Temperatur an der Schneidkante eine Erfassung weiterer Prozessdaten unerlässlich. Im Versuchswerkzeug wurden zu diesem Zweck Kraft-, Weg- und Temperatursensoren integriert.

Für die Messung der Schneid- und Niederhalterkraft wurden piezoelektrische Kraftaufnehmer der Firma Kistler Instrumente AG, Winterthur (Schweiz), im Kraftnebenschluss und unter einer definierten Vorspannung installiert. Vier Sensoren vom Typ 9071A, deren einzelne Signale mittels einer Summiereinheit zu einem Signal zusammengefasst werden, befinden sich an der Oberseite der Stempeldruck-

platte. Sie erfassen die auf den Stempel wirkende Kraft. Hinter jedem der vier Druckbolzen, die die Niederhalterkraft vom Hydraulikzylinder der Presse übertragen, ist im Kraftfluss ein Messpaket mit einem piezoelektrischen Sensor (Typ 9051A) angeordnet. In der Schnittdarstellung des Werkzeuges in Abbildung 7.6 wird die genaue Anordnung der Kraftsensoren im Schneidwerkzeug deutlich. Die von den piezoelektrischen Messunterlagscheiben erzeugten Ladungen werden von einem nachgeschalteten Mehrkanal-Ladungsverstärker des Typs 5017B (Kistler Instrumente AG) aufbereitet und in eine Spannung gewandelt. [BILL 02, HÖRM 08, KIST 10-1] Durch eine in-situ Kalibrierung des gesamten Messaufbaues mit einem Referenzkraftsensor, der im direkten Kraftfluss zu den eingebauten und vorgespannten Messunterlagscheiben liegt, wird eine Messgenauigkeit von 1 % des Messbereiches erreicht [KIST 10-2]. Eine in-situ Kalibrierung ist dadurch gekennzeichnet, dass die Krafteinleitung bei der Kalibrierung mit den realen Bedingungen übereinstimmt.

Zwei inkrementelle Längenmesstaster vom Typ ST 3078 der Firma Dr. Johannes Heidenhain GmbH, Traunreut, messen den Verfahrweg des Stempels und des Niederhalters in Bezug zur Schneidplattenebene. Diese nach dem abbildenden Messprinzip arbeitenden Taster zeichnen sich durch eine hohe Genauigkeit von 1 µm bei gleichzeitig großem Messweg aus. [HEID 13]

Das thermoelektrische Temperaturmessprinzip erfordert die Kenntnis der Höhe der Temperatur an den Kontakten der Anschlussleitungen, um eine absolute Temperatur ableiten zu können (vgl. Formel 7-3 und Abbildung 7.3). Es gilt diese Temperatur möglichst exakt zu erfassen, da sich Fehler unmittelbar in der Gesamtgenauigkeit der Thermoelementmessung manifestieren [DKD 5-3, WEBS 99, DUFF 10]. An den Kontaktierungen am Stempel und dem Blech wurden jeweils hochpräzise Halbleiter-Temperatursensoren vom Typ TSic 506F (IST AG, Wattwil, Schweiz) zur Aufzeichnung dieser Temperatur montiert. Diese Sensoren bieten eine Genauigkeit von 0,1°C in einem Temperaturbereich von 5 bis 45°C. [ISTA 09]

7.1.4 Messdatenverarbeitung

Abbildung 7.8 visualisiert die Stufen der Signalverarbeitungskette von den einzelnen in das Werkzeug integrierten Sensoren bis hin zur Speicherung der digitalisierten und aufbereiteten Daten.

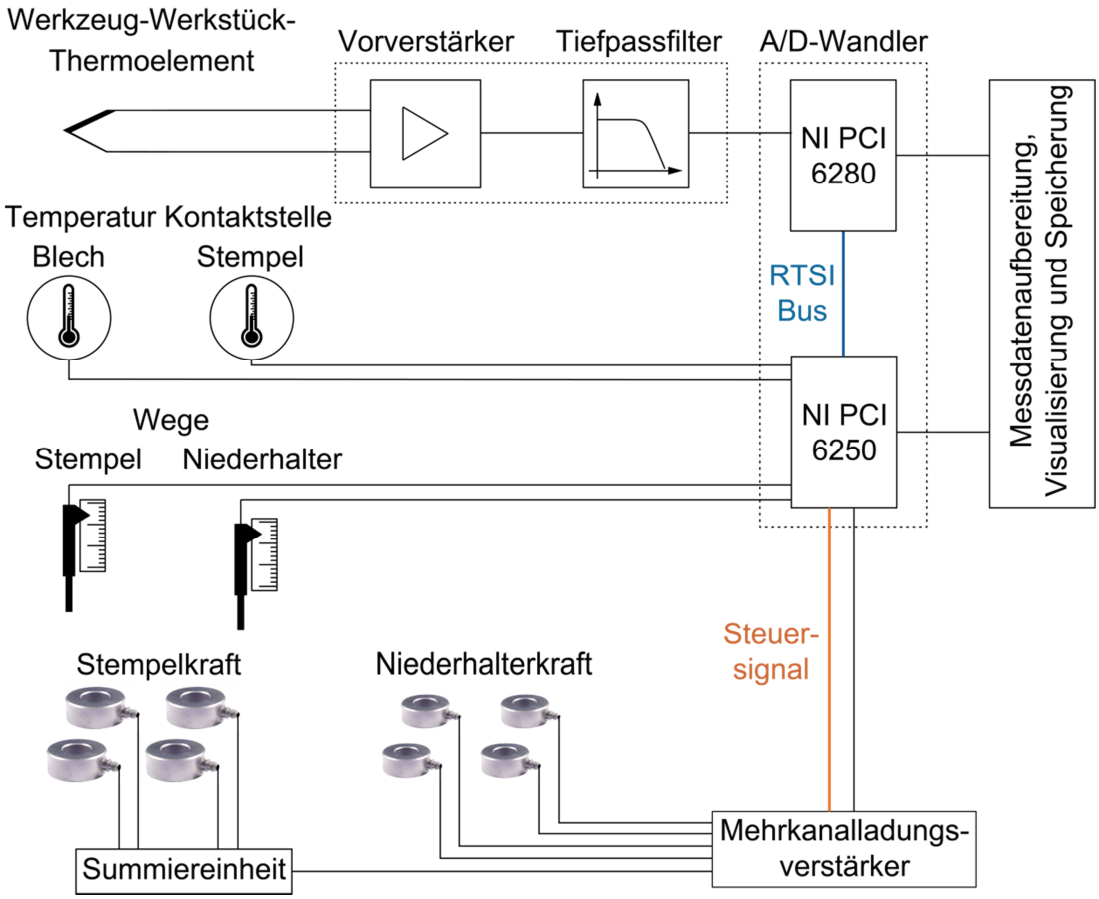


Abbildung 7.8: Blockdiagramm des Signalflusses

Zwischen dem Werkzeug-Werkstück-Thermoelement und der Analog-Digital-Umsetzung muss eine gewisse räumliche Entfernung überbrückt werden. Im Umfeld der Werkzeugmaschine liegen jedoch hohe Störpegel vor, die eine Verfälschung der Messwerte verursachen können, zumal die zu erwartenden Potenzialdifferenzen im Bereich von nur wenigen Mikrovolt liegen [TIEZ 02]. Die Thermospannung wird daher in unmittelbarer Nähe zum eigentlichen Sensorelement auf einen um den Faktor Tausend höheren Pegel vorverstärkt. Das Messsignal wird auf diese Weise bereits in der Presse auf einen höheren störunempfindlicheren Signalpegel gehoben. Die Rauschanteile im Signal werden so sehr klein gehalten, obwohl das System in einem stark verrauschten Umfeld betrieben wird. In Anbetracht der spezifischen Anforderungen an eine hochdynamische Temperaturmessung wurde eine analoge Signalvorverarbeitungseinheit konzipiert. Diese besteht aus einer Vorverstärker-schaltung mit integriertem aktivem Tiefpassfilter, das als Anti-Aliasing Filter dient. Das Filter begrenzt die Signalbandbreite auf mindestens die halbe Abtastfrequenz des Analog-Digital-Wandlers, um eine Unterabtastung (Aliasing) zu unterbinden. Die Schaltungsentwicklung erfolgte mit den Programmen LTSpice IV Version 4.11z

(Linear Technology Corporation, Milpitas, USA) und Filter Lab Version 2.0 (Microchip Technology Inc., Chandler, USA). Mit dem Programm EAGLE PCB Design Version 6.1 (CadSoft Computer GmbH, Pleiskirchen) wurde die Schaltung in SMT (Surface Mounted Technology) Bauweise übertragen, wodurch ein sehr kompaktes Platinenlayout erreicht wurde, das nahe an der Signalquelle positioniert werden kann. Der Schaltplan der realisierten Verstärker- und Filtereinheit ist im Anhang 15.2 zu finden. Die zentrale Komponente der Vorverstärkerschaltung ist der monolithische Instrumentenverstärker LT1167 (Linear Technology Corporation, Milpitas, USA), dessen Verstärkungsfaktor über eine äußere Beschaltung mit einem hochpräzisen Folienwiderstand eingestellt wird. Die nach dem Differenzverstärkerprinzip arbeitende Schaltung verhindert durch den sehr großen Eingangswiderstand Belastungsfehler der Signalquelle und bietet bei einer linearen und genauen Verstärkung der Differenzeingangsspannung eine hohe Gleichtaktunterdrückung [SCHM 02, MANN 05]. Die maximale Abweichung des Verstärkungsfaktors vom angestrebten Sollwert beträgt hierbei nur 0,03 % bei sehr niedrigem Drift und geringem Rauschen [STRO 98-1, STRO 98-2]. Das aktive Tiefpassfilter wurde mit einer Bessel-Charakteristik vierter Ordnung ausgeführt. Dieser Filtertyp zeichnet sich durch eine konstante Gruppenlaufzeit im Durchlassbereich, ein optimales Rechteckübertragungsverhalten mit ganz geringem Überschwingen und eine hohe Dämpfung im Sperrbereich aus [BAKE 99, TIEZ 02]. Der Batteriebetrieb der Verstärker- und Filtereinheit verhindert Störsignale wie beispielsweise Netzbrummen aus der Spannungsversorgung. Die gesamte Schaltung ist somit neben der hohen Präzision der Verstärkung speziell auf die dynamischen Anforderungen der Thermospannungsmessung mit dem Werkzeug-Werkstück-Thermoelement ausgelegt. Tabelle 7.1 fasst die ermittelten wesentlichen Spezifikationen der Schaltungseinheit zusammen. Bedingt durch die herausragende Bedeutung der Schaltung hinsichtlich der Genauigkeit der Temperaturmessung an der Schneidkante werden im Anhang 15.2 ausgewählte Kenndaten der Validierung aufgeführt.

Verstärkungsfaktor A [-]	Grenzfrequenz f_G [kHz]	Dämpfung ab f_G [dB/Dekade]	Gruppenlaufzeit [µs]	Anstiegsgeschwindigkeit [V/µs]
1.000	44,6	90	7,9	1,9

Tabelle 7.1: Kennwerte der Vorverstärker- und Filterschaltung

Im Anschluss an die analoge Signalaufbereitung wird das Thermospannungssignal mit einem hochpräzisen Datenerfassungsmodul vom Typ NI PCI 6280 der Firma National Instruments, Austin (Texas, USA), digitalisiert. Die A/D (Analog-Digital)-Wandlung des Thermospannungssignales erfolgt bei einer Abtastrate von 625 kHz und einer Auflösung von 18 bit [NATI 08-1]. Die Digitalisierung ist erforderlich, um die Daten in einem digitalen Signalprozessor weiterverarbeiten zu können. Für die A/D-Wandlung der Kraftsignale sowie die Aufzeichnung der Wegsignale und Temperaturen der Halbleitersensoren steht eine Messkarte der Klasse NI PCI 6250 (National Instruments) mit einer Summenabtastrate von 1,25 MHz bei einer Auflösung von 16 bit zur Verfügung [NATI 08-2]. Diese Karte ermöglicht zudem die Ausgabe digitaler Signale. Dies wird zur Ansteuerung des Ladungsverstärkers genutzt, um die Genauigkeit der Kraftmessung zu steigern [KURA 10]. In Abhängigkeit vom Stempelweg wird erst kurz vor dem ersten erwarteten Kraftsignal der Ladungsverstärker in Betriebsbereitschaft versetzt. Alle erfassten Signale werden in der späteren Auswertung miteinander in Beziehung gesetzt, was eine zeitlich synchrone Aufzeichnung der Daten beider Messkarten voraussetzt. Über einen digitalen RTSI (Real Time System Integration) Hochgeschwindigkeitsbus werden die beiden Karten auf eine gemeinsame Zeitbasis gebracht, um einen koordinierten Ablauf der Aufzeichnung zu gewährleisten [GLÄS 02, KLIE 05]. Die Ansteuerung der Messkarten und die anschließende digitale Messdatenverarbeitung wurde mit dem Softwarepaket LabView Version 9.0 (National Instruments) programmiert.

7.2 Kalibrierung des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes

Um auf die an der Schneidkante herrschenden Temperaturen rückschließen zu können, muss eine Beziehung zwischen der an den Thermoelementschenkeln Stempel und Blechwerkstoff abgegriffenen Thermospannung und der Temperaturänderung hergestellt werden. Es ist nicht möglich die generierte Thermospannung beziehungsweise die Seebeck-Koeffizienten der Schenkelwerkstoffe theoretisch zu bestimmen [STUA 87, LAVA 01, BERN 04]. Zudem liegen tabellierte Thermospannungskennwerte nur für wenige ausgewählte Metalle wie Platin, Silber und Gold vor. Eine experimentelle Kalibrierung des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes ist daher unumgänglich.

Eine Berechnung der generierten Thermospannung ist bis dato nicht möglich, da die thermoelektrischen Effekte noch nicht vollständig mit den Erkenntnissen der Fest-

körperphysik erklärt werden können [ASHC 07]. Zudem reagiert die Thermospannung außer auf die Temperatur sehr sensibel auf unterschiedlichste Werkstoffeigenschaften wie beispielsweise die chemische Zusammensetzung, die Gefügestruktur oder den Wärmebehandlungszustand [NORD 35, SCHA 37, LOWA 67, MORG 70, ALPE 81, STUA 87, HU 98, NEYJ 98, CARR 02, KLEB 05, RANA 06]. Zahlreiche wissenschaftliche Arbeiten weisen überdies darauf hin, dass die Thermospannung durch plastische Verformungen beeinflusst wird [SPÄT 53, DOME 54, KOCH 60, ROSE 68, MORG 69, ALPE 81, TALA 85, STUA 87, BLAI 95, HU 98, NAGY 98, CARR 02, MART 10]. Über die konkreten quantitativen Auswirkungen von Verformungseinflüssen auf das thermoelektrische Verhalten metallischer Werkstoffe liegen in der Wissenschaft jedoch noch keine genauen Erkenntnisse vor. Da beim Scherschneiden plastische Formänderungen in der Scherzone des Blechwerkstoffes und somit an der Messstelle des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes auftreten, müssen diese bei der Kalibrierung zwingend berücksichtigt werden. Die Kaltverfestigung in der Scherzone in Kombination mit voluminösen Probengeometrien zur Abbildung unvermeidbarer Werkstoffinhomogenitäten (u.a. Einschlüsse, Verunreinigungen, unregelmäßig verteile Körner und Legierungselemente) in technischen Metallen muss bei der Kalibrierung in Betracht gezogen werden. Nur so können die realen thermoelektrischen Verhältnisse eines Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes beim Scherschneiden nachgebildet werden.

Ergänzend ist es zwingend erforderlich, dass die thermoelektrischen Eigenschaften des Blech- und Stempelwerkstoffes messtechnischen Notwendigkeiten entsprechen. Mit steigender Temperatur muss zwischen den beiden Schenkeln eine ausreichend hohe sowie stetig ansteigende oder fallende elektrische Potenzialdifferenz generiert werden. Lokale Extremwerte oder eine Hysterese im Verlauf lassen keine eindeutigen Rückschlüsse auf die in der Scherzone herrschenden Temperaturen zu. So sollten die beiden Schenkelwerkstoffe nicht nur konstante thermoelektrische Eigenschaften über den gesamten Temperaturbereich der Messung aufweisen. Vielmehr sollten sie auch ein möglichst entgegengesetztes thermoelektrisches Verhalten zeigen, um hohe Spannungswerte zu erhalten. Dadurch kann die Genauigkeit des Messsystems gesteigert werden und eine eindeutige Temperaturzuordnung ist stets möglich. Ein weiteres Resultat der Kalibrierung ist die anforderungsgerechte Auswahl eines geeigneten Werkzeugwerkstoffes für den Scherschneidstempel.

Ein Großteil der Forschungsarbeiten auf dem Gebiet der Thermoelektrizität konzentriert sich seit mehreren Jahrzehnten nicht auf metallische Werkstoffe, sondern auf Halbleiterwerkstoffe, da diese eine höhere thermoelektrische Effizienz aufweisen und damit auch praktische Anwendung, zum Beispiel bei Thermogeneratoren in der Raumfahrt, finden [ROWE 95, TRIT 01, SOMM 07]. Zur Untersuchung der thermoelektrischen Eigenschaften von voluminösen, elektrisch sowie thermisch hervorragend leitenden metallischen Werkstoffen gibt es daher kein kommerziell verfügbares oder nutzbares Gerät. Aufgrund dessen wurde eine Kalibriervorrichtung entwickelt, aufgebaut und erprobt, mit der es möglich ist, alle Einflussgrößen, die eine Veränderung der Thermospannung auch während des Scherschneidprozesses hervorrufen können, zu berücksichtigen.

7.2.1 Konzept der Kalibrierung

Das Vorgehen zur Charakterisierung der thermoelektrischen Eigenschaften der Stempel- und Blechwerkstoffe und folglich auch das zur Kalibrierung des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes basiert auf dem sogenannten integralen Messprinzip [BLAT 76, MART 10, MART 12, DEMM 13-1]. Mittels sequenzieller Messung der generierten Thermospannung des Blech- beziehungsweise des Stempelwerkstoffes in Bezug auf einen Referenzwerkstoff kann das temperaturabhängige thermoelektrische Verhalten bestimmt und ein mathematischer Zusammenhang zwischen der resultierenden Thermospannung des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes und der Temperatur an der Schneidkante formuliert werden. Die weitaus häufiger angewandte differenzielle Methode eignet sich hingegen für das betrachtete Werkstoffspektrum nicht, da die notwendigen hohen Probentemperaturen bei dieser Messvariante über längere Zeit in der gesamten Probe konstant gehalten werden müssen [PONN 06]. Unerwünschte thermisch aktivierte Vorgänge in der Probe, wie beispielsweise Rekristallisation, können deshalb nicht ausgeschlossen werden. Das Konzept der integralen Messung ist einfach. Die praktische Realisierung gestaltet sich jedoch aufgrund der sehr geringen Höhe der generierten Thermospannungen bei Metallen und deren Empfindlichkeit hinsichtlich äußerer Störgrößen aufwendig und komplex [WOOD 88].

Abbildung 7.9 zeigt das prinzipielle Kalibrierschema einer integralen Messung. Die zu messende Probe, d.h. der Blech- oder der Stempelwerkstoff, wird an einem Ende auf einer konstanten bekannten Referenztemperatur gehalten, währenddessen die

andere Seite kontinuierlich auf die zu erwartende maximale Messtemperatur aufgeheizt wird. Der sich aufbauende Temperaturgradient in der Probe sowie in den Anschlussdrähten des Referenzwerkstoffes führt zu einer Thermodiffusion, d.h. zu einer Verschiebung der elektrisch negativ geladenen Ladungsträger, in den Werkstoffen. Aus dieser Ladungsträgerverschiebung resultiert eine Spannungsänderung die analog zu einem Thermoelement mit einem Voltmeter abgegriffen werden kann. Während der integralen Messung wird zusätzlich zur Thermospannung sowohl die Warm- als auch die Referenzstellentemperatur fortwährend direkt an den Kontaktierungen des Referenzwerkstoffes an der Probe aufgezeichnet.

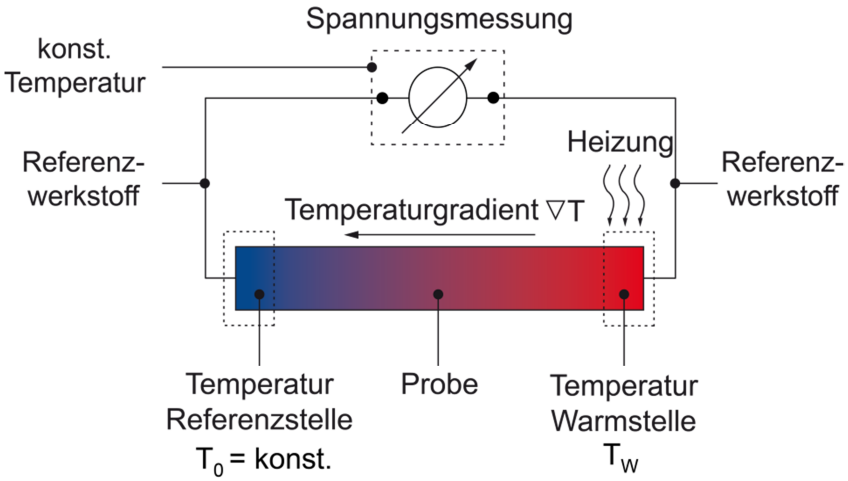


Abbildung 7.9: Kalibrierkonzept nach dem integralen Prinzip

Das Resultat der integralen Messung ist eine von der Warmstellentemperatur T_W abhängige Thermospannungskennlinie der Paarung Proben- gegen Referenzwerkstoff bezogen auf eine konstante Referenzstellentemperatur T_0. In Abbildung 7.10 sind schematisch Thermospannungskennlinien für einen Stempel- und einen Blechwerkstoff dargestellt. Der ständige Bezug der aufgezeichneten Kennlinien zu einem Referenzwerkstoff und zu einer konstanten Temperatur an der Referenzstelle kann mit einer Normierung verglichen werden. Die Thermospannung der Werkstoffpaarung Stempel-Blech bei einer Bezugstemperatur T_0 berechnet sich deshalb – unter der Annahme, dass die beiden Werkstoffe ein entgegengesetztes, stetig lineares thermoelektrisches Verhalten aufweisen – nach (siehe grafisch in Abbildung 7.10):

$$U_{Th,T0}(T) = U_{Bl,T0}(T) - U_{St,T0}(T) \qquad \textit{Formel 7-4}$$

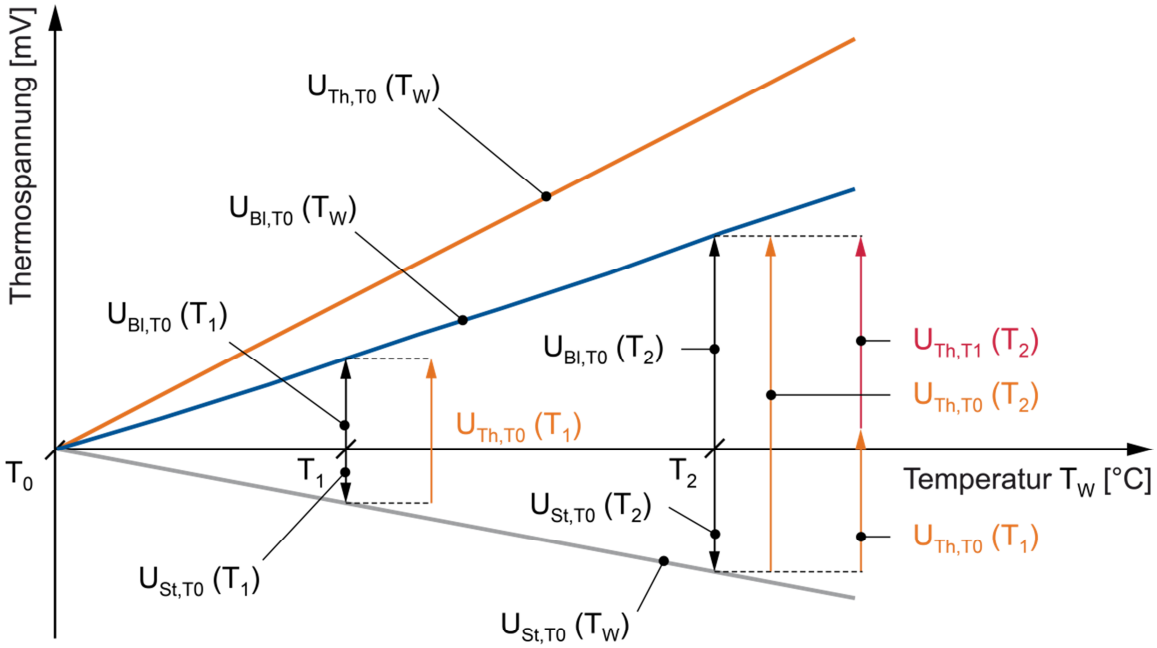
mit

$U_{Th,T0}$ resultierende Thermospannung des Werkzeug-Werkstück-Thermo-

elementes bezogen auf eine konstante Referenztemperatur T_0 [µV]

$U_{St,T0}$ Thermospannung der Paarung Stempel-Referenzwerkstoff bezogen auf eine konstante Referenztemperatur T_0 [µV]

$U_{Bl,T0}$ Thermospannung der Paarung Blech-Referenzwerkstoff bezogen auf eine konstante Referenztemperatur T_0 [µV]



T_0 Referenztemperatur

T_1 Exemplarische Kontaktstellentemperatur

T_2 Exemplarische Messstellentemperatur

$U_{St,T0}$ Thermospannung der Paarung Stempel-Referenzwerkstoff bezogen auf eine konstante Referenztemperatur T_0

$U_{Bl,T0}$ Thermospannung der Paarung Blech-Referenzwerkstoff bezogen auf eine konstante Referenztemperatur T_0

$U_{Th,T0}$ Resultierende Thermospannung des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes bezogen auf eine konstante Referenztemperatur T_0

$U_{Th,T1}$ Resultierende Thermospannung des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes bezogen auf eine Kontaktstellentemperatur von T_1

Abbildung 7.10: Vorgehen zur Ermittlung der Kalibrierfunktion des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes

Die aus der Kalibrierung resultierende Kennlinie ist immer auf die Referenztemperatur T_0 bezogen. Da es in der späteren Messung mit dem Werkzeug-Werkstück-Thermoelement nicht praktikabel ist, die Referenztemperatur wie bei der Kalibrierung an den Kontakten der Anschlussleitungen am Stempel und Blech definiert einzustellen, kann durch eine einfache Transformation eine Kalibrierkurve

für beliebige Referenzstellentemperaturen generiert werden. Durch das Thermoelement wird eine elektrische Spannung als Funktion der Temperaturdifferenz bei einer gemessenen und daher bekannten Kontaktstellentemperatur generiert. Weicht die Kontaktstellentemperatur von der Referenzstellentemperatur ab, entspricht dies einer Parallelverschiebung der Ordinate und der Thermospannungskurven hin zur Kontaktstellentemperatur. Dies ist darin begründet, dass aus identischen Temperaturen an der Warm- und Kontaktstelle keine Thermospannungen hervorgehen. Anstelle der Koordinatentransformation ergibt sich die resultierende Thermospannung bei einer definierten Kontaktstellentemperatur ebenso aus einer Subtraktion der auf die Referenzstellentemperatur bezogenen Spannungswerte. In Abbildung 7.10 wird dieser Zusammenhang exemplarisch mit einer Kontaktstellentemperatur T_1 bei einer Messstellentemperatur T_2 verdeutlicht. Die inverse Thermospannungskennlinie $\Delta T(U_{Th})$ kann anschließend direkt in Formel 7-3 zur Berechnung der absoluten Blitztemperatur an der Schneidkante überführt werden.

7.2.2 Aufbau der Kalibriervorrichtung

Beruhend auf dem im vorherigen Kapitel vorgestellten integralen Messprinzip wurde eine Vorrichtung zur Kalibrierung des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes entwickelt, deren funktionelles Schema in Abbildung 7.11 dargestellt ist. Die Einrichtung lässt sich in drei grundsätzliche Funktionseinheiten unterteilen: Im oberen Bereich des Aufbaues befindet sich die Warmstelle und im unteren die Referenzstelle, was in der Abbildung durch den farbigen Temperaturgradienten in der Probe verdeutlicht wird. Die dritte Funktionseinheit ist die Messperipherie, bestehend aus Sensoren und Einheiten zur Signalverarbeitung und -aufbereitung. Der segmentierte Aufbau ermöglicht die Abschirmung störender elektrischer, magnetischer und elektromagnetischer Felder aus der Betriebsumgebung sowie eine thermische Entkoppelung zwischen der Heizeinheit im oberen Teil der Vorrichtung und der Referenztemperaturstelle.

Mit der Vorrichtung ist die Bestimmung der Thermospannung einer Probe bezüglich eines Referenzwerkstoffes in einem Messtemperaturbereich von 0°C bis 700°C durchführbar. Durch den Einsatz eines Ausgleichsblockes, dem die entsprechende Mess- beziehungsweise Warmstellentemperatur über eine Heizpatrone zugeführt wird, können Temperaturinhomogenitäten, wie sie zum Beispiel in einem Bad oder Ofen auftreten, vermieden werden. Zudem werden zeitliche Temperaturschwan-

kungen durch die hohe Wärmekapazität des Blockes ausgeglichen. Für eine genaue, rückführbare und sich durch die Kalibrierung nicht verändernde Oberflächentemperatur am Ausgleichsblock ist eine Prüfoberfläche aus einem gut wärmeleitenden Metall mit hoher Oberflächengüte nötig. Als Werkstoff wird aufgrund seiner hohen Wärmeleitfähigkeit [WIEL 99] reinstes Kupfer (99,99% Cu) verwendet. Um den optimalen thermischen sowie elektrischen Kontakt zwischen Probe und Ausgleichsblock auch bei höheren Temperaturen zu gewährleisten, verhindert die Zufuhr von Schutzgas eine Oxidation der Prüfoberflächen. Die Flutung des Kalibrierraumes erfolgt durch das chemisch inerte Schutzgas Argon vor jedem Kalibriervorgang [LIND 08]. Mittels eines Sauerstoffsensors am Abluftauslass wird die Schutzgaszufuhr in Abhängigkeit von der Restsauerstoffmenge im Kalibrierraum geregelt. Oxidschichten auf der Probe und dem Ausgleichsblock können nicht nur die Übergangswiderstände erhöhen [LANG 49, CARR 02], sondern auch deutlich andere thermoelektrische Eigenschaften als der Grundwerkstoff aufweisen [HEIK 61]. Durch die Beseitigung von Fremdschichten mittels Schleifen und Polieren an allen Kontaktstellen vor jeder Messung werden mögliche verfälschende Thermospannungen unterbunden.

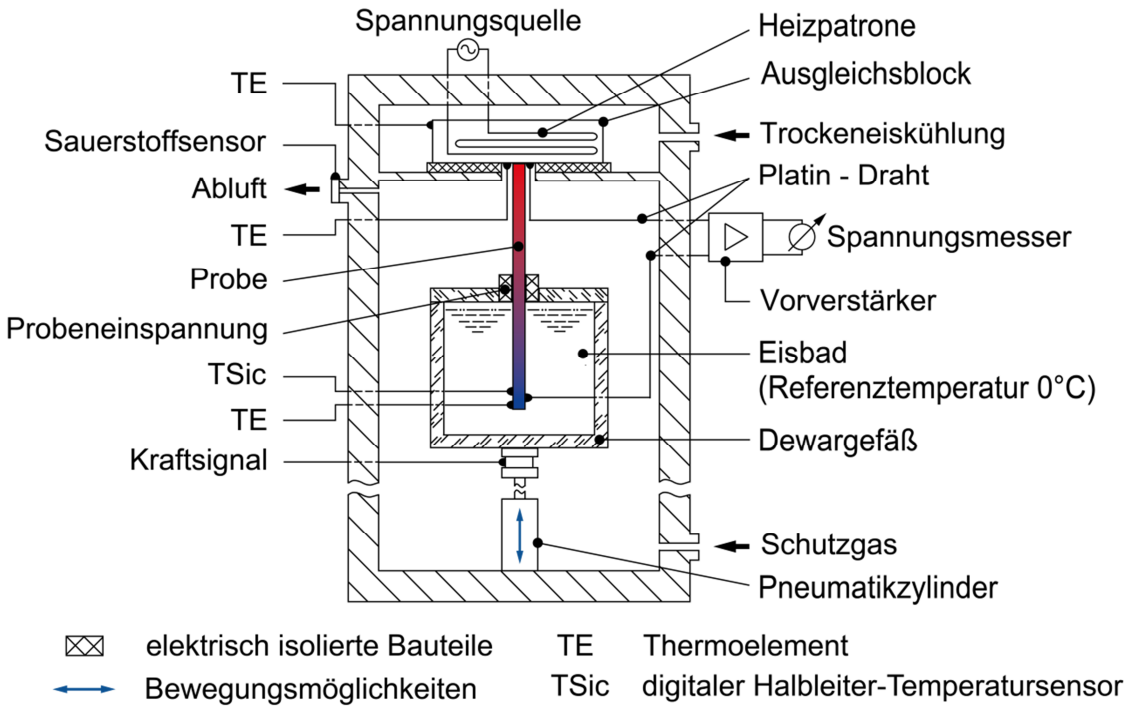


Abbildung 7.11: Schematischer Aufbau der Kalibriervorrichtung

Als Temperaturfixpunkt der Referenzstelle wird der Eispunkt bei $T_0 = 0°C$ gewählt. Die Vorteile dieser Wahl sind in der einfachen Realisierung, den geringen

Schwankungen des Fixpunktes bei Einsatz eines geeigneten Wassers von nur $|\Delta T_0| \leq 5$ mK [BERN 04] und der sehr guten Wärmeankoppelung aufgrund des direkten Kontaktes zwischen dem zu kalibrierenden Werkstoff und dem Eiswasser zu sehen. Zur Darstellung des Eispunktes dient fein gemahlenes beziehungsweise geschabtes Eis, hergestellt aus demineralisiertem Wasser, das sich in einem gut isolierten, ebenfalls mit demineralisiertem Wasser aufgefüllten Behälter (Dewargefäß) befindet.

Eine reproduzierbare thermische und elektrische Kontaktierung zwischen der Probe und dem Ausgleichsblock ermöglicht ein Pneumatikzylinder. Über einen Regelkreis wird, in Bezug auf die tatsächliche Eindrückkraft der Probe in den Ausgleichsblock, der Pneumatikdruck im Zylinder angepasst. Durch den kraftabhängigen Verfahrweg des Pneumatikzylinders und eine variable Probeneinspannung an der Referenz-temperaturstelle ist es zusätzlich möglich, ein breites Spektrum an Probengrößen abzudecken. Die Probenabmessung kann in der Länge von 120 bis 400 mm und in der Breite von 0,1 bis 6 mm variieren. Die Erfassung der Andrückkraft der Probe an den Ausgleichsblock wird durch eine unterhalb des Dewargefäßes angebrachte und vorgespannte piezoelektrische Messunterlagscheibe (Typ 9021A, Kistler Instrumente AG) mit einem nachgeschalteten Ladungsverstärker (Typ 5073A, Kistler Instrumente AG) zur Signalaufbereitung ermöglicht.

Wegen seiner thermischen, chemischen und strukturellen Stabilität über den gesamten Messtemperaturbereich hinweg sowie des definierten thermoelektrischen Verhaltens wird reines Platin (99,99%) als Referenzwerkstoff eingesetzt [ROES 40, BENN 61, BUS 65, PONN 06]. Das in Form eines Drahtes mit einem Durchmesser von 0,35 mm vorliegende Platin ist kraftschlüssig mit der Probe an der Referenzstelle verbunden. Die Kontaktierung mit dem Ausgleichsblock wird mit einem dünnen Keramikstift aus Zirkonoxid realisiert. Dieser Stift drückt den Draht mit konstanter Kraft an den Block. Die dafür erforderliche Kraft wird von einem mechanischen Spanner aufgebracht. So wird eine sehr gute und definierte Kontaktierung zwischen Block und Platindraht erreicht und die Kontaktstelle befindet sich unmittelbar an der Warmstellentemperatur der Probe. Die Verwendung eines Drahtes bietet neben der flexiblen Handhabung und Verlegung im Aufbau den Vorteil, dass der benötige Temperaturgradient leicht aufgebaut werden kann. Am Spannungsabgriff der

Vorverstärkerstufe herrschen daher an beiden Enden des Platindrahts isotherme Bedingungen.

Der Temperaturüberwachung kommt eine besondere Bedeutung zu, da sie die Genauigkeit der Messung entscheidend bestimmt. Zur kontinuierlichen Erfassung der Warmstellentemperatur werden zwei Drahtthermoelemente vom Typ K des Unternehmens Omega Newport Electronics GmbH, Deckenpfronn, ebenso wie der Platindraht parallel zur Probe mit dünnen Keramikstiften aus Zirkonoxid an den Ausgleichsblock angedrückt. Bedingt durch die geringe Wärmeleitfähigkeit der Zirkonoxidstifte wird eine sich verfälschend auswirkende Ableitung der Wärme aus der Lötperle des Thermoelementes auch bei hohen Temperaturen unterbunden. Alle eingesetzten Thermoelemente weisen einen Drahtdurchmesser von 0,13 mm auf, um eine Wärmeabfuhr in den Thermoelementdraht zu verhindern und um ohne nennenswerte Trägheit Temperaturen erfassen zu können. Da es sich bei den Thermoelementen um sogenannte SLE (special limits of error) Qualitäten handelt, kann eine Messunsicherheit kleiner 1,1°C erreicht werden. Die hohe Genauigkeit wird durch einen selektierten Thermoelementwerkstoff sichergestellt. [OMEG 11] Die Überwachung der Kaltstellentemperatur im Dewargefäß wird über ein Thermoelement, das eine identische Spezifikation wie die Thermoelemente an der Warmstelle aufweist, sowie einen hochpräzisen digitalen Halbleitersensor (Typ TSic, IST AG, Wattwil, Schweiz) sichergestellt. Der Einsatz zweier unterschiedlicher Thermometerbauweisen begründet sich in der sehr hohen Genauigkeit, wenngleich zeitlichen Trägheit des Halbleitersensors und dem ausgezeichneten dynamischen Verhalten bei größerer Messunsicherheit des Thermoelementes.

Entsprechend der Theorie (vgl. Kapitel 7.1.2) dürfen keine Thermospannungen im Messkreis auftreten, wenn die Warmstellentemperatur und die Referenzstellentemperatur bei 0°C liegen. Ein vollständiger Kalibrierdurchlauf umfasst deshalb den Aufheizvorgang des Ausgleichsblockes von 0°C bis zur eingestellten maximalen Warmstellentemperatur sowie den sich unmittelbar daran anschließenden Abkühlvorgang zurück auf 0°C. Hierdurch ist eine Verifizierung des Kalibrierergebnisses möglich. Denkbare Phasenumwandlungen in den Werkstoffen aufgrund der hohen Warmstellentemperaturen können auf diese Weise erkannt werden. Zudem ist es möglich unerwünschte parasitäre Thermospannungen, die aus einer schlechten Kontaktierung oder aus Ungenauigkeiten der Messperipherie herrühren, bereits vor,

aber auch nach jeder Messung zu identifizieren. Zur schnellen Abkühlung des voluminösen Ausgleichsblockes wird Druckluft und Trockeneis eingesetzt. Die Verwendung von Trockeneis kühlt den Ausgleichsblock unter 0°C.

Zur Erhöhung der Genauigkeiten wird das Thermospannungssignal sehr nahe an der Probenkontaktierung um den Faktor 100 auf einen störsicheren Pegel vorverstärkt. Außerhalb der Probenkammer ist eine weitere Konditionierung des Thermospannungssignales implementiert. Ein Tiefpassfilter mit Butterworth-Charakteristik und einer Grenzfrequenz f_g von 1 kHz limitiert den Frequenzbereich des Signales vor dessen Abtastung und verhindert damit eine Verletzung des Abtasttheorems. Das erfasste Signal kann zudem optional in einer zweiten Vorverstärkerstufe verstärkt werden. Eine optimale Nutzung des Eingangsmessbereiches des Analog-Digital-Umsetzers und infolgedessen eine Minimierung von Quantisierungsfehlern ist dadurch möglich. Um ein störungsfreies Thermospannungssignal differenziell messen zu können, sind die beiden Schenkel des Platindrahtes und die Probe nicht mit dem Erdpotenzial der Vorrichtung verbunden. Elektrisch nicht leitende Keramikteile am Ausgleichsblock, an der Probeneinspannung und der Andrückvorrichtung des Platindrahtes tragen dazu bei.

Durch eine Überwachung aller Prozessgrößen mit entsprechender Sensorik und die Steuerung des Kalibriervorganges mit einem in der Programmierumgebung LabView Version 9.0 (National Instruments) erstellten Programm, ist eine automatisierte Kalibrierung möglich. Zur Datenerfassung und Ausgabe von digitalen Steuersignalen werden zwei Messmodule vom Typ NI PCI 6280 (National Instruments) und NI PCI 6250 (National Instruments) mit einer Summenabtastrate von 500 kHz und 1,25 MHz verwendet [NATI 08-1, NATI 08-2]. Die Messkarten weisen eine Auflösung von 18 bit beziehungsweise 16 bit auf, wobei die Messkarte mit der höheren Auflösung zur Erfassung der Thermospannungen herangezogen wird.

Abbildung 7.12 zeigt den realen Aufbau der Kalibriervorrichtung ohne die digitale Signalverarbeitungseinheit und Peripherie zur Ansteuerung der Pneumatikkomponenten. Zur Veranschaulichung wurde eine Seitenwand entfernt und das obere Segment der Vorrichtung, in der sich der Ausgleichsblock befindet, aufgeklappt. Die Außenabmessungen des Probenraumes betragen 300 mm x 500 mm x 900 mm.

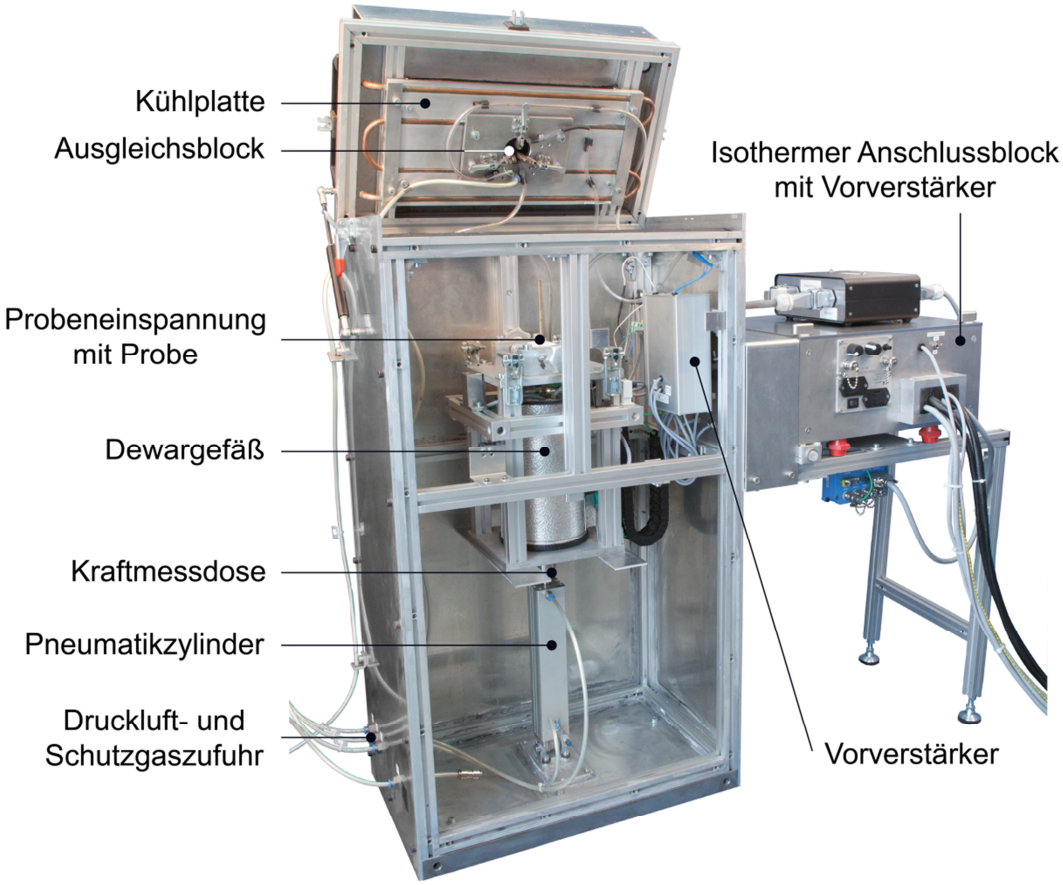


Abbildung 7.12: Aufgebaute Kalibriervorrichtung

8 Versuchsbeschreibung und -durchführung

Neben der eigentlichen Messung der Blitztemperatur an der Schneidkante des Stempels in experimentellen Scherschneidversuchen wurde eine Kalibrierung des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes durchgeführt. Die folgenden Darstellungen untergliedern sich daher in zwei Abschnitte analog den Arbeitsschritten, Kalibrierung sowie Scherschneidversuche. Finite-Elemente-Simulationen des Scherschneidvorganges ergänzen die Untersuchungen. Details zur Simulation werden am Ende dieses Kapitels erläutert.

8.1 Kalibrierung

Die experimentellen Untersuchungen zur thermoelektrischen Charakterisierung und damit die Kalibrierung der Werkzeug- und Werkstückwerkstoffe wurde an dem in Kapitel 7.2 ausführlich erläuterten Versuchsstand durchgeführt.

8.1.1 Überprüfung der Kalibriervorrichtung

Durch die Ermittlung von Thermospannungsverläufen genormter und zertifizierter Referenzwerkstoffe bis zu einer Warmstellentemperatur von 500°C konnte die Genauigkeit und Reproduzierbarkeit der entwickelten Kalibriervorrichtung überprüft werden. Zur Nachbildung vergleichbarer Bedingungen wurden, ebenso wie bei der späteren Kalibrierung der Blech- und Stempelwerkstoffe, zwei verschiedene metallische Referenzwerkstoffe untersucht. Voraussetzung war, dass diese auch in voluminöser Form verfügbar und für den später benötigten Messtemperaturbereich zugelassen sind. Zwei Thermoelementlegierungen des Unternehmens Isabellenhütte Heusler GmbH & Co. KG, Dillenburg, die als positiver und negativer Schenkel des Thermoelementtyps K Anwendung finden, entsprachen diesen Anforderungen [ISAB 11-1, ISAB 11-2, DIN 60584-1]. Aus den ermittelten Thermospannungsverläufen der beiden Legierungen, jeweils in Bezug zu Platin, konnte analog zum Werkzeug-Werkstück-Thermoelement die resultierende Thermospannung der eigentlichen Thermoelementpaarung berechnet und mit den Normwerten nach DIN EN 60584-1 und NIST ITS-90 sowie dem Abnahmeprüfprotokoll verglichen werden [DIN 60584-1, NIST 90]. Die als negativer Schenkel dienende Referenzlegierung wurde in zylindrischer voluminöser Stabgeometrie mit dem Durchmesser 6 mm und einer Länge von 165 mm geliefert. Als positiver Schenkel kam hingegen ein blanker Thermoelementdraht mit einem Drahtdurchmesser von 0,35 mm zur

Anwendung. Mit der Wahl zweier unterschiedlicher Abmessungen der Referenzwerkstoffe wurde das Ziel verfolgt, mögliche höhere Streuungen der Messwerte insbesondere bei der voluminösen Geometrie, die nicht auf die Versuchseinrichtung zurückzuführen sind, sondern beispielsweise von Werkstoffinhomogenitäten verursacht werden, identifizieren zu können. In regelmäßigen zeitlichen Abständen erneut durchgeführte Referenzmessungen lassen Aussagen zur Langzeitstabilität der Kalibriervorrichtung zu. Zur statistischen Absicherung der Messungen dienten fünfzehn Versuchsmesszyklen pro Thermoelementlegierung bei der Inbetriebnahme der Vorrichtung und je drei Überprüfungsmesszyklen zwischen den Versuchsreihen.

8.1.2 Ermittlung der Kalibrierkurven

Bei der Kalibrierung wurden zunächst immer die Thermospannungsverläufe des Stempel- und des Blechwerkstoffes bezüglich Platin aufgenommen. Erst im Anschluss daran konnte die von der Werkstoffpaarung und Temperatur abhängige Kalibrierkurve berechnet werden. Die aufgezeichneten Thermospannungsverläufe waren daher auch für die Auswahl eines geeigneten Stempelwerkstoffes von Bedeutung.

Entsprechend den im Stand der Technik genannten mittleren maximalen Temperaturen beim Scherschneiden wurden die Kalibrierungen von 0°C kontinuierlich bis zu einer maximalen Warmstellentemperatur von 500°C durchgeführt. Eine große Spanne an wechselnden Raumtemperaturen in der Betriebsumgebung bei der späteren Messung im Scherschneidwerkzeug konnte durch die Möglichkeit, den Ausgleichsblock auf 0°C zu temperieren, abgedeckt werden.

Blechwerkstoff

Die theoretische Betrachtung der Thermoelektrizität setzt homogene Leiter voraus. In der Realität sind technische Metalle, zu denen die in Kapitel 5.1 aufgeführten Bleche zählen, fertigungstechnisch bedingt jedoch stets inhomogen. Die Messung mehrerer, voluminöser und aus unterschiedlichen Blechstreifen entnommener Proben berücksichtigte diesen Umstand. Um Effekte aus den kaltverfestigten Randbereichen der Blechstreifen, welche aus dem Spalten der Bänder bei der Konfektionierung resultieren, zu vermeiden, erfolgte die Probenentnahme für die Kalibrierung durch Wasserstrahlschneiden aus der Mitte der Streifen. Die Abmessungen der Proben wurden auf eine Länge von 210 mm bei einer Breite von 15 mm festgelegt. Die Dicke

der Probe ergibt sich aus der Blechdicke des jeweiligen Werkstoffes (vgl. Kapitel 5.1).

Wie bereits erwähnt, ist die Berücksichtigung bleibender Formänderungen in der Kalibrierung Teil dieser Arbeit. Während des Scherschneidprozesses führt die plastische Verformung des Werkstückwerkstoffes in der Scherzone zu sehr hohen Umformgraden. Zur reproduzierbaren und möglichst homogenen Abbildung dieser hohen Umformgrade über das gesamte Probenvolumen wurden mit dem Druckumformverfahren Kaltwalzen gezielt Vorverformungen eingebracht. Mittels Längswalzen ohne Zwischenglühen kann ein Umformgrad φ in Richtung der Hauptformänderung über eine Dickenabnahme eingestellt werden [DIN 8583-2, HINK 03, HOFF 12]:

$$-\varphi = \ln \frac{s_A}{s_0} \qquad \textit{Formel 8-1}$$

mit

φ	Umformgrad [–]
s_0	Blechdicke im Ausgangszustand [mm]
s_A	Blechdicke nach Abschluss des Walzvorganges [mm]

Insgesamt wurden sechs verschiedene Vorverformungsstufen, inklusive dem Ausgangszustand, für beide Blechwerkstoffe festgelegt (Tabelle 8.1). Aufgrund einer mehrmaligen Stichabnahme bis zum Erreichen der gewünschten Blechdickenreduktion blieb der Wärmeeintrag durch den Umformvorgang während des Walzens gering. Je Umformgrad und Blechwerkstoff wurden mindestens drei Proben bei jeweils vier Wiederholmessungen einem Kalibrierdurchlauf unterzogen. Dies ermöglichte eine statistische Betrachtung und Berücksichtigung von Werkstoffinhomogenitäten.

Umformgrad φ [–]	0	0,41	0,69	1,10	1,79	2,11
Blechdickenreduktion [%]	0	33	50	67	83	87

Tabelle 8.1: Untersuchte Umformgrade im Rahmen der Blechwerkstoffkalibrierung

Stempelwerkstoff

Analog zu den Proben der Blechwerkstoffe wurden auch die Proben der untersuchten Werkzeugwerkstoffe geometrisch voluminös ausgeführt, mit dem Ziel, ähnliche Bedingungen wie in den Scherschneidversuchen herzustellen. In vorliegender Arbeit werden zwei ausgewählte Stempelwerkstoffe genauer dargestellt: Ein pulvermetallurgisch hergestellter Schnellarbeitsstahl und ein für Scherschneidanwendungen geeignetes Hartmetall (vgl. Kapitel 5.2). Die Probenform des Werkzeugstahles ist den Maßen der Blechproben mit einer Länge von 250 mm bei einer Breite von 20 mm und der Dicke 4 mm sehr ähnlich. Sowohl im Grundzustand als auch im wärmebehandelten Zustand wurden je zwei Proben des Werkzeugstahles angefertigt. Durch die Wärmebehandlung konnte der Stahl, nach einem dreimaligen Anlassen zur Reduzierung innerer Spannungen, auf eine für Scherschneidstempel typische Härte von 63 HRC (Härte nach Rockwell C-Verfahren) eingestellt werden [SCHM 07].

Drei Hartmetallproben wurden zusammen mit dem Scherschneidstempel für die experimentellen Schneidversuche aus einem Block erodiert. Diese aufwendige Fertigung war nötig, da geringe Mengen an Fremdbestandteilen (z.B. Chrom und Magnesium) chemische Verbindungen in den Randbereichen der Sinterteile eingehen können. Zusätzliche geometrieabhängige Inhomogenitäten wären daher bei einer getrennten Sinterung des Stempels und der Kalibrierproben nicht auszuschließen gewesen. Die Probenform der Hartmetallkalibrierproben wurde zweckmäßig als zylindrische Geometrie mit dem Durchmesser 6 mm und einer Länge von 175 mm ausgeführt.

8.1.3 Signalaufbereitung und Erstellung der Kalibrierkurven

Die große Probenanzahl bei der vollfaktoriellen Ermittlung der Kalibrierdaten und die damit einhergehende Fülle an Kennlinien verlangten eine rechnergestützte Aufbereitung und Auswertung der Daten. Die grafische Programmierumgebung LabView Version 9.0 (National Instruments) war Basis für die Entwicklung eines entsprechenden Programmes. Neben der Anpassung der Messdaten, zum Beispiel durch Einbeziehung des Offsetwertes und des Verstärkungsfaktors des Vorverstärkers, erfolgten eine Mittelung der Wiederholmessungen und die Berechnung der erforderlichen statistischen Kennwerte. Hierdurch konnte die Qualität der Messung beurteilt werden. Über eine Kurvenanpassung mittels B-Splines wurde aus der

diskreten Werteverteilung ein kontinuierlicher funktionaler Zusammenhang zwischen der Warmstellentemperatur und der resultierenden Thermospannung abgeleitet. Aufgrund der hohen und über den Messbereich äquidistant verteilten Anzahl an Kalibrierpunkten ist eine sehr hohe Güte der Interpolationsfunktion möglich [BOOR 78]. Gemäß der in Kapitel 7.2.1 geschilderten Vorgehensweise wurde abschließend die Kalibrierfunktion der Thermoelementpaarung Stempelwerkstoff-Blechwerkstoff berechnet und in einer Datei archiviert.

8.2 Scherschneidversuche

An der in Abschnitt 4.1.1 genannten hydraulischen Presse wurden experimentelle Scherschneiduntersuchungen im Einzelhubbetrieb mit manuellem Teilehandling durchgeführt.

8.2.1 Prozessparameter

In den Versuchsreihen wurden außer dem Blechwerkstoff, der in zwei verschiedenen Dicken zur Verfügung stand, drei zentrale Prozesskenngrößen variiert (Tabelle 8.2). Die gezielte Einstellung der Parameter beeinflusst nicht nur die Schnittflächenausbildung, sondern auch die Wärmeentstehung und -ableitung. Es ist somit möglich, Wirkzusammenhänge zwischen der auftretenden Temperatur an der Schneidkante und den Prozessparameteränderungen herauszuarbeiten.

Schneidspalt [mm]	0,06	0,24	0,48
Schneidgeschwindigkeit [mm/s]	10	40	70
Beölung [~ 20 g/m² pro Oberfläche]	keine	Wisura ZO 3180	Holifa VP 1127

Tabelle 8.2: Variierte Prozessparameter in den Scherschneidversuchen

Die definierte Einstellung der drei Schneidspalte erfolgte über austauschbare Matrizeneinsätze. Mit unterschiedlich großen Schneidplattendurchbrüchen konnte ein umlaufend konstanter Schneidspalt realisiert werden. Der Stempel als ein Schenkel des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes musste demzufolge zwischen den Versuchsreihen nicht gewechselt werden. Trotz Parameterveränderungen gewährleistete dies stempelseitig gleichbleibende thermoelektrische und geometrische Versuchsbedingungen. Ergänzend war die Kalibrierung nur einer Stempelwerkstoffcharge erforderlich.

Die Änderung der Schneidgeschwindigkeit erfolgte durch eine pressenseitige Vorgabe der Werte, wie sie in Tabelle 8.2 aufgezeigt sind, wobei diese Werte den oberen und unteren Geschwindigkeitsbereich der eingesetzten hydraulischen Presse umfassen. Anhand der Erfassung aller wichtigen Prozessdaten mit Sensorik konnte nachgewiesen werden, dass die tatsächliche Geschwindigkeit von der Soll-Geschwindigkeit teilweise deutlich abweicht. Diese Schwankungen der Geschwindigkeit sind unter anderem auf die Erwärmung des Hydrauliköls und der Hydraulikaggregate zurückzuführen [WILL 07]. Dies muss bei der Auswertung der Daten berücksichtigt werden (siehe Abschnitt 8.2.4). Eine konstante Schneidgeschwindigkeit über den Scherschneidvorgang wurde mit einem tiefen Eintauchen des Stempels in die Matrize bis zum unteren Umkehrpunkt der Presse gewährleistet.

Die Ausführung einer Untersuchungsreihe umfasste Versuche mit und ohne Schmierstoffauftrag. Details zu den Schmierstoffen sind in Kapitel 5.3 dargestellt. Bei der durchgeführten beidseitigen manuellen Beölung der Blechzuschnitte mit einem Pinsel wird eine Auftragsmenge je Oberfläche von circa 20 g/m² erreicht [HÖRM 08].

Während der gesamten Scherschneidversuche blieben bestimmte Prozessparameter konstant. Die Schneidkantenverrundung wurde bei allen Schneidplatten auf einen Radius von 0,20 mm eingestellt. Die Rissinitiierung beginnt – infolge des kleineren Radius an der Stempelschneidkante von 20 µm – stempelseitig. Ein definierter mechanischer und damit elektrischer Kontakt zwischen Stempel und Blech ist auf diese Weise bis zum Beginn des Bruches garantiert. Für die Niederhalterkraft wurde eine Kraft von 300 kN bei 4 mm und 400 kN bei 6 mm Blechdicke angesetzt. Dies entspricht, unter Berücksichtigung der Blechprobenabmessungen, einer Flächenpressung zwischen der Berührfläche von Niederhalter und Blech von circa 37 N/mm² beziehungsweise 50 N/mm². Der um den Stempelumfang konstante Niederhalterspalt betrug 0,5 mm.

Die Aktivelemente wurden zur Überprüfung der geometrischen Prozessparameter zwischen den Versuchsreihen regelmäßig einer taktilen Vermessung nach dem Tastschnittverfahren unterzogen.

8.2.2 Durchführung der Scherschneidversuche

Die Versuchsreihen der Scherschneiduntersuchungen wurden für jeden Blechwerkstoff vollfaktoriell geplant. Vollfaktorielle Versuchspläne zeichnen sich dadurch aus,

dass alle Einflüsse der variierten Faktoren völlig unabhängig voneinander erfasst und daher eindeutig zugeordnet werden können [GIES 05]. Eine Ausnahme stellen die Versuche zum Einfluss des Schmierstoffes auf die Temperaturentwicklung dar. Diese Versuche wurden im Anschluss an alle anderen an nur einem Blechwerkstoff unter einer Versuchsbedingung durchgeführt. Hierbei kamen die Einstellungen mit der höchsten Temperatur aus den Versuchsreihen ohne Schmierstoffeinsatz zur Anwendung. Diese Eingrenzung erfolgte mit der Intention, die erwarteten Einflüsse dort besonders deutlich nachweisen zu können. Zur statistischen Absicherung der Messergebnisse wurden für jede Versuchskonfiguration mindestens sieben Teile aus Blechzuschnitten mit den Abmessungen 120 mm x 100 mm geschnitten.

Geschirmte Kupferleitungen überbrückten die elektrische Verbindung zwischen dem Blech beziehungsweise dem Stempel zur Vorverstärker- und Filtereinheit. Für einen einfachen Austausch der Platinen nach jedem Hub sollte die elektrische Kontaktierung der Leitungen am Blech und Stempel lösbar sein. Zugleich muss ein Spannungsabfall an den Übergängen aufgrund der Kontaktwiderstände sehr gering gehalten werden, da dieser das Messsignal des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes verfälscht. Eine in jeden Blechzuschnitt eingepresste vergoldete Miniaturbuchse in Kombination mit einem ebenfalls vergoldeten Stecker mit federnden Kontaktlamellen sowie ein Klemmring am Stempel stellten einen lösbaren, aber dennoch stabilen elektrischen Kontakt her. Die mit einem Mikroohmmeter (Typ MO2A-100, Firma Rasmus & Kühne GmbH, Bannewitz) bei Raumtemperatur gemessenen Übergangswiderstände an den Verbindungsstellen lagen im Bereich kleiner 1 mΩ. Eine Beeinflussung des Thermospannungssignales infolge von Kontaktübergangswiderständen kann daher ausgeschlossen werden.

Trotz einer auf Finite-Elemente-Simulationen beruhenden Auslegung der Stempelgeometrie konnte prinzipbedingt eine flächige Berührung in einem schmalen Randbereich der Stirnfläche, in dem die Schneidkraft in den Blechwerkstoff eingeleitet wird (vgl. Kapitel 2.1.3), nicht völlig unterbunden werden. Temperaturen in diesem kreisringförmigen mechanischen und natürlich auch elektrischen Kontakt zwischen Stempelstirnfläche und Blechwerkstoff würden in die gewichtete Mittelung der gemessenen Temperatur einfließen. Zur Erreichung des Zieles, die Blitztemperaturen an der geometrisch bestimmten Messstelle der Stempelschneidkante zu erfassen, wurde daher vor jedem Versuch ein Blatt Papier in der Größe des

Blechzuschnittes zwischen Stempel und Blech gelegt. Dieses Papier wirkt aufgrund seines sehr hohen spezifischen Widerstandes von rund 10^{10} Ω·m [WARN 05] als elektrische Isolation an der kreisringförmigen Kontaktfläche. Erst bei Erreichen einer definierten elastischen Blechwerkstoffverformung wird das Papier lokal an der Stempelschneidkante durchtrennt und die Messstelle des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes wird gebildet. Der ausgeschnittene Papierbereich, welcher sich unter der Stempelstirnfläche befindet, weist einen deutlichen, ringförmigen Abdruck auf (Abbildung 8.1). Infolge der bei größeren Blechdicken aufzubringenden höheren Schneidkraft bildet sich eine größere Kontaktzone zur Kraftübertragung bei dem Blechwerkstoff in 6 mm Dicke aus. Die Auswirkung der Papierunterlage auf die gemessene Temperatur wird ergänzend im Anhang (Kapitel 15.3) anhand zweier Temperaturverläufe aufgezeigt.

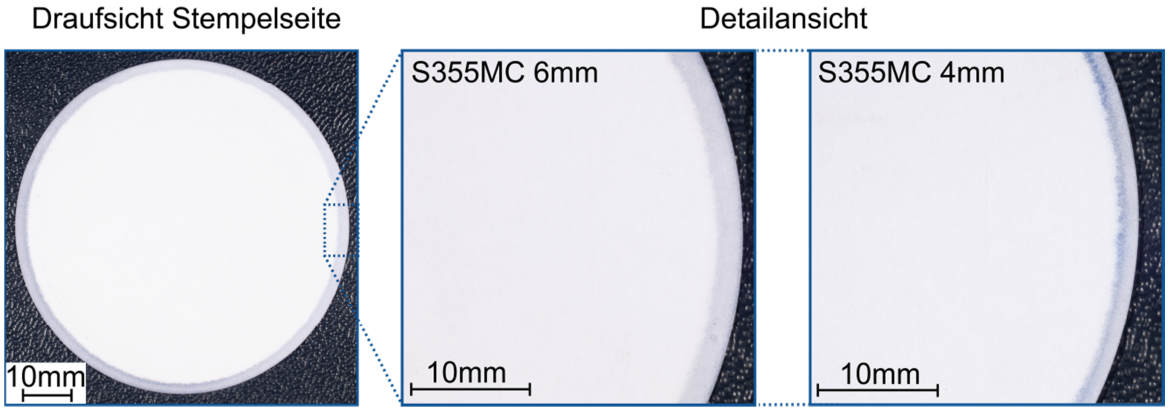


Abbildung 8.1: Kreisringförmiger Abdruck des Stempels auf der ausgeschnittenen Papierunterlage

8.2.3 Auswertung der Schnittteile

Vermessungen nach dem Tastschnittverfahren mit einem Profilmessgerät der Firma Mahr GmbH, Göttingen, dienten der quantitativen Beschreibung der schergeschnittenen Flächen sowohl am ausgeschnittenen Teil als auch am Stanzgitter. Mittels einer Doppeltastspitze wurden am ausgeschnittenen Teil und am Stanzgitter je zwei gegenüberliegende Messstellen längs und quer zur Walzrichtung des Bleches abgetastet. Durch eine Positionierung der Teile in einer Schraubstockvorrichtung konnten lagerichtige Messungen reproduzierbar durchgeführt werden. Zur Auswertung kamen die Kanteneinzugshöhe, der Glattschnitt- und der Bruchanteil. Pro Versuchsreihe wurden drei Teile und die zugehörigen Stanzgitter vermessen. Die

arithmetischen Mittelwerte aus den zwölf Messpositionen bilden die numerischen Werte der Schnittflächenkenngrößen.

Mittels Mikrohärtemessungen wurden ausgewählte Schnittteile hinsichtlich der Kaltverfestigung in Werkstoffbereiche, die an schergeschnittene Kante angrenzen, charakterisiert. Die Mikrohärtemessungen nach Vickers fanden bei einer Prüfkraft von 0,9807 N (HV 0,1) und einer Haltezeit von 15 s statt. Der Entwurf der einzelnen Messraster erfolgte gemäß den Vorgaben der Norm DIN EN ISO 6507-1. Die genaue Anordnung der Messraster und der Messpunkte wird gesondert bei jeder Ergebnisdarstellung aufgeführt. [DIN 6507-1]

Neben der Messung der Mikrohärte erfolgte zusätzlich eine qualitative optische Bewertung der Gefügeveränderungen anhand von Gefügeschliffen. Diese ermöglichen eine Analyse der Verformungsvorgänge im Blechwerkstoff.

8.2.4 Auswertung der Messdaten

Die im Werkzeug erfassten Signale der Weg-, Kraft- und Temperatursensoren wurden mit einer im Softwarepaket LabView Version 9.0 (National Instruments) programmierten Auswertesoftware weiterverarbeitet. Die Auswertung unterteilte sich in die Umrechnung und Anpassung der digitalisierten Signale in kalibrierte Ausgangssignale und eine Aufzeichnung zentraler Prozessgrößen. Zu den archivierten Prozessgrößen zählen die maximale Schneidkraft, die maximale Niederhalterkraft, die Schneidarbeit, die Schneidgeschwindigkeit sowie die maximale Temperatur an der Stempelschneidkante während des Schneidvorganges.

Die Ermittlung der an der Schneidkante des Stempels herrschenden absoluten Temperatur aus den am Werkzeug-Werkstück-Thermoelement gemessenen Thermospannungen erfolgte mithilfe der Kalibrierfunktion der Thermoelementpaarung Stempelwerkstoff-Blechwerkstoff aus Abschnitt 8.1.3. Im Auswerteprogramm wurde diese Funktion als kontinuierlicher Werteverlauf eingelesen. Interpolationsfehler, die beispielsweise bei der Verwendung einer Polynomfunktion auftreten können, wurden so unterbunden.

Angesichts der pressenbedingten Schwankungen der Schneidgeschwindigkeit während der Versuchsreihen war eine ergänzende Datenanalyse notwendig, um Kausalbeziehungen zwischen der Prozessgröße maximale Temperatur und den

variierten Parametern in den experimentellen Scherschneidversuchen ableiten zu können. Hierzu kam das statistische Verfahren der multiplen Regressionsanalyse zum Einsatz. Diese Analysemethode ermöglicht eine quantitative statistische Beschreibung von Zusammenhängen zwischen empirisch ermittelten Werten mit einer mathematischen Funktion [FAHR 96, LUNA 06, BACK 11, URBA 11]. Das Ergebnis ist ein mathematischer Zusammenhang zwischen der maximalen Temperatur und den Prozessparametern, der unabhängig vom Skalenniveau der einzelnen Einflussparameter ist. Für die Durchführung der Regressionsanalyse wurde auf die Auswertesoftware Visual-XSel Version 11.0 der Firma CRGRAPH, München, zurückgegriffen. Ergänzend können in diesem Programm sogenannte Vertrauensbereiche bestimmt werden, die eine statistische Beurteilung des Messergebnisses und des Regressionsmodelles zulassen. Stochastische Schwankungen der Temperaturmesswerte sowie Vereinfachungen im mathematischen Regressionsmodell im Vergleich zu den realen physikalischen Beziehungen werden über den Vertrauensbereich berücksichtigt und visualisiert. Der Vertrauensbereich kombiniert folglich Aussagen zur Präzision mit solchen zur Sicherheit des Modelles [PREL 09, SCHL 08] und definiert einen Bereich, in dem mit einer vorgegebenen Wahrscheinlichkeit von 95 % die wahren Werte liegen [KLEP 09, RONN 10]. Eine Extrapolation der Regressionsfunktion über den Wertebereich der experimentellen Untersuchungen ist jedoch nicht zulässig [GIES 05].

8.3 Simulation des Scherschneidvorganges

Anhand einer Nachbildung des Scherschneidvorganges in einer thermisch-mechanisch gekoppelten Finite-Elemente-Simulation konnten mechanische Spannungsverläufe im Blech sowie Temperaturfelder und Wärmeströme im Blech und den Aktivelementen qualitativ interpretiert und veranschaulicht werden. Hierzu kam das Programm ABAQUS/Explicit Version 6.12 des Unternehmens Dassault Systèmes Simulia Corp., Rhode Island (USA), zum Einsatz. Die Ausnutzung der rotationssymmetrischen Verhältnisse ermöglichte eine Übertragung des Versuchsaufbaues in ein zweidimensionales Simulationsmodell und eine Reduzierung der Rechenzeit. Die geometrischen Abmessungen der Aktivelemente wurden den realen Verhältnissen angepasst (Abbildung 8.2).

Die Modellierung der Werkzeugaktivelemente Stempel, Matrize sowie Niederhalter erfolgte als Starrkörper. Der Kontakt zwischen den Aktivelementen und dem Blech

wurde vereinfacht als reibungsfrei mit einem Kontaktwärmeübergangskoeffizienten in Anlehnung an Kneer et al. und Müssig von 40.000 W/(m²·K) ausgeführt [KNEE 06, MÜSS 02]. Unberücksichtigt blieben die Abfuhr der Wärme durch Konvektion und Wärmestrahlung. Das Verhalten des Blechwerkstoffes beschrieb ein elastisch-plastisches Werkstoffmodell, das von der Temperatur und Umformgeschwindigkeit abhängige Daten aus experimentellen Stauchversuchen von Hörmann einbezog [HÖRM 08]. Aufgrund der vorhandenen Werkstoffdaten beschränkte sich die Simulation auf den Blechwerkstoff S355MC der Dicke 6 mm. Der Simulationsvorgang wurde über einen Abgleich mit Schnittflächengeometrien aus realen Versuchen kurz vor der Rissinitiierung gestoppt. Auf eine Implementierung der Werkstofftrennung konnte daher verzichtet werden.

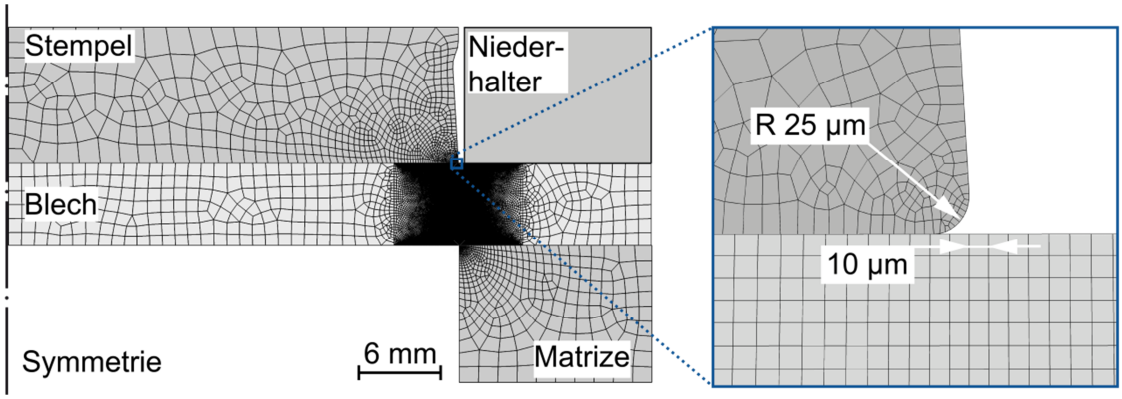


Abbildung 8.2: Simulationsmodell und lokale Vernetzung im Bereich der Stempelschneidkante

Vereinfachte Annahmen kamen im Modell für die thermischen Kennwerte der Werkzeugelemente und den Blechwerkstoff zur Anwendung: Die in der Realität temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit und spezifische Wärmekapazität wurden bei allen Werkstoffen auf den konstanten Wert bei Raumtemperatur aus den jeweiligen Datenblättern gesetzt. Eine weitere Vereinfachung war bei dem Faktor für die in Wärme übergehende Arbeit notwendig. Unabhängig von den Verformungsvorgängen betrug dieser Faktor 0,9 in allen Simulationen. Zu Beginn der Simulation hatten alle Elemente eine konstante Raumtemperatur von 20°C.

Um den Wärmeübergang und die anschließende Wärmeleitung von der Scherzone in den Scherschneidstempel und die Schneidplatte zu berücksichtigen, mussten diese diskretisiert werden. Wie in Abbildung 8.2 zu erkennen, war die Blechvernetzung in einzelne Partitionen unterteilt. Die feinste Vernetzung wurde dabei im Bereich der

Scherzone realisiert, um eine möglichst hohe Abbildungsgenauigkeit zu erreichen. Zur Reduzierung der Netzverzerrung aufgrund der hohen Deformationen in der Scherzone kam die in der Software ABAQUS/Explicit implementierte adaptive Vernetzung mittels Arbitrary Langrangian-Eulerian (ALE) Methode zum Einsatz [ABAQ 05]. Zur Reduzierung der Rechenzeit wurde auf eine Massenskalierung zurückgegriffen.

9 Versuchsergebnisse

Die Darstellung der Ergebnisse ist in fünf Abschnitte unterteilt. Der erste Teil präsentiert die Ergebnisse aus den Kalibrieruntersuchungen und bewertet diese. Im Anschluss daran werden der grundlegende Temperaturverlauf an der Schneidkante des Stempels und die reibinduzierten Temperaturänderungen erklärt, um die Basis für das Verständnis der im vierten Abschnitt vorgestellten Prozessparameteruntersuchungen zu schaffen. Eine Analyse und Diskussion der Ergebnisse aus den experimentellen Scherschneiduntersuchungen schließt dieses Kapitel ab.

9.1 Kalibrierung des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes

In den Ergebnisdarstellungen der Thermospannungsverläufe und Kalibrierkurven, die aus einer sehr hohen Anzahl an diskreten Datenpunkten resultieren, werden aus Gründen der Übersichtlichkeit kontinuierliche Verläufe ohne eine Wiedergabe einzelner Messpunkte abgebildet. Die Angabe ergänzender statistischer Kennwerte der Messungen erfolgt an definierten Temperaturpunkten in gesonderten Diagrammen (vgl. beispielsweise Abbildung 9.1 b). Runde Markierungssymbole kennzeichnen diese Datenpunkte, welche zur Verdeutlichung von Tendenzen über Linienstücke verbunden sind.

9.1.1 Verifizierung der Kalibriervorrichtung

Das Ergebnis der Überprüfung der Kalibriervorrichtung ist in Abbildung 9.1 a dargestellt. Neben der gemessenen und anschließend aus den gemittelten Einzelverläufen berechneten Thermospannung der Referenzwerkstoffpaarung des Typs K enthält die Grafik zum Vergleich die Normwerte nach DIN EN 60584-1 beziehungsweise NIST ITS-90 sowie die Daten des Prüfprotokolls der Thermoelementpaarung des Typs K [DIN 60584-1, NIST 90]. Die Abweichung der Kennlinie der eingesetzten Referenzwerkstoffpaarung laut Prüfprotokoll von der Normkennlinie liegt im gesamten Messbereich innerhalb der in der Norm spezifizierten maximal zulässigen Grenzabweichung. Diese darf beim Temperaturmaximum von 500°C bis zu 64,5 µV betragen [DIN 60584-2].

Über den gesamten Temperaturbereich ist eine sehr gute Übereinstimmung zwischen der gemessenen und der im Prüfprotokoll dokumentierten Thermospannung zu erkennen. In der Detailansicht (Abbildung 9.1 a), welche aus dem Kurvenabschnitt mit der größten Abweichung zwischen gemessenem Wert und

Referenz des Prüfprotokolls entnommen wurde, ist eine maximale Abweichung der Messung von der Referenzmessung von einem Prozent festzustellen. Folglich kann mit der Vorrichtung eine sehr präzise und genaue Kalibrierung durchgeführt werden. Dieses Ergebnis bestätigte sich in den Wiederholmessungen, die in regelmäßigen Abständen zwischen den Versuchsreihen durchgeführt wurden.

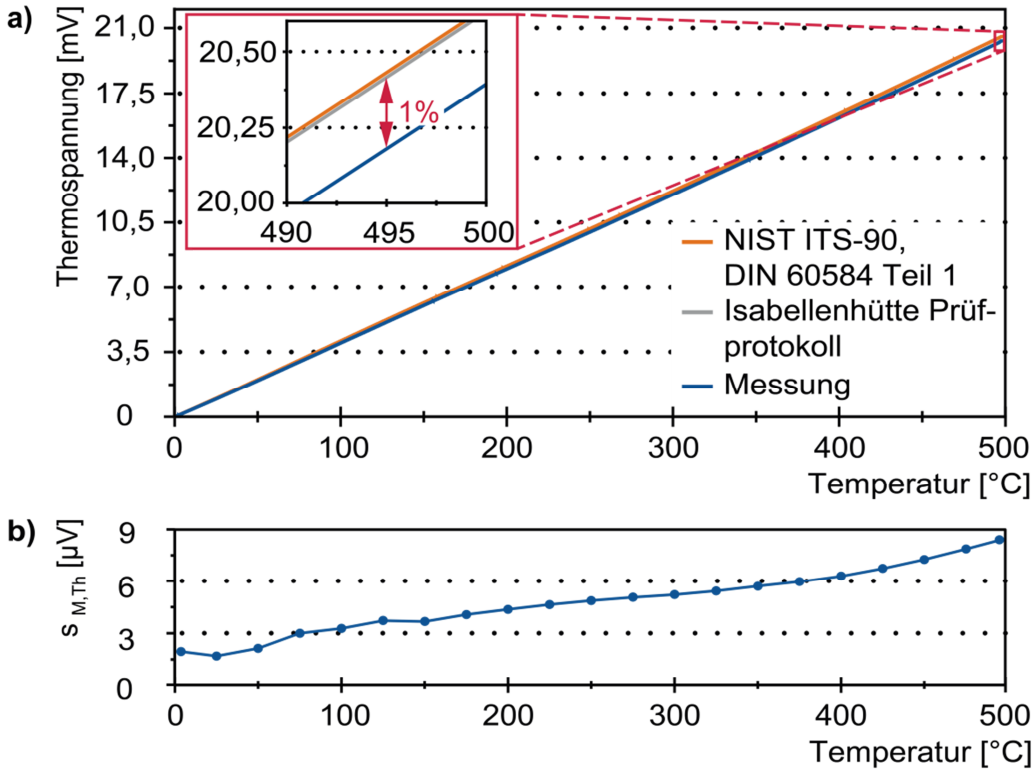


Abbildung 9.1: *a) Vergleich der ermittelten Thermospannung der Thermoelementpaarung des Typs K mit Norm- und Prüfprotokollkennlinie; b) Standardabweichung des Mittelwertes $s_{M,Th}$ der Thermospannung*

Ergänzend zu den Thermospannungsverläufen ist in Abbildung 9.1 b die Standardabweichung des Mittelwertes der gemessenen Spannung dargestellt. Dieser Kennwert ist ein Maß für die Güte der Näherung des wahren Wertes durch den Mittelwert [ADUN 00]. Die Abweichungen zwischen der Prüfprotokollmessung und dem Mittelwert der eigenen Messungen resultieren, unter Berücksichtigung der sehr geringen Standardabweichung der Mittelwerte, folglich nur zu einem geringen Anteil aus zufälligen Messabweichungen. Trotz sorgfältiger Auswahl der messtechnischen Komponenten treten bei Messungen unter Wiederholbedingungen unvermeidliche systematische Messabweichungen auf, deren Ursache unter anderem in gleichbleibenden Abweichungen der kalibrierten Messgeräte und Messfühler zu

sehen ist. Unter identischen Versuchsbedingungen, wie sie bei dieser Verifizierung des Versuchsstandes mittels Referenzwerkstoffen vorliegen, sind systematische Messabweichungen in Betrag und Vorzeichen reproduzierbar. Daher können sie bei der späteren Erstellung der Kalibrierkurven des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes korrigiert werden. [DIN 1319-1, HOFF 04, HÄSS 04, HERI 12] Die systematische Messabweichung ergibt sich aus der Differenz zwischen dem Thermospannungsverlauf der gemittelten Messungen und den als wahr angenommenen Werten des Prüfprotokolls [BERN 04]. Sie wird in Form einer Kennlinie der systematischen Abweichung, wie sie in Abbildung 9.2 zu sehen ist, wiedergegeben und bei der Kalibrierkurvenermittlung (siehe Kapitel 9.1.3) berücksichtigt, um die Genauigkeit der Kalibrierung zu erhöhen.

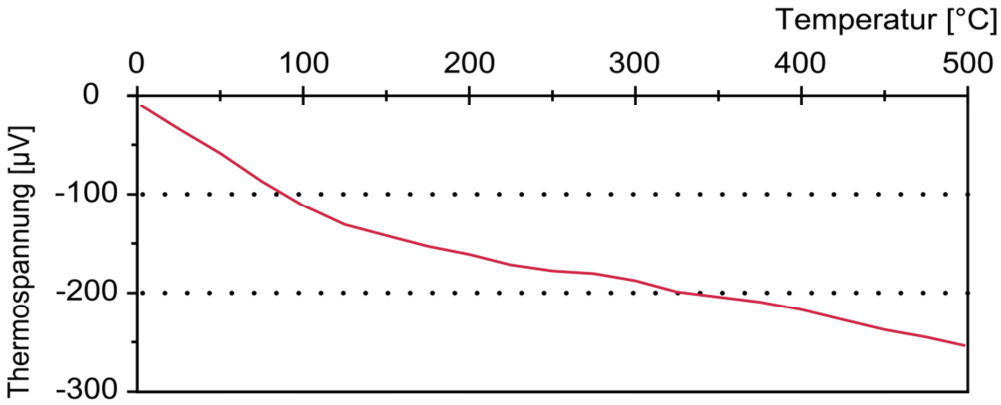


Abbildung 9.2: Kennlinienabweichung der Referenzmessung

9.1.2 Thermoelektrische Charakterisierung der Versuchswerkstoffe

Die Bewertung und Qualifizierung der Versuchswerkstoffe verlangt eine gesonderte Betrachtung der Werkzeug- und Werkstückwerkstoffe. Nur so kann eine Thermoelementpaarung gefunden werden, die zum einen eine möglichst hohe Thermospannungsdifferenz aufweist, zum anderen die mechanischen Eigenschaften gewährleistet, die für einen sicheren Scherschneidprozess notwendig sind.

Die Beschreibung des thermoelektrischen Verhaltens der Blech- und Stempelwerkstoffe bezüglich Platin ist die Basis für die Erstellung der Kalibrierkurven des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes. Ergänzend zu den Verläufen der Thermospannung der Versuchswerkstoffe ist in den anschließenden Ergebnisdarstellungen die Standardabweichung der Thermospannung als Maß für die Qualität des Messprozesses aufgeführt.

Blechwerkstoff

In den experimentellen Untersuchungen der Blechwerkstoffe konnte eine Korrelation zwischen dem Umformgrad und der Thermospannung herausgearbeitet werden. Grundsätzlich führt eine steigende Kaltverfestigung des Blechwerkstoffes zu einer geringeren Thermospannung. Dieses veränderte thermoelektrische Verhalten äußert sich deutlich ab Warmstellentemperaturen von circa 200°C. Besonders im Temperaturbereich von 200°C bis 300°C verursacht die Vorverformung Änderungen der thermoelektrischen Eigenschaften bei beiden untersuchten Blechwerkstoffen. Eine detaillierte Beschreibung ist im Anhang 15.4 zu finden. Absolut betrachtet sind die verformungsbedingten Änderungen der Thermospannung bei der Messung der Temperatur an der Schneidkante allerdings vernachlässigbar. Aufgrund der Umformung reduziert sich die Thermospannung bei dem höchsten Umformgrad im Vergleich zum Ausgangszustand um maximal 0,9 % bei dem 4 mm beziehungsweise 1,3 % bei dem 6 mm dicken Blechwerkstoff. Die Verläufe der Thermospannung in Abbildung 9.3 a ergeben sich infolgedessen aus dem arithmetischen Mittel der Messungen aller Umformgrade. Der Einfluss der Vorverformung äußert sich bei der Standardabweichung der Thermospannung in einer Erhöhung der Streuung (Abbildung 9.3 b). Die Messgenauigkeit des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes wird mit steigender Streuung der Daten in gleicher Weise geringer.

Obwohl es sich bei den betrachteten Blechen um Stähle mit annähernd identischer chemischer Zusammensetzung und Gefügestruktur handelt (vgl. Kapitel 5.1.1), ist eine Abgrenzung der Thermospannungsverläufe voneinander möglich. Bereits geringe Unterschiede in der chemischen Zusammensetzung und in der Struktur des Werkstoffgefüges haben signifikante Auswirkungen auf das thermoelektrische Verhalten. Eine Gewichtung des Einflusses der chemischen Bestandteile oder der Werkstoffstruktur ist in diesen Versuchsreihen nicht möglich, da sich die Effekte in technischen Metallen überlagern.

Die Standardabweichung als Maß für die Streuung der Messungen umfasst auch die Störeinflüsse durch Inhomogenitäten im Blechwerkstoff und, wie bereits genannt, die Auswirkung der Vorverformung. Höhere Abweichungen deuten tendenziell auf eine ungleichmäßige Gefügeausbildung sowie, insbesondere im höheren Temperaturbereich, auf einen verstärkten Einfluss der Vorverformung hin.

Beide Thermospannungsverläufe verhalten sich im dargestellten Temperaturbereich, bezogen auf Platin, monoton steigend. Sie entsprechen damit der wesentlichen Forderung einer eindeutigen Zuordnung von Thermospannung und Temperatur. Die Größe der Streuung der Messwerte, die wesentlich von den Verformungseinflüssen bestimmt ist, wird auch von der voluminösen Kalibrierprobenform und der damit verbundenen höheren Anzahl an Gefügeinhomogenitäten beeinflusst. Dies ist jedoch von Vorteil, da bei den späteren Scherschneidversuchen ähnliche Proben-dimensionen eingesetzt werden und demgemäß diese Störgröße bereits in der Kalibrierung Beachtung findet.

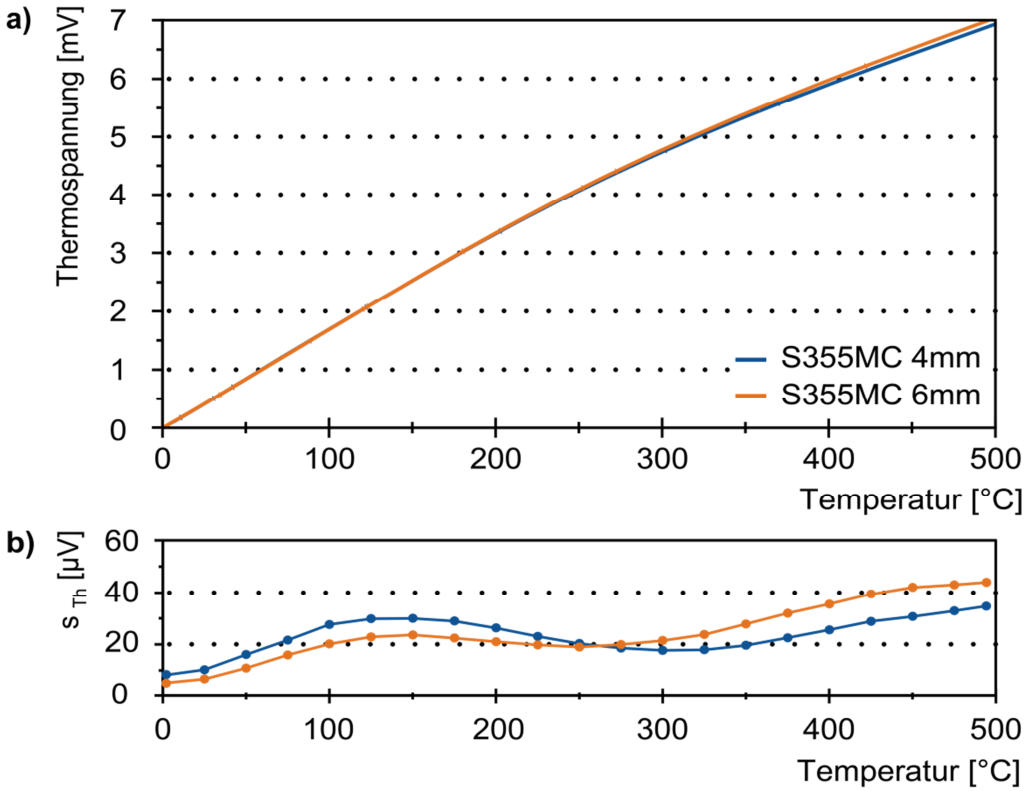


Abbildung 9.3: *a) Gemittelte Verläufe der Thermospannung der Blechwerkstoffe aus S355MC bezogen auf Platin; b) Standardabweichung s_{Th} der Thermospannung*

Stempelwerkstoff

Die Auswahl eines geeigneten Stempelwerkstoffes erfolgte in Vorversuchsreihen, in denen das thermoelektrische Verhalten diverser Werkzeugwerkstoffe charakterisiert wurde. Es wurden nur Werkstoffe geprüft, die dem Belastungskollektiv beim Scherschneiden standhalten und deren Herstellungsverfahren auf eine hohe Homogenität des Gefüges schließen lässt. Die Pulvermetallurgie zeichnet sich daher als Urformverfahren explizit aus [HELL 12, FRIT 10].

Die Entwicklung der temperaturabhängigen Thermospannung des Schnellarbeitsstahles S390 microclean in Bezug auf Platin ist in Abbildung 9.4 illustriert. Eine Gegenüberstellung mit den Blechwerkstoffen zeigt, dass dieser Werkzeugstahl durch den hohen Massenprozentanteil von 67 % Eisen ebenfalls einen kontinuierlich ansteigenden Verlauf bei jedoch insgesamt geringeren Thermospannungen aufweist. Kleinere Thermospannungen resultieren aus dem deutlich größeren Massenanteil an zulegierten Nichteisenbestandteilen. Bedingt durch das veränderte Gefüge des wärmebehandelten Werkstoffes verlaufen die Kurven im Grundzustand und im wärmebehandelten Zustand nicht identisch.

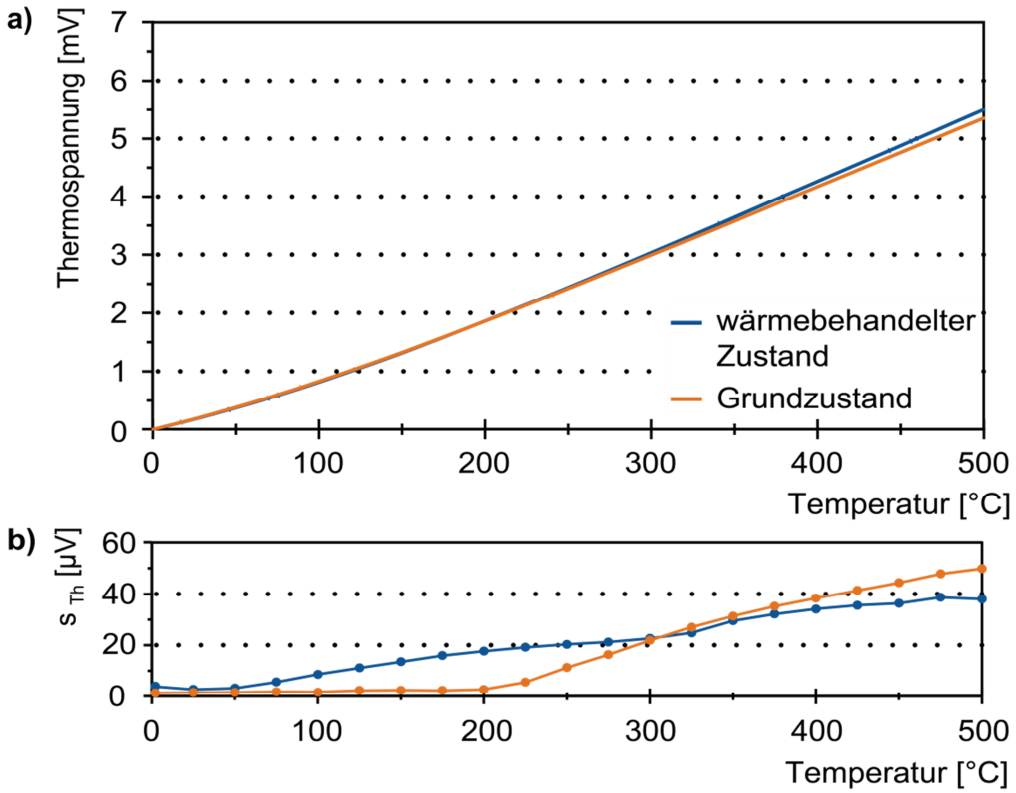


Abbildung 9.4: *a) Verläufe der Thermospannung des Schnellarbeitsstahles S390 microclean bezogen auf Platin; b) Standardabweichung s_{Th} der Thermospannung*

Ein komplett anderes thermoelektrisches Verhalten als die beschriebenen Stähle weist das Hartmetall CF-H40S auf (Abbildung 9.5). Dieser hauptsächlich aus Wolframcarbiden und anteilmäßig Cobalt bestehende Werkzeugwerkstoff zeigt eine entgegengesetzte, stetig fallende thermoelektrische Charakteristik. Trotz der vergleichsweise geringen absoluten Änderung der Thermospannung über den Messtemperaturbereich wird dieses Hartmetall als Stempelwerkstoff eingesetzt, da in der Summe höhere Thermospannungen bei einer Werkstoffpaarung Hartmetall-

Blechwerkstoff nach Formel 7-4 zu verzeichnen sind. Anders als bei Werkzeugstählen ist zudem keine Wärmebehandlung vor dem Einsatz des Werkstoffes im Scherschneidwerkzeug notwendig. Änderungen im Werkstoffgefüge – etwa infolge gradueller Eigenspannungen nach der Wärmebehandlung [ROOS 08] – die Auswirkungen auf die lokalen thermoelektrischen Eigenschaften haben können, werden darüber hinaus ausgeschlossen. Die geringe Zahl an Legierungselementen spiegelt sich in einem sehr homogenen Gefüge und einer hohen Qualität der gemessenen Thermospannungswerte, charakterisiert durch die Standardabweichung, wider.

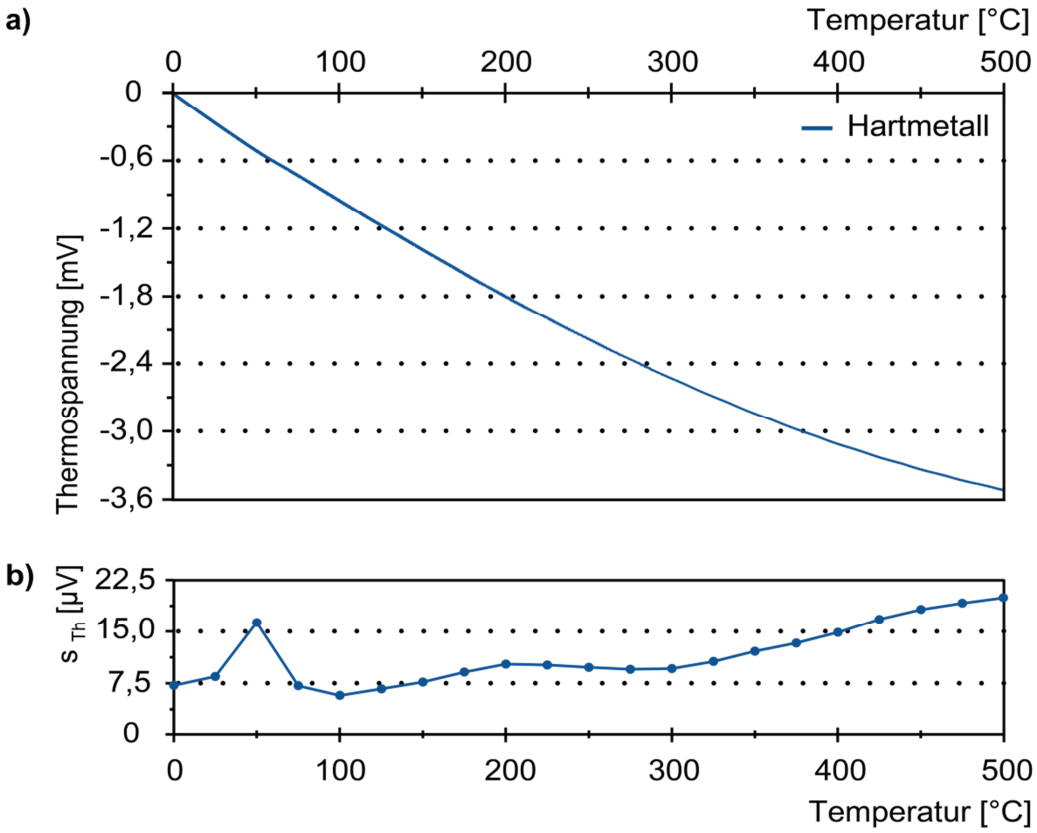


Abbildung 9.5: *a) Verlauf der Thermospannung des Hartmetalls CF-H40S bezogen auf Platin; b) Standardabweichung s_{Th} der Thermospannung*

9.1.3 Kalibrierkurven und Messunsicherheit des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes

Unter Berücksichtigung der Kennlinie der systematischen Abweichung (Abbildung 9.2) wurden die Kalibrierkurven für die zwei Werkstoffpaarungen des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes gemäß der Formel 7-4 erstellt (Abbildung 9.6). Die Kalibrierkurve, auch als Sensorkennlinie bezeichnet, stellt den mathematischen Zusammenhang zwischen der zu messenden physikalischen Größe Temperatur und

dem Spannungssignal des Thermoelementes dar. Infolge des variierenden thermoelektrischen Verhaltens der Blechwerkstoffe kann jedem Thermoelement eine eigene temperaturabhängige Empfindlichkeit zugeordnet werden. Die Empfindlichkeit eines Sensors beschreibt das Verhältnis der Reaktion des Ausgangssignales des Messwertaufnehmers auf eine Veränderung der zu messenden physikalischen Größe [DIN 1319-1]. Die Steigung der Sensorkennlinie repräsentiert die Empfindlichkeit des Aufnehmers, die im geforderten Temperaturmessbereich von Raumtemperatur bis 500°C den Kriterien hinsichtlich eines eindeutigen Verlaufes ohne Wendepunkte genügt.

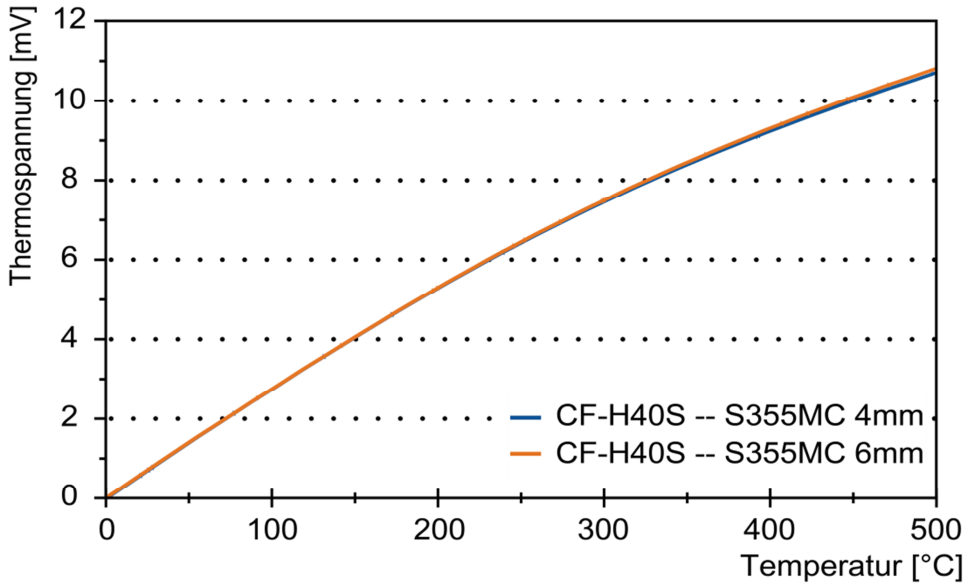


Abbildung 9.6: Kalibrierkurven des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes

Die temperaturabhängige Empfindlichkeit ist für die Unsicherheitsbetrachtung des Sensors ein wichtiger Kennwert, da eine hohe Empfindlichkeit mit einer geringeren Messunsicherheit einher geht [BERN 04]. Messunsicherheiten treten bei jeder Messung auf, selbst wenn die Messdaten um den systematischen Anteil korrigiert wurden, da stets zufällige, jedoch über statistische Methoden beschreibbare Abweichungen zur Messwertstreuung beitragen. Die Messunsicherheit des Sensors ist nach DIN 1319 Teil 1 als ein quantitatives Maß für die Genauigkeit der Annäherung des Messergebnisses an den wahren Wert zu verstehen. Sie ermöglicht somit die Einschätzung der Qualität und Verlässlichkeit des Messergebnisses. Die dem Werkzeug-Werkstück-Thermoelement beigeordnete Messunsicherheit kann als symmetrisches Werteintervall um das kalibrierte Ausgangssignal angegeben werden: [DIN 1319-1, GRÄN 96, KESS 98, DKD 3, JCGM 100]

$$T_{Mess} \pm U_T\,(T_{Mess}) \qquad \textit{Formel 9-1}$$

mit

T_{Mess} Gemessene Temperatur an der Schneidkante [°C]

$U_T\,(T_{Mess})$ Temperaturabhängige erweiterte Messunsicherheit [°C]

Die Messabweichung U_T setzt sich aus diversen Unsicherheitsbeträgen zusammen, die beispielsweise aus den statistischen Parametern der Wiederholmessungen der Kalibrierung und Kenndaten der Messeinrichtung bei den Scherschneidversuchen gewonnen werden. Die Analysemethode, nach der die einzelnen Beträge zu einer gesamten Messunsicherheit zusammengesetzt und berechnet wurden, orientierte sich an den einschlägigen Normen und Richtlinien [VDI 2662-2, DIN 13005, DKD 3, JCGM 100]. Abbildung 9.7 gibt die erweiterten Messunsicherheiten für beide Thermoelementpaarungen grafisch wieder. Die erweiterten Messunsicherheiten definieren ein temperaturabhängiges Werteintervall, in dem die Messwerte mit einer Wahrscheinlichkeit von 95 % auftreten. [ADUN 00, HOFF 04] Da in den Berechnungen zur Unsicherheit die oberen Grenzwerte der Einzelabweichungen angesetzt werden, liegt die tatsächlich auftretende Messunsicherheit meist innerhalb der Grenzen des berechneten Intervalls [HERN 96].

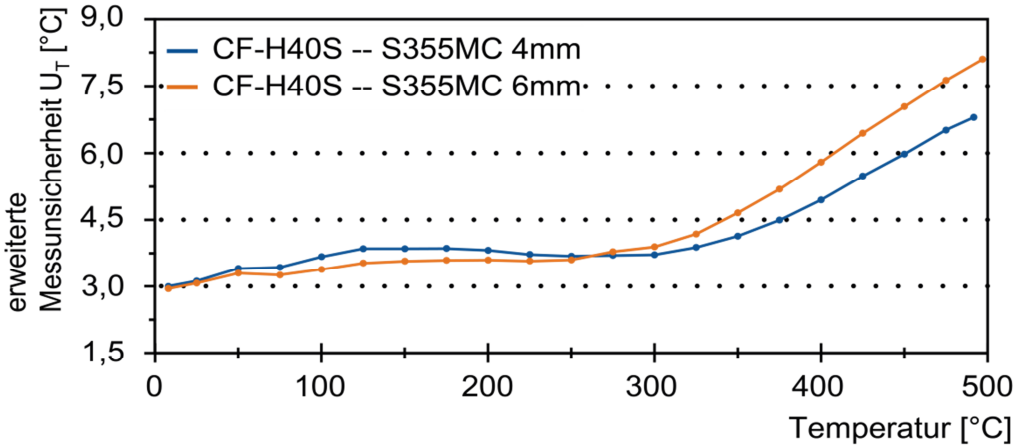


Abbildung 9.7: Erweiterte Messunsicherheit U_T des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes für eine 95 prozentige Überdeckung der Messwerte

In die Messunsicherheitsabschätzung fließt unter anderem auch die Standardabweichung des Thermospannungsverlaufes bezüglich Platin ein. Die höhere Streuung der Thermospannungswerte aufgrund der Vorverformung äußert sich in einem deutlichen Anstieg der erweiterten Messunsicherheit mit steigender Temperatur an der Messstelle. Ein kausaler Zusammenhang zwischen Empfindlichkeit und Messab-

weichung ist aufgrund der nahezu gleichen Steigung der Thermospannungskurven nicht festzustellen, da bei beiden Werkstoffpaarungen der Messbereich des Analog-Digital-Wandlers gleichermaßen ausgenutzt wird.

9.2 Charakteristik des Blitztemperaturverlaufes an der Schneidkante des Stempels

Unabhängig von den Versuchsparametern weisen alle gemessenen Temperaturverläufe, vergleichbar mit den im Stand der Technik beschriebenen Phasen des Scherschneidvorganges (siehe Abschnitt 2.1.1), charakteristische Merkmale auf. Diese werden anhand eines exemplarischen, aber repräsentativen Temperaturverlaufes, der in Scherschneiduntersuchungen ohne Beölung am Blechwerkstoff der Dicke 6 mm ermittelt wurde, erläutert (Abbildung 9.8). Zusätzlich zur Temperatur ist in Abbildung 9.8 die Entwicklung der Stempelkraft für eine bessere Beschreibung der Vorgänge aufgenommen. Beide Verläufe sind über dem Stempelweg dargestellt. Ab dem unteren Umkehrpunkt (0 mm Stempelweg) ist der Stempelweg mit entgegengesetztem Vorzeichen aufgetragen. Diese Nomenklatur dient zur Verdeutlichung des Vorzeichenwechsels der Stempelgeschwindigkeit im Nullpunkt.

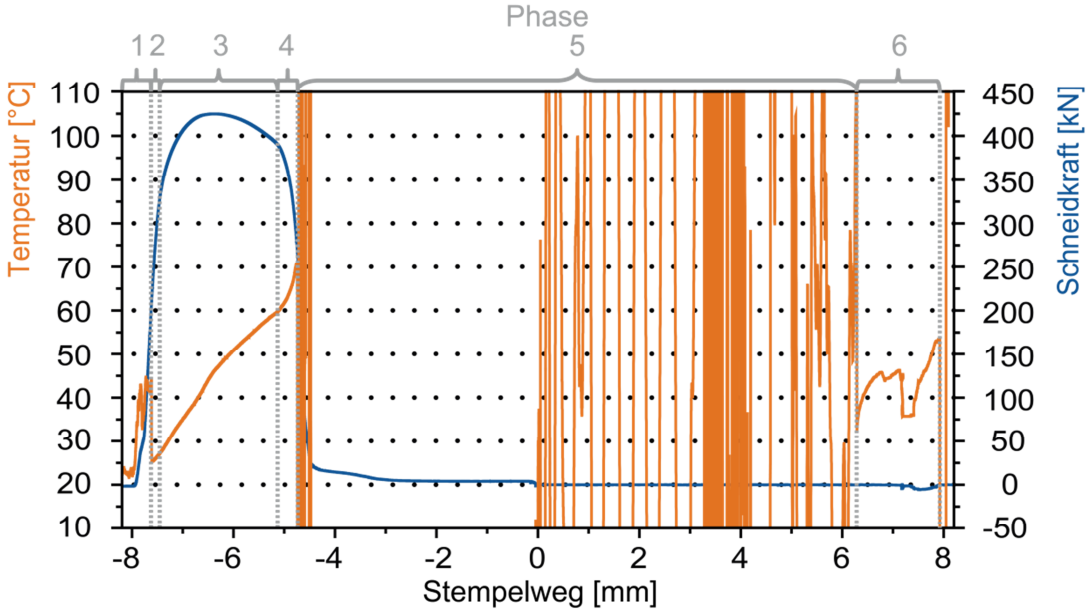


Abbildung 9.8: Einteilung des Blitztemperaturverlaufes in sechs Phasen und korrespondierender Stempelkraft-Stempelweg-Verlauf (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,48 mm, Schneidgeschwindigkeit 10 mm/s)

Grundsätzlich kann der Verlauf der Blitztemperatur in sechs Phasen unterteilt werden, wobei sehr stark schwankende Temperaturen in den Wegabschnitten 1 und 5 keine existenten Werte darstellen. In der ersten Phase des Scherschneidvorganges wird der Blechwerkstoff nach dem Aufsetzen des Stempels elastisch verformt. Dies ist an einem steilen Anstieg der Schneidkraft zu erkennen. Die zu Beginn gemessenen Temperaturen stellen jedoch keine realen Werte dar, da zunächst ein inniger elektrischer Kontakt zwischen Blech und Schneidkante des Stempels hergestellt werden muss. Neben der Durchdringung von Oxidschichten auf der Blechoberfläche muss vorab ein Blatt Papier, welches als zusätzliche elektrische Isolation der Stempelstirnfläche dient, zerschnitten werden. Erst nach einem gewissen Verfahrweg des Stempels wird in der Folge ein geschlossener Thermoelementkreis gebildet. Die beiden Eingänge des Vorverstärkers sind vor dem eigentlichen Eingriff der Schneidkante des Stempels in das Blech offen. Hochohmige Eingänge des Verstärkers in Kombination mit den angeschlossenen Signalleitungen und den beiden Thermoelementschenkeln wirken wie Antennen und können nach Franz elektromagnetische Wellen aus dem Umfeld der Presse empfangen [FRAN 13]. Die Amplituden der eingekoppelten Störungen werden im Vorverstärker weiter erhöht und äußern sich in starken Schwankungen zwischen der oberen und unteren Grenze der Ausgangsaussteuerbarkeit der Schaltung und einer zugleich undefinierten Lage des Messsignales. Dieser Effekt wird verstärkt durch die Eingangsruheströme des Instrumentenverstärkers der Vorverstärkerstufe, die über den beiden Rückleitungswiderständen zur Masse (vgl. Schaltplan Abbildung 15.2) zu einem Spannungsabfall führen. Die Vorverstärkerschaltung ist für eine differenzielle Messung eines massefreien Spannungssignales einer niederohmigen Quelle ausgelegt. Bedingungen mit offenen Eingängen simulieren dagegen einen unendlich hohen Quelleninnenwiderstand. Eine Offsetspannung, die sich mit den eingekoppelten Störungen überlagert, resultiert daraus. Aus offenen Eingängen hervorgehende, beträchtlich schwankende Signaländerungen liefern somit keine brauchbaren Informationen. Die hohe Anstiegsgeschwindigkeit der Schaltung (vgl. Tabelle 7.1) unterdrückt Verfälschungen des auszuwertenden Messsignales beim sprunghaften Übergang schwankender Signalpegel zur eigentlichen Thermospannung. Zugunsten einer klaren Darstellung der Ergebnisse wird in den nachfolgenden Ausführungen für die Phasen des fehlenden elektrischen Kontaktes zwischen den Thermoelementschenkeln auf schematische Fortführungen der Blitztemperaturverläufe zurückge-

griffen. In Abbildung 9.9 a ist ein vergrößerter Ausschnitt des Blitztemperaturverlaufes bis zum unteren Umkehrpunkt der Presse mit einer schematischen Ausblendung nicht realer Temperaturwerte aufgetragen.

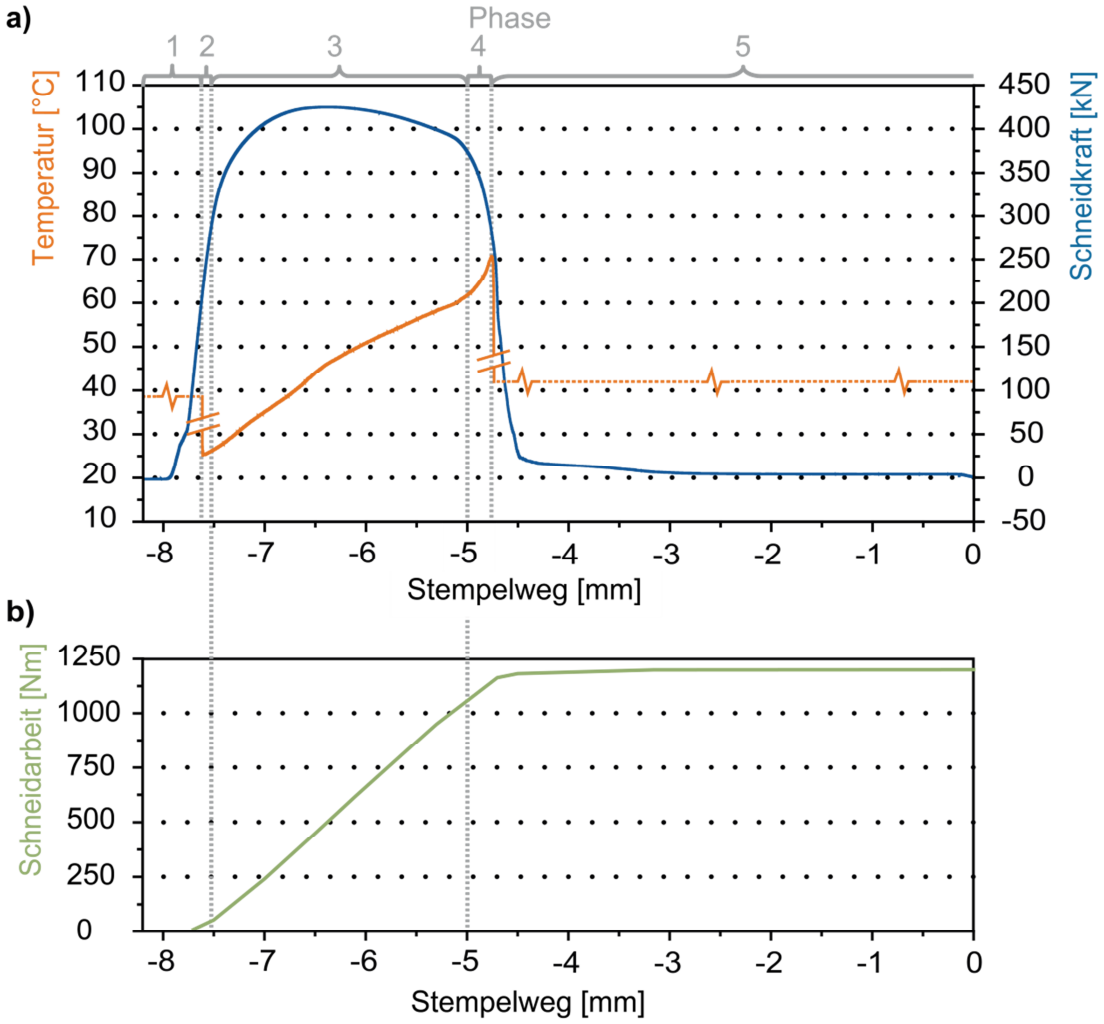


Abbildung 9.9: *a) Blitztemperatur- und korrespondierender Stempelkraft-Stempelweg-Verlauf bis zum unteren Umkehrpunkt der Presse; b) Entwicklung der Schneidarbeit in Abhängigkeit von der Eintauchtiefe des Stempels; (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,48 mm, Schneidgeschwindigkeit 10 mm/s)*

Noch während der elastischen Verformung des Blechwerkstoffes kommt es in Phase 2 (Abbildung 9.9 a), nach der Durchtrennung des spröden Papierblattes, zur Bildung des elektrischen Kontaktes zwischen Stempel und Blech. Eine in Bezug auf die Raumtemperatur von 22°C erhöhte Temperatur kann registriert werden. Diese Temperaturerhöhung resultiert aus Reibvorgängen zwischen der Stempelschneidkante und dem Blech, bei der Mikrorauigkeiten an der Blechoberfläche plastisch

eingeebnet werden. Am Blechwerkstoff sind in dieser Phase keine makroskopischen Änderungen festzustellen. Die Blechoberfläche weist jedoch an der ringförmigen Kontaktfläche des Stempels eine glänzende Randzone infolge der Glättung der mikroskopischen Oberflächenstruktur auf.

Mit dem Übergang der Schneidkraft in einen zunächst weiter ansteigenden, aber degressiv verlaufenden Abschnitt in Phase 3 wird der Blechwerkstoff plastisch verformt. Es bildet sich am Stanzgitter und am Ausschnitt der Kanteneinzug, gefolgt von einem glattgeschnittenen Bereich aus. Anhand des Gefügeschliffes in Abbildung 9.10 a, der aus einer Probe mit reduzierter Eintauchtiefe des Stempels in das Blech angefertigt wurde, wird dies deutlich. Die in der vergrößerten Ansicht von Abbildung 9.10 a anhand der Streckung der Körner erkennbare starke Werkstoffdehnung des Gefüges in einem begrenzten Bereich der Stempelschneidkante lässt auf die Verformung und somit auch auf das Gebiet der Dissipation rückschließen. Messungen der Mikrohärte im angeschnittenen Blech (Abbildung 9.10 b) bestätigen eine von der sich ausbildenden Schnittfläche in Richtung des Stanzgitters sowie des Ausschnittes abnehmende graduelle Kaltverfestigung. Hohe Härtewerte sind das Resultat einer vorhergehenden Verformungsverfestigung bei der plastischen Formänderung des Metalls. Die zur Erhöhung der Härte führende Generierung, Bewegung und Aufstauung von Versetzungen ist ein dissipativer Prozess, der mit einer Freisetzung von Wärme verknüpft ist. Qualitativ bestätigen die Härteverläufe folglich auch das numerisch ermittelte Temperaturfeld in Abbildung 7.4.

Mit fortschreitendem Eintauchen des Stempels in das Blech steigt die verrichtete Schneidarbeit, welche von der Fläche unter der Schneidkraft-Stempelweg-Kurve repräsentiert wird, stetig an (Abbildung 9.9 b). Veranlasst von der damit verbundenen Dissipation eines wesentlichen Anteiles der plastischen Verformungsarbeit ist ein kontinuierlicher Anstieg der Temperatur an der Schneidkante zu verzeichnen. Insbesondere der Anteil der Schneidarbeit im markierten Stempelwegabschnitt der dritten Phase geht in der Scherzone des Bleches nahezu vollständig in Wärme über, da primär plastische Formänderungen den Vorgang dominieren. Abbildung 9.9 b lässt ferner erkennen, dass der Betrag der aufgebrachten Schneidarbeit während der inelastischen Werkstoffverformungen am größten ist. Die Verminderung des Querschnittes der Blechdicke und damit der Scherzone, mit zunehmender Eintauchtiefe des Stempels, führt zu einer geometrischen Begrenzung der Deformation.

Die in Wärme übergehende Verformungsarbeit konzentriert sich auf ein kleineres Werkstoffvolumen bei einer annähernd gleichbleibenden Steigung der Schneidarbeit bezogen auf den Stempelweg. Folglich bleibt auch die Menge der in Wärme umgewandelten plastischen Arbeit gleich und die Temperatur in der Scherzone erhöht sich fortwährend trotz einer Wärmeabfuhr in angrenzende Werkstoffbereiche.

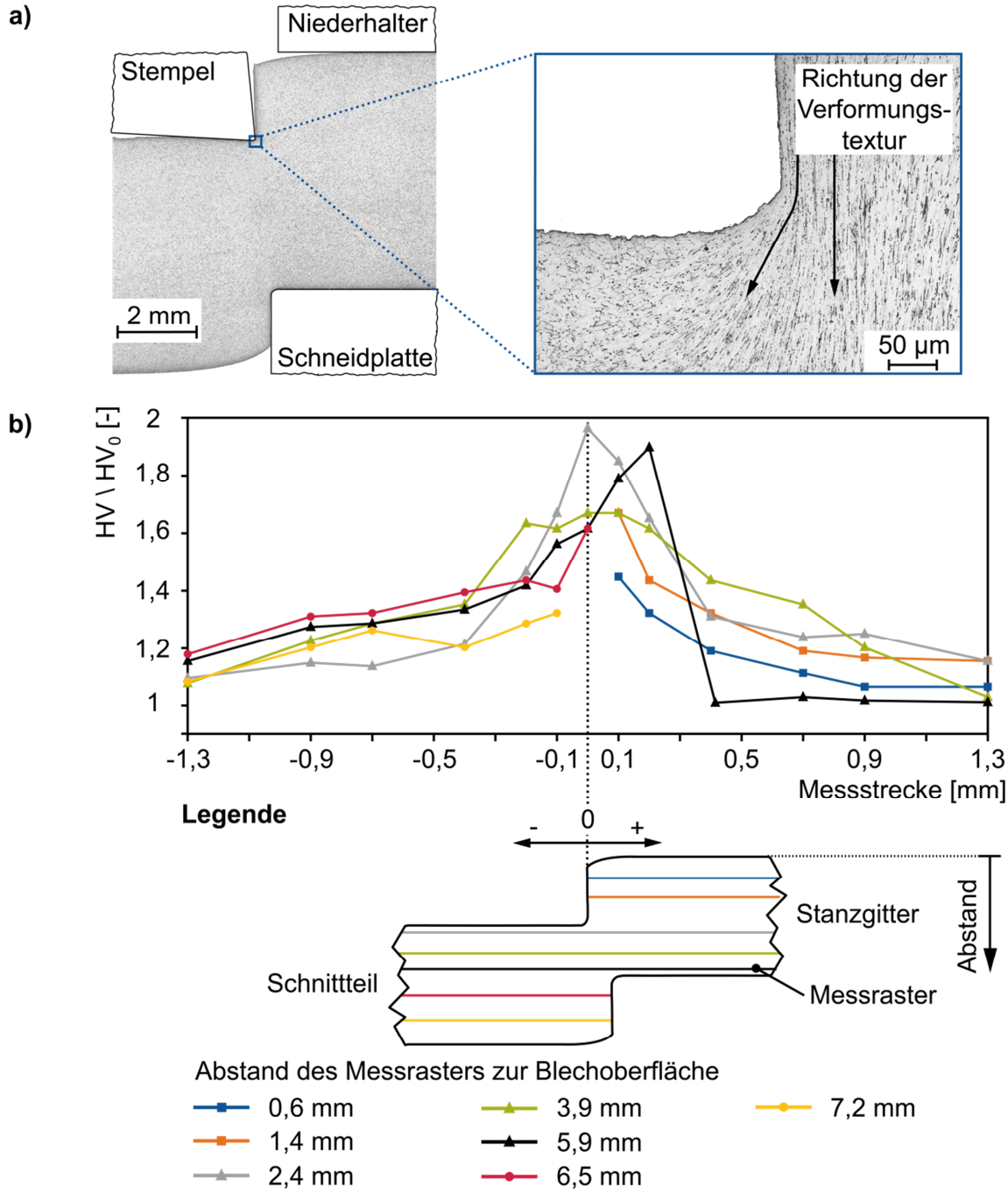


Abbildung 9.10: a) Ausbildung der Schnittflächenkenngrößen bei einem Stempelweg von -5,2 mm; b) Verlauf der auf die Grundhärte HV_0 bezogenen Mikrohärte; (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,48 mm, Schneidgeschwindigkeit 10 mm/s)

Mit der Konzentration der plastischen Verformung auf ein kleineres Werkstoffvolumen in Kombination mit dem Auftreten erster Mikrorisse im Blech beim Übergang von der dritten in die vierte Phase gehen stärker ansteigende Temperaturen einher (Abbildung 9.9 a). Infolge der Präparation der Schneidkanten beginnt die Rissinitiierung erwartungsgemäß am Auslauf des Radius der Stempelschneidkante. Starke Werkstoffdehnungen, gepaart mit einem kritischen mehrachsigen Spannungszustand, führen am Auslauf des Schneidkantenradius zu einer Erschöpfung des Formänderungsvermögens [FREU 55, SÄHN 93]. Das in die Schneidkante eingeformte Werkstoffvolumen bildet den typischen Grat aus und markiert den Beginn des Risses (Abbildung 9.11). Mikrorisse bilden sich bevorzugt an Spannungskonzentratoren wie beispielsweise Einschlüssen, Korngrenzen und Inhomogenitäten aus oder entstehen durch das Aufklaffen spröder Einschlüsse im Werkstoff [BLUM 93, GROS 11]. Entlang des Umfanges des Stempels treten die Mikrorisse, bedingt durch die inhomogenen Werkstoffeigenschaften technischer Metalle, deshalb nicht simultan auf. Die Umformung konzentriert sich zunehmend auf verbleibende schmale Werkstoffstege, wodurch die Temperatur an der Schneidkante einen näherungsweise exponentiellen Verlauf bis zu einem Temperaturmaximum annimmt. Zum Zeitpunkt der Temperaturspitze sind über den gesamten Stempelumfang im Bereich des Auslaufes des Schneidkantenradius Mikrorisse im Blech vorzufinden. Der zügige Übergang der Mikro- in Makrorisse, die sich in Richtung der Schneidplattenschneidkante ausbreiten, äußert sich im steilen Abfall der Schneidkraft (Abbildung 9.9 a, Ende Phase 4). Abbildung 9.11 lässt erkennen, dass mit dem Rissfortschritt eine Öffnung der Rissflanken verbunden ist. Druckspannungen in der dem Stempel zugewandten Oberfläche des Bleches, die sich aus der Durchbiegung unterhalb der Stempelstirnfläche ergeben (vgl. Kapitel 2.1.3), können sich deswegen entspannen. Als Folge hebt in dieser Parameterkonfiguration der Grat von der Stempelschneidkante ab und der elektrische Kontakt geht verloren (Abbildung 9.9 a, Phase 5). Die Kraftübertragung zwischen Stempel und Blechoberfläche erfolgt sodann ausschließlich über die elektrisch isolierten Bereiche der Papierauflage. Zudem unterbinden die Hinterschneidungen an der Mantelfläche des Stempels einen lateralen Kontakt zum Blech. Nachdem das ausgeschnittene Teil komplett vom Stanzgitter getrennt ist, wird es abschließend mit der noch andauernden Stempelbewegung weiter in den

zylindrischen Schneidplattendurchbruch gedrückt. Bei einem Stempelweg von 0 mm ist der untere Umkehrpunkt der Presse erreicht.

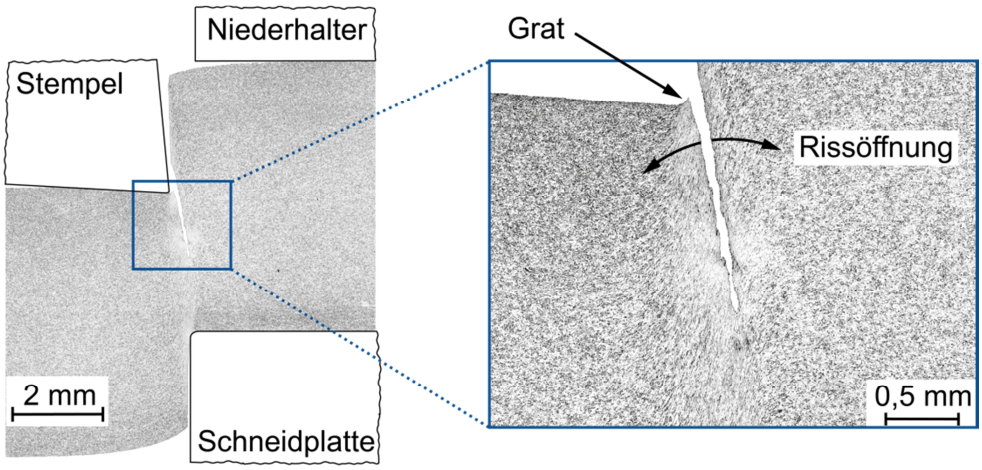


Abbildung 9.11: Ausbildung der Schnittkontur bei einem Stempelweg von -4,5 mm (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,48 mm, Schneidgeschwindigkeit 10 mm/s)

Nach einer kurzen Verweilzeit im unteren Umkehrpunkt folgt der Rückhub, bei dem erneut eine Erwärmung zwischen Stempelschneidkante und Stanzstreifen messbar ist. Die Rückfederung elastischer Verformungsanteile im Stanzgitter geht mit einer Verkleinerung der Lochung und einer Klemmung des Stempels beim Herausziehen einher. Die Stempelschneidkante kontaktiert das Stanzgitter bei der Aufwärtsbewegung auf Höhe des Glattschnittbereiches (Abbildung 9.12, Beginn Phase 6). Reibung zwischen dem Glattschnittanteil am Stanzgitter und der Schneidkante führt zu reibinduzierten Temperaturerhöhungen an den Kontaktoberflächen. Beim Verlauf der Schneidkraft ist aufgrund der auf den Stempel wirkenden Zugkräfte ein geringer negativer Ausschlag zu verzeichnen. In Kapitel 9.3 werden im Detail die Verhältnisse beim Rückhub, insbesondere die durch Reibung verursachten Temperaturänderungen, diskutiert.

Die Wegstrecke, auf der zwischen Stempelschneidkante und Blech ein Reibkontakt beim Rückhub besteht, ist im direkten Vergleich mit dem zurückgelegten Stempelweg während der plastischen Werkstoffverformung im eigentlichen Schneidvorgang (Abbildung 9.9 a, Phase 3 und 4) kürzer. Kanteneinzug und eine Neigung des Glattschnittanteiles in einem Winkel kleiner 90° in Bezug zur Blechoberfläche am Stanzgitter reduzieren die effektive Kontaktlänge, über die ein inniger Kontakt der Reibpartner beim Herausziehen des Stempels möglich ist.

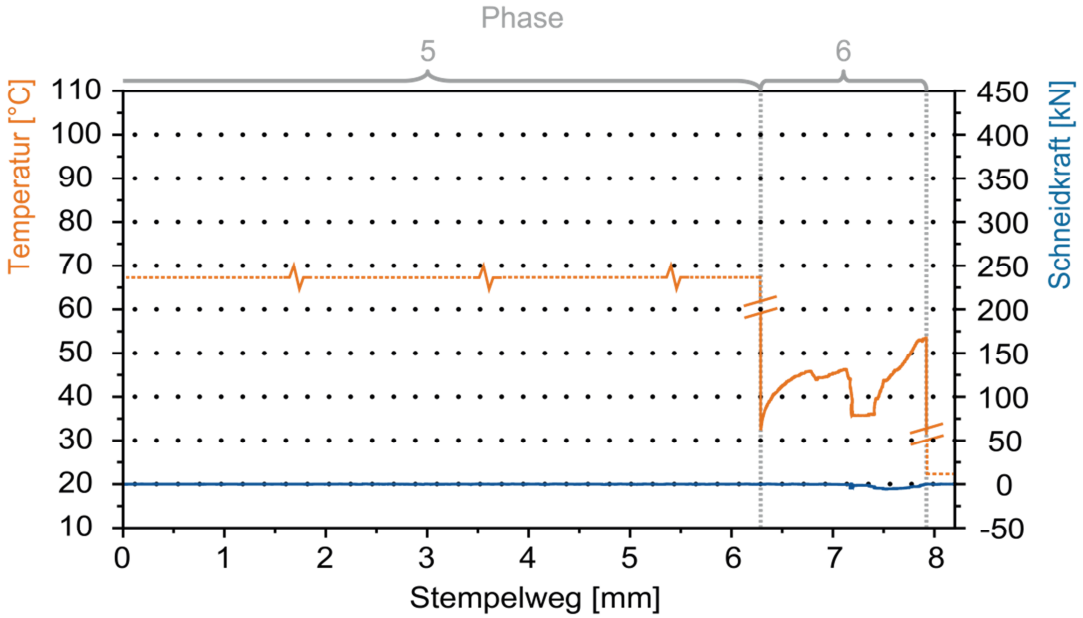


Abbildung 9.12: Blitztemperatur und korrespondierender Stempelkraft-Stempelweg-Verlauf beim Rückhub (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,48 mm, Schneidgeschwindigkeit 10 mm/s)

9.3 Reibinduzierte Temperaturerhöhung an der Schneidkante des Stempels

Sowohl beim Eintauchen des Stempels in das Blech als auch beim Herausziehen des Stempels aus dem Stanzgitter treten Verformungsanteile im mikroskopischen Bereich zwischen der neu gebildeten schergeschnittenen Blechwerkstoffoberfläche und der Oberfläche der Stempelschneidkante auf. An lokalen Berührpunkten der Mikrorauigkeiten wird die Elastizitätsgrenze, primär jene des Blechwerkstoffes, überschritten und plastische Verformungen folgen. Die damit verbundene Dissipation eines großen Teiles der inelastischen Formänderungsarbeit führt zu einem reibinduzierten Wärmeeintrag.

Eine isolierte Betrachtung des Beitrages der mikroskopischen Reibung an der Temperaturerhöhung ist während der Rückhubphase des Scherschneidprozesses möglich. Die Ausbildung der Schnittfläche ist in diesem Prozessschritt abgeschlossen. Es existiert ein tribologisches Beanspruchungskollektiv zwischen den sich berührenden Körpern, das durch die elastische Rückfederung des Stanzgitters und die Relativbewegung der Reibpartner charakterisiert ist. Die Klemmkraft zwischen Stempel und Blech ist abhängig von den Werkzeug- und Schneidparametern sowie dem Blechwerkstoff [DIES 56, MATU 80, HELL 12]. Die Gleitgeschwindigkeit zwischen der geschnittenen Oberfläche des Bleches und der Stempelschneidkante wird von der hydraulischen Presse bestimmt.

Im Folgenden wird die Phase 6 im charakteristischen Temperaturverlauf während des Schneidvorganges anhand zweier Beispiele näher erläutert. Entgegen den Darstellungen im vorherigen Kapitel sind die Messkurven nicht über den Stempelweg, sondern entlang der relativen Messzeit aufgetragen. Aus der zeitaufgelösten Betrachtung ergibt sich hierbei ein leicht verändertes Bild, in dem zeitabhängige Effekte deutlicher zum Vorschein kommen.

Nach einem von der Schnittflächenausprägung am Stanzgitter bestimmten Weg respektive Zeit beim Rückhub des Stempels wird erneut ein elektrischer Kontakt zum Blech hergestellt (Abbildung 9.13 a, Beginn Abschnitt a). Reibung zwischen dem Glattschnittanteil am Stanzgitter (Abbildung 9.13 b) und der Schneidkante machen sich in einer Änderung der Temperatur und Stempelkraft bemerkbar. Ist die Klemmkraft zwischen Stempel und Lochung im Stanzgitter jedoch höher als die Gewichtskraft der Niederhalterplatte, kommt der Abstreifvorgang, bedingt durch die Bauform der Presse, zum Erliegen. Der Niederhalterweg verharrt auf einem konstanten Wert (Abschnitt b). Ein Abklingen der Temperatur über einen Temperaturausgleich mit der Umgebung ist festzustellen. Die durch Reibung verursachte Oberflächentemperaturerhöhung nimmt infolge des sehr geringen Wärmeeintrages rasch ab. Noch aus der Dissipation der Schneidarbeit herrührende erhöhte Volumentemperaturen in der Scherzone bestimmen anschließend die Temperatur an der Schneidkante.

Die eingesetzte hydraulische Presse ermöglicht eine wegabhängige Steuerung der Niederhalterkraft respektive der Abstreiferkraft beim Rückhub über einen gesondert betriebenen Hydraulikzylinder. Daher kommt der Abstreifvorgang und folglich die Reibung zunächst wieder zum Erliegen, bis der pressenseitig gesteuerte Hydraulikzylinder aktiv den Vorgang einleitet, was zu Beginn des Abschnittes c (Abbildung 9.13 a) der Fall ist. Negative Stempelkräfte weisen auf Rückzugskräfte infolge des Reibkontaktes zwischen der Schneidkante und der glattgeschnittenen Blechoberfläche hin. Der Abstreifvorgang wird von einer schlagartigen Beaufschlagung der Kolbenfläche des Hydraulikzylinders mit einem Hochdruckölstrom veranlasst. Über Druckbolzen im Schneidwerkzeug wird die Kraft auf die Niederhalterplatte, die nun als Abstreifer dient, übertragen (vgl. Abbildung 7.6 b). Die impulsartige Anregung äußert sich auch in einer Schwingungsüberlagerung im Wegsignal des Niederhalters. Eine von den Prozessparametereinstellungen unabhängige und vom Pressenbediener nicht einstellbare Relativgeschwindigkeit zwischen den Reibpartnern tritt

auf, die während des Betriebs der Presse infolge der Erwärmung des Hydrauliköls und der Hydraulikaggregate im Bereich von 75 bis 110 mm/s variiert.

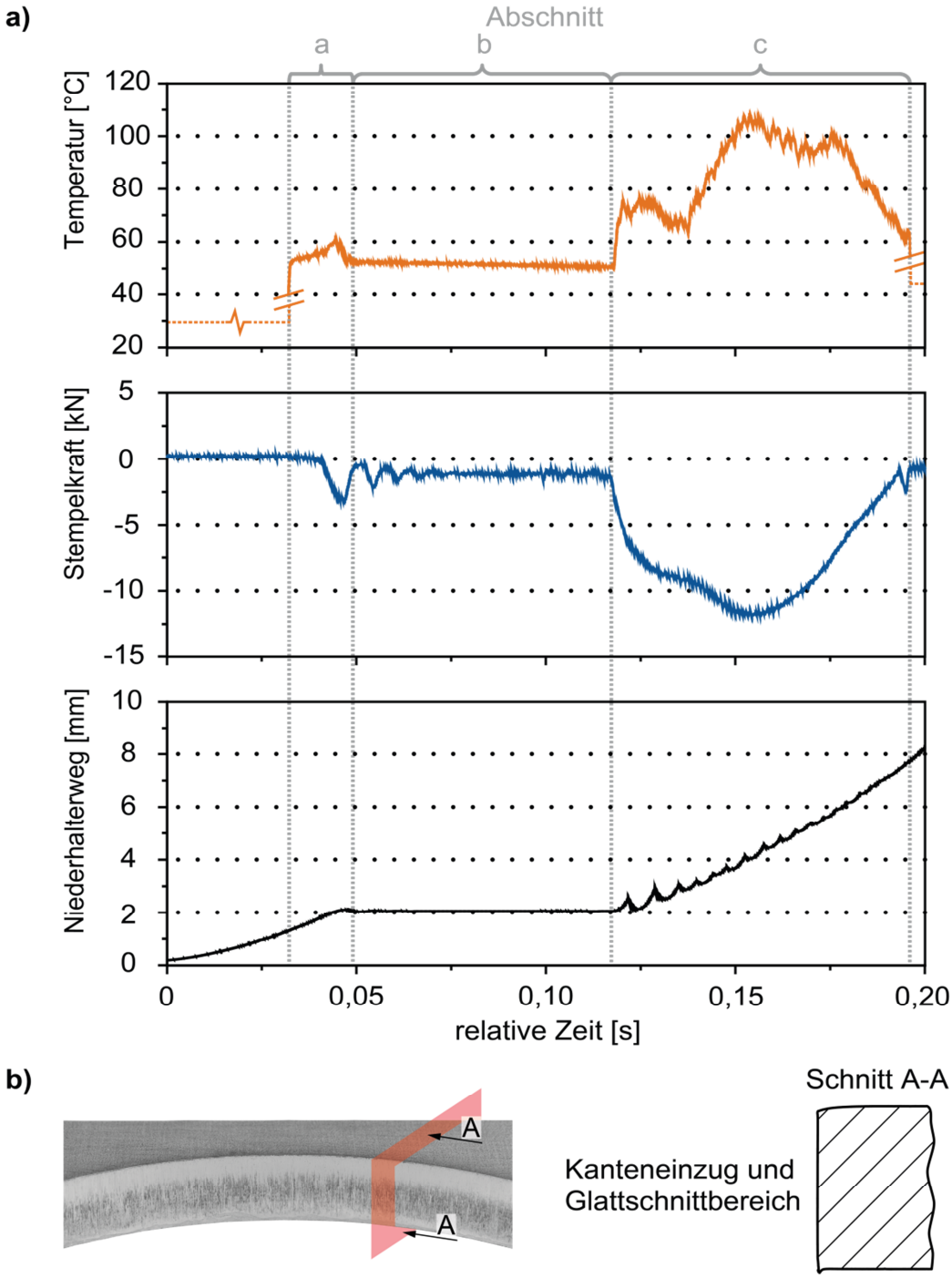


Abbildung 9.13: a) Zeitlicher Verlauf der Temperatur, der Stempelkraft und des Niederhalterweges beim Rückhub und hohem Glattschnittanteil am Stanzgitter; b) Korrespondierende Schnittflächenausprägung; (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, ohne Beölung)

Die Oberflächenreibung im Abschnitt c (Abbildung 9.13 a) ist mit einer erneuten Wärmefreisetzung verbunden. Die Kontaktstellen in Form einzelner Mikrohügel der

beiden technischen Oberflächen stellen die Wärmequellen dar. Diese existieren jedoch aufgrund der Rückhubbewegung nur in einem sehr kurzen Zeitintervall. Schwankungen im Temperaturverlauf während des Reibvorganges sind somit das Resultat der örtlich und zeitlich stochastisch verteilten Mikrokontakte.

Obwohl eine sehr geringe Arbeit beim Rückhub verrichtet wird, ist eine merkliche Erhöhung der Oberflächentemperatur zu verzeichnen. Die Temperaturerhöhung durch Reibung findet in mikroskopischen Randbereichen der Werkstoffe statt. Daher ist nur eine geringe in Wärme übergehende Arbeit nötig.

Die anhand Abbildung 9.13 dargelegten grundsätzlichen qualitativen Zusammenhänge gelten für alle im Rahmen dieser Untersuchungen betrachteten Werkstoffe und Prozessparametereinstellungen. Unter Verweis auf Abbildung 9.14 ist jedoch der Einfluss der Schnittflächenausbildung auf die reibinduzierten Temperaturänderungen zu beachten. Ein geringerer Glattschnittanteil am Stanzgitter reduziert die Weglänge der Reibung zwischen der Schneidkante und der geschnittenen Blechoberfläche. Herrschen beim ersten Kontakt in Abschnitt a vergleichsweise noch identische, von der Schnittflächengestalt unabhängige Bedingungen, so ist bei dem von der Presse eingeleiteten Abstreifvorgang eine deutlich geringere Reibarbeit und folglich Temperaturerhöhung zu registrieren.

Im Zuge der Ausbildung des Glattschnittanteiles werden neue, hochreaktive Metalloberflächen erzeugt, die bestrebt sind chemische Bindungen einzugehen [SCHU 10, SCHU 11-1]. Die primäre Bildung oxidischer Reaktionsschichten an den frischen Oberflächen bei Kohlenstoffstählen [CZIC 10, SOMM 10, SCHU 11-2] kann beim Rückhub des Stempels die gemessene Thermospannung aufgrund des zwischengeschalteten Werkstoffes in das Werkzeug-Werkstück-Thermoelement verfälschen. Nach Bowden, Tabor und Postnikov führt die Oxidbildung und im Allgemeinen der Einfluss der Umgebung auf die Oberflächenstruktur von Werkstoffen ferner zu einer Änderung der mechanischen Eigenschaften der Kontaktkörper [BOWD 59, POST 64]. Dies muss daher bei der Messung, insbesondere beim Rückhub, in Betracht gezogen werden.

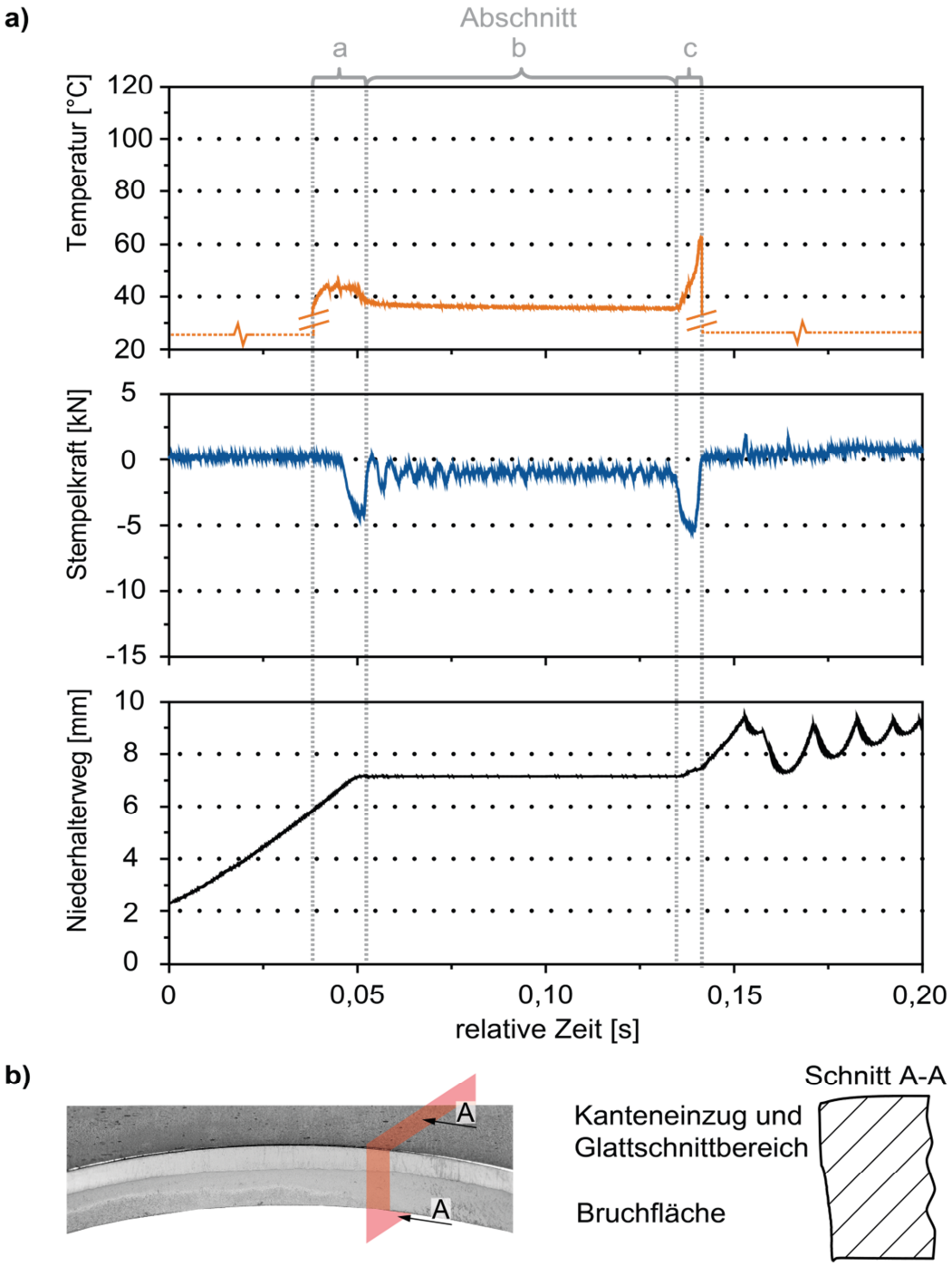


Abbildung 9.14: a) Zeitlicher Verlauf der Temperatur, der Stempelkraft und des Niederhalterweges beim Rückhub und geringem Glattschnittanteil am Stanzgitter; b) Korrespondierende Schnittflächenausprägung; (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, ohne Beölung)

Durch eine Kapselung des Scherschneidwerkzeuges und eine Flutung des Werkzeugraumes mit dem inerten Gas Argon wurde untersucht, ob die Bildung von Reaktionsschichten Auswirkungen auf das Messergebnis hat. Es konnten keine Veränderungen im gemessenen Thermospannungs- und Kraftverlauf zu den

Versuchsbedingungen unter Normalatmosphäre festgestellt werden. Der Grund ist in dem anzutreffenden hauptsächlichen Reibungsmechanismus zu sehen. Mikrorauigkeiten, insbesondere des Blechwerkstoffes, werden plastisch verformt. Oberflächenschichten werden dadurch zerstört oder durchbrochen, sodass erneut blanke Kontaktoberflächen generiert werden. Eine Einflussnahme von Reaktionsschichten auf die gemessenen Temperaturen kann somit ausgeschlossen werden.

Zusammenfassend treten Temperaturwerte für den unteren Geschwindigkeitsbereich beim Abstreifen von maximal 60°C bis hin zu 115°C bei hohen Abstreifgeschwindigkeiten auf. Dies gilt für alle Blechwerkstoffe und Versuchskonfigurationen. In den folgenden Betrachtungen wird der Rückhub nicht mehr in die Betrachtungen miteinbezogen.

9.4 Einfluss der Prozessparameter auf die maximale Blitztemperatur

In den durchgeführten Messungen der Blitztemperatur an der Schneidkante des Stempels während des Scherschneidprozesses konnte in Abhängigkeit vom Blechwerkstoff und den variierten Prozessparametern eine Veränderung der auftretenden Blitztemperaturen beobachtet werden. Um die Ursachen sowie die quantitative Ausprägung zwischen den Versuchsreihen analysieren zu können, wurde die maximal gemessene Temperatur als zentrale Ergebnisgröße bei der Auswertung herangezogen. Diese Temperatur tritt entsprechend dem in Abbildung 9.9 a dargestellten charakteristischen Temperaturverlauf am Ende der vierten Phase auf. Mittels einer Regressionsanalyse wurde gesondert für jeden Blechwerkstoff ein mathematischer Zusammenhang zwischen den maximalen Temperaturen und den Parameterveränderungen Schneidspalt und Schneidgeschwindigkeit hergestellt. Für beide Blechwerkstoffe konnte ein lineares Modell zur Beschreibung der Zusammenhänge angewandt werden. Wichtige Kenndaten zur Güte und Anpassung der Regressionsmodelle sind in Abschnitt 15.5 aufgelistet. Die Auswertung der Untersuchungen mit Beölung basiert hingegen auf einer vergleichenden Betrachtung von Mittelwerten. Dies ist aufgrund der kategorialen Versuchsreihen, in denen ein direkter Vergleich der Ergebnismittelwerte angestrebt wird, zweckmäßig.

In folgendem Abschnitt werden die Resultate der ausgewerteten Messungen dargestellt. Im daran anschließenden Kapitel 9.5 folgt eine ausführliche Diskussion der Ursachen sowie eine Ableitung von Wirkzusammenhängen.

9.4.1 Einfluss des Schneidspaltes

Anhand der Verläufe in Abbildung 9.15, kann die Wirkung einer Schneidspaltveränderung auf das Temperaturmaximum für den Blechwerkstoff S355MC in den Dicken 4 und 6 mm beurteilt werden. In den Diagrammen sind drei Verläufe, die jeweils einer definierten Schneidgeschwindigkeitseinstellung aus dem Versuchsplan zuzuordnen sind, aufgetragen. An den linear skalierten Abszissen sind aus Gründen der Übersichtlichkeit nur die tatsächlich eingestellten Schneidspaltmaße aufgeführt. Die schmalen Vertrauensbereiche – für eine Überdeckungswahrscheinlichkeit von 95 % – bei allen Konfigurationen sind ein Hinweis auf die hohe Güte des Regressionsmodelles und verdeutlichen zudem die geringe Streuung der Messwerte. Unter Berücksichtigung der erweiterten Messunsicherheit (siehe Abschnitt 9.1.3) handelt es sich bei allen gemessenen Effekten um signifikante Änderungen.

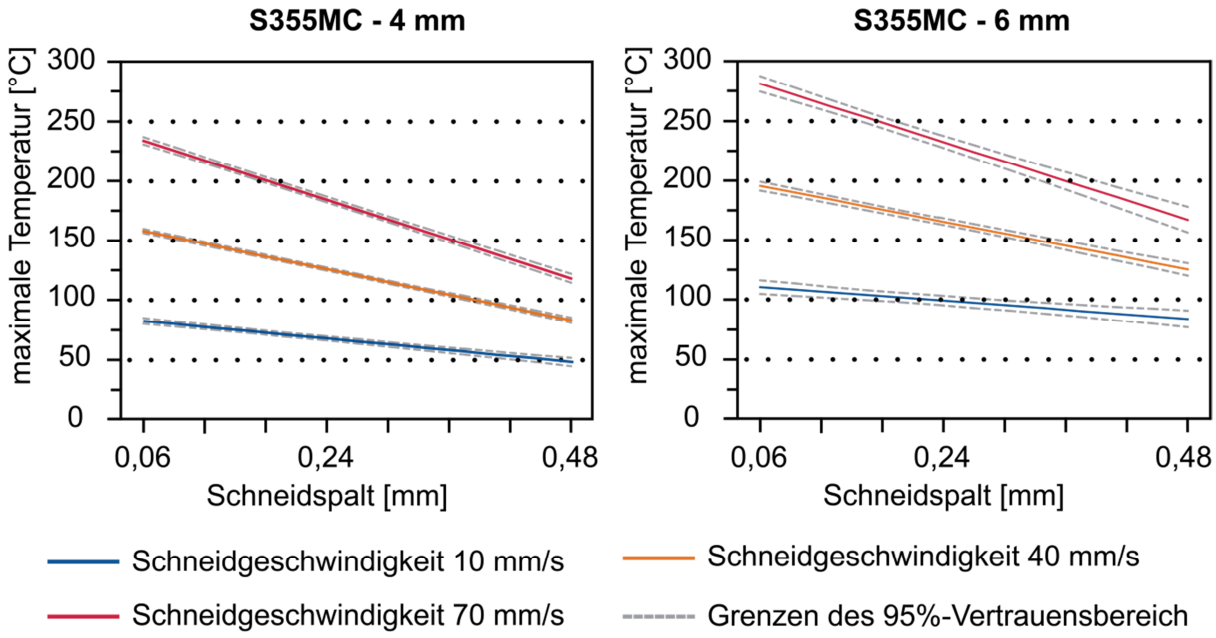


Abbildung 9.15: Einfluss des Schneidspaltes auf die maximale Blitztemperatur an der Stempelschneidkante

Mit steigender Schneidspaltgröße reduziert sich über alle Untersuchungsergebnisse hinweg die maximale Temperatur an der Schneidkante des Stempels. Bei dem Werkstoff der Dicke 6 mm wurden die höchsten Temperaturmaxima aufgezeichnet. Eine Verringerung der Schneidgeschwindigkeit in Kombination mit einer Erhöhung des Schneidspaltmaßes korreliert in allen Untersuchungen mit einer Abflachung und einem Versatz des Verlaufes der schneidspaltabhängigen Kurven hin zu niedrigeren

Temperaturen. Es besteht somit eine Wechselwirkung zwischen den beiden Prozessgrößen.

9.4.2 Einfluss der Schneidgeschwindigkeit

Abbildung 9.16 sind die funktionalen Zusammenhänge zwischen der Schneidgeschwindigkeit und der maximalen Blitztemperatur zu entnehmen. Drei Graphen pro Blechwerkstoff repräsentieren die variierten Schneidspaltabmessungen laut Versuchsplan. Der 95 %-Vertrauensbereich fällt geringfügig größer als in den Untersuchungen zum Einfluss des Schneidspaltes aus. Eine signifikante Differenzierung aller Temperaturkurven ist erneut möglich.

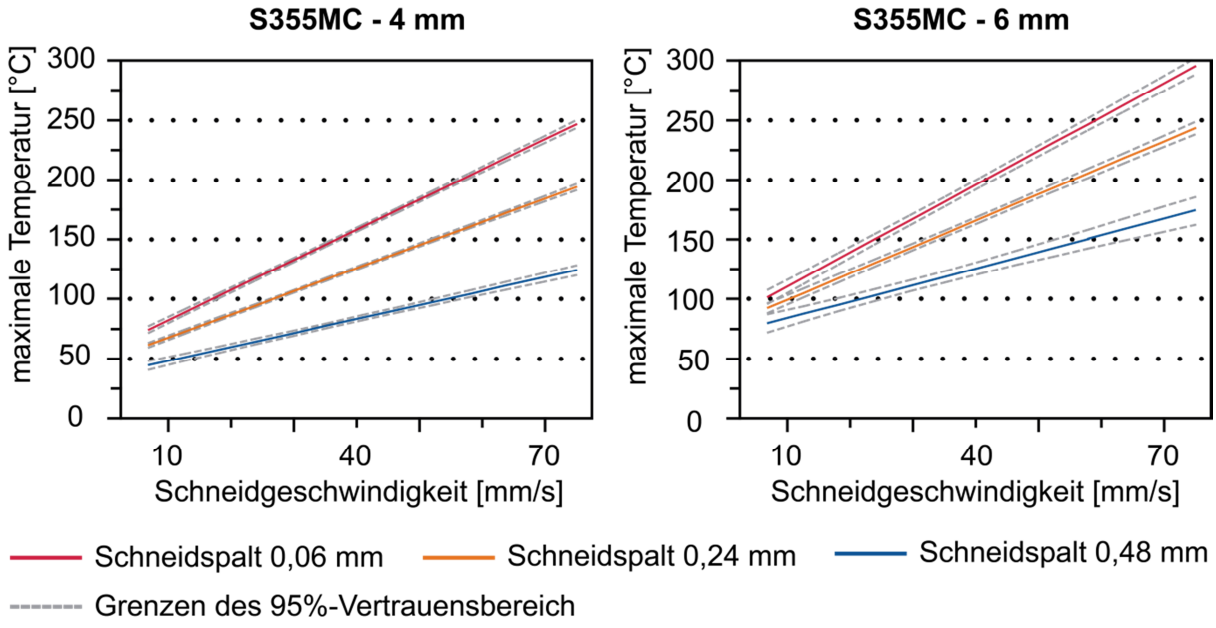


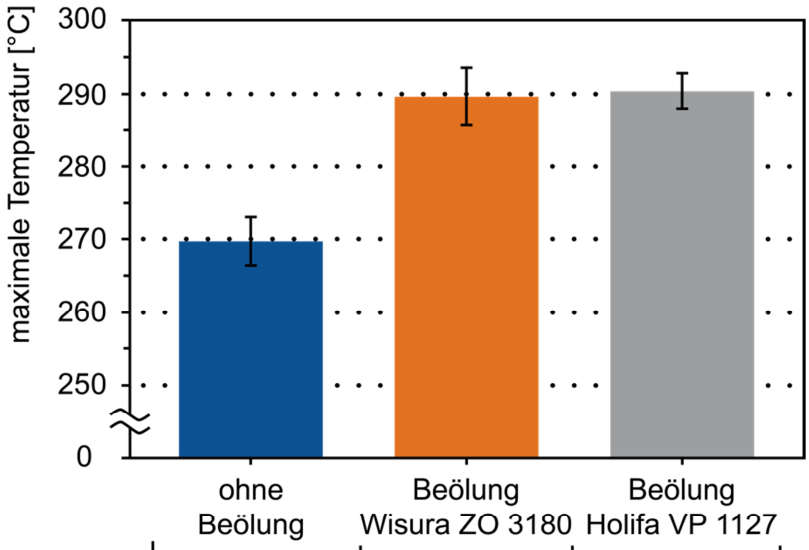
Abbildung 9.16: Einfluss der Schneidgeschwindigkeit auf die maximale Blitztemperatur an der Stempelschneidkante

Die Verläufe weisen durchgängig einen deutlichen Temperaturanstieg bei einer Erhöhung der Schneidgeschwindigkeit auf. Erneut sind die höchsten Temperaturen bei dem Blech der Dicke 6 mm festzustellen. Die Ausläufe der Temperaturkurven im unteren Geschwindigkeitsbereich streben tendenziell gegen einen konstanten Wert. Die Wechselwirkung zwischen der Schneidgeschwindigkeit und dem Schneidspalt ist abermals vorhanden. Je kleiner der Schneidspalt, desto höher sind die gemessenen Temperaturen an der Schneidkante des Stempels. Bei einer Gegenüberstellung der einzelnen Verläufe mit den schneidspaltabhängigen Kurven des vorherigen Abschnittes ist eine deutlich stärker ausgeprägte Steigung über den veränderten Geschwindigkeitsbereich zu konstatieren. Dieser Sachverhalt hebt den stärkeren

Einfluss der Schneidgeschwindigkeit auf den Wert der maximalen Temperatur im betrachteten Prozessparameterfeld hervor.

9.4.3 Einfluss der Beölung

In Abbildung 9.17 ist eine vergleichende Darstellung der Temperaturmittelwerte aus den Versuchen mit und ohne Beölung des Blechwerkstoffes S355MC der Dicke 6 mm aufgetragen. Die Untersuchungen wurden mit einer Schneidspaltgröße von 0,06 mm bei einer Soll-Schneidgeschwindigkeit von 70 mm/s durchgeführt. In dieser Parameterkonfiguration ist mit der höchsten Temperatur zu rechnen (vgl. Kapitel 9.4.1 und 9.4.2). Ergänzend ist in der Grafik die Messunsicherheit für den 95 %-Vertrauensbereich zur statistischen Bewertung der Messdaten angezeigt. Für einen Mittelwertvergleich ist eine möglichst geringe Schwankung der Schneidgeschwindigkeiten zwischen den Einzelversuchen wichtig. Die Untersuchungen wurden daher hintereinander durchgeführt, um einer starken Änderung des Pressenverhaltens und demzufolge der Geschwindigkeit des Stößels entgegenzuwirken. Die gemessenen Schneidgeschwindigkeiten und deren Standardabweichung sind unter dem Diagramm aufgeführt.



	ohne Beölung	Beölung Wisura ZO 3180	Beölung Holifa VP 1127
mittlere Schneidgeschwindigkeit [mm/s]	63,4	64,1	64,9
Standardabweichung [mm/s]	0,7	1,1	0,6

Abbildung 9.17: Einfluss der Beölung auf die maximale Blitztemperatur an der Stempelschneidkante unter Angabe der Messunsicherheit für den 95 %-Vertrauensbereich (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,06 mm)

Durch den Einsatz von Schmierstoff erhöht sich die gemessene maximale Temperatur an der Schneidkante des Scherschneidstempels um rund 20°C. Zwischen den beiden untersuchten Ölen kann nur eine kleine, nicht signifikante Differenz festgestellt werden. Die kleinen Intervalle der angegebenen Vertrauensbereiche verdeutlichen die geringe Streuung und folglich auch die Güte der Temperaturdaten. Gravierende Wechselwirkungen infolge sich ändernder Schneidgeschwindigkeiten, die eine Verfälschung der Spitzenwerte verursachen, können ausgeschlossen werden, wie die in Abbildung 9.17 aufgeführten Geschwindigkeitswerte bestätigen.

9.4.4 Wiederholbarkeit der Temperaturverläufe

Wie an den Grenzen des 95 %-Vertrauensbereiches, wie sie in den vorangehenden Kapiteln 9.4.1, 9.4.2 und 9.4.3 beschrieben wurden, klar ersichtlich wird, streuen die maximalen Temperaturen nur in einem sehr geringen Maße. Als Nachweis der Wiederholbarkeit und folglich der Zuverlässigkeit der aufgeführten Temperaturverläufe in der nachfolgenden Diskussion (Kapitel 9.5) sind in Abbildung 9.18 exemplarisch Verläufe der Blitztemperatur aus zeitlich versetzt durchgeführten Versuchsreihen unter identischen Prozessparametereinstellungen aufgeführt.

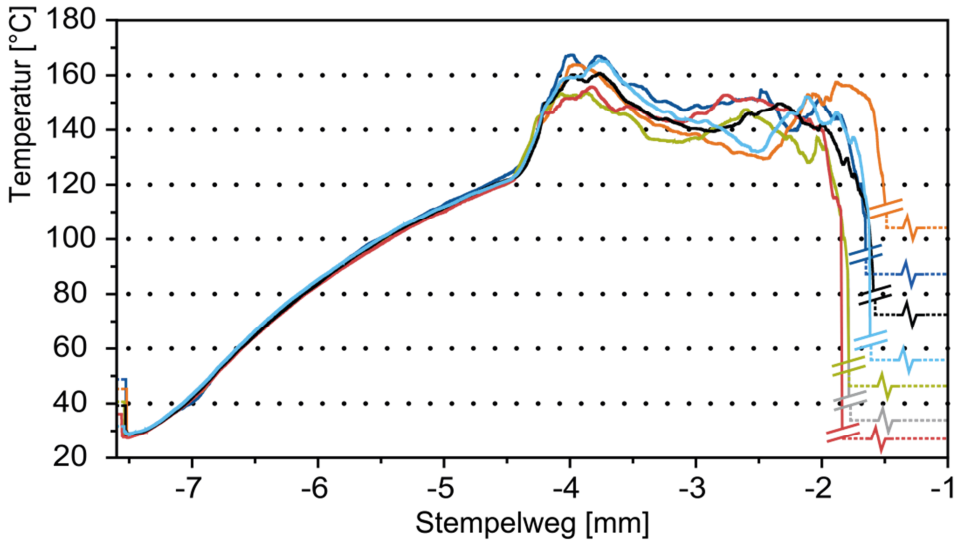


Abbildung 9.18: Verläufe der Blitztemperatur über den Stempelweg (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,24 mm, Soll-Schneidgeschwindigkeit 40 mm/s)

Von der Herstellung eines innigen elektrischen Kontaktes zwischen Blech und Stempel bis zur Ausbildung von Sekundärglattschnitt verlaufen alle Kurven in Abbildung 9.18 nahezu deckungsgleich. Trotz einer relativ undefinierten Entstehung

von Sekundärglattschnitt um den Umfang der Schnittlinie bei dieser Parametereinstellung, streuen die Temperaturwerte während der Sekundärglattschnittausformung in einem sehr schmalen Bereich.

Abbildung 9.19 bestätigt die hohe Wiederholbarkeit der gemessenen Verläufe und somit die Güte der Messungen. Die leichte Steigungsänderung der Temperaturkurven mit fortschreitender Eintauchtiefe des Stempels folgt aus der pressenbedingten Schwankung der Schneidgeschwindigkeit. Insbesondere bei der höchsten an der Presse eingestellten Schneidgeschwindigkeit von 70 mm/s weisen die Geschwindigkeitswerte und demgemäß die Temperaturverläufe die größte Streuung auf.

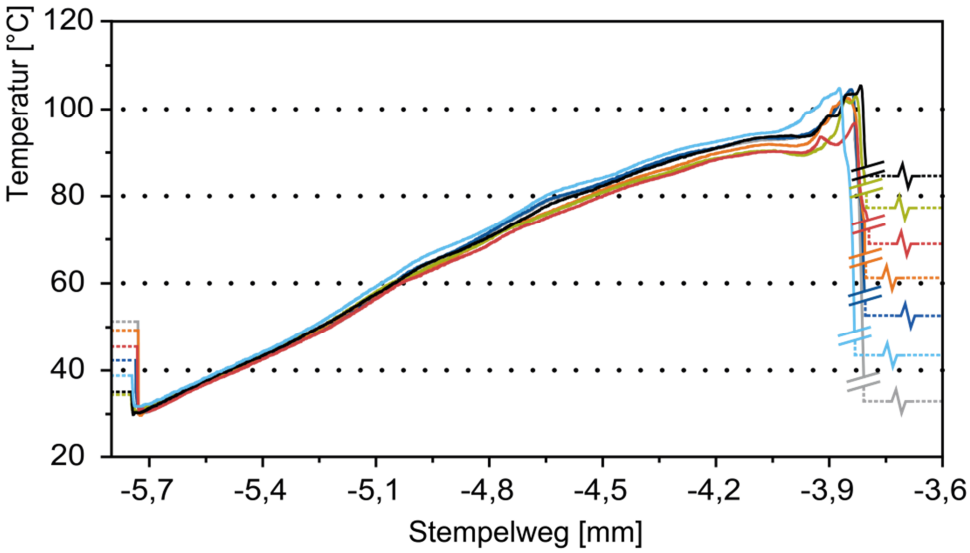


Abbildung 9.19: Verläufe der Blitztemperatur über den Stempelweg (Blechwerkstoff S355MC Dicke 4 mm, Schneidspalt 0,48 mm, Soll-Schneidgeschwindigkeit 70 mm/s)

9.5 Diskussion des Einflusses der Prozessparameter auf die maximale Blitztemperatur an der Schneidkante des Stempels

Im vorherigen Kapitel wurden die Zusammenhänge zwischen den gewählten Prozessparametern und der resultierenden maximalen Temperatur an der Stempelschneidkante ausgeführt. Welche physikalischen und metallkundlichen Vorgänge zu den beobachteten Veränderungen führen, ist Gegenstand der nachfolgenden Diskussion.

9.5.1 Wirkung des Schneidspaltes

Der Schneidspalt hat einen signifikanten Einfluss auf die Ausbildung der Schnittfläche. Eine Reduzierung des Schneidspaltes führt bei den untersuchten Blechwerkstoffen zu einer Erhöhung des Glattschnittanteiles im gesamten Prozessparameterfeld (Abbildung 9.20), was auf einen veränderten Spannungszustand in der Scherzone zurückzuführen ist. Mit Verkleinerung des Schneidspaltes werden den vorherrschenden Spannungszuständen in der Scherzone zunehmend Druckspannungen überlagert. Überlagerte Druckspannungen führen zu einem Anstieg des Formänderungsvermögens. [TIMM 57, JAHN 81, KÖNI 82, DAHL 93, KLOC 06, HÖRM 08] Aus werkstoffphysikalischer Sicht behindern Druckspannungen die Öffnung und Ausbreitung der in technischen Metallen stets vorhandenen mikroskopischen Risse (Poren) und Inhomogenitäten. Die Rissinitiierung erfolgt daher erst zu einem späteren Zeitpunkt und der Blechwerkstoff kann länger plastisch verformt werden. [STÜW 63, STEN 65, PUGH 68, DIET 86, GROS 11]

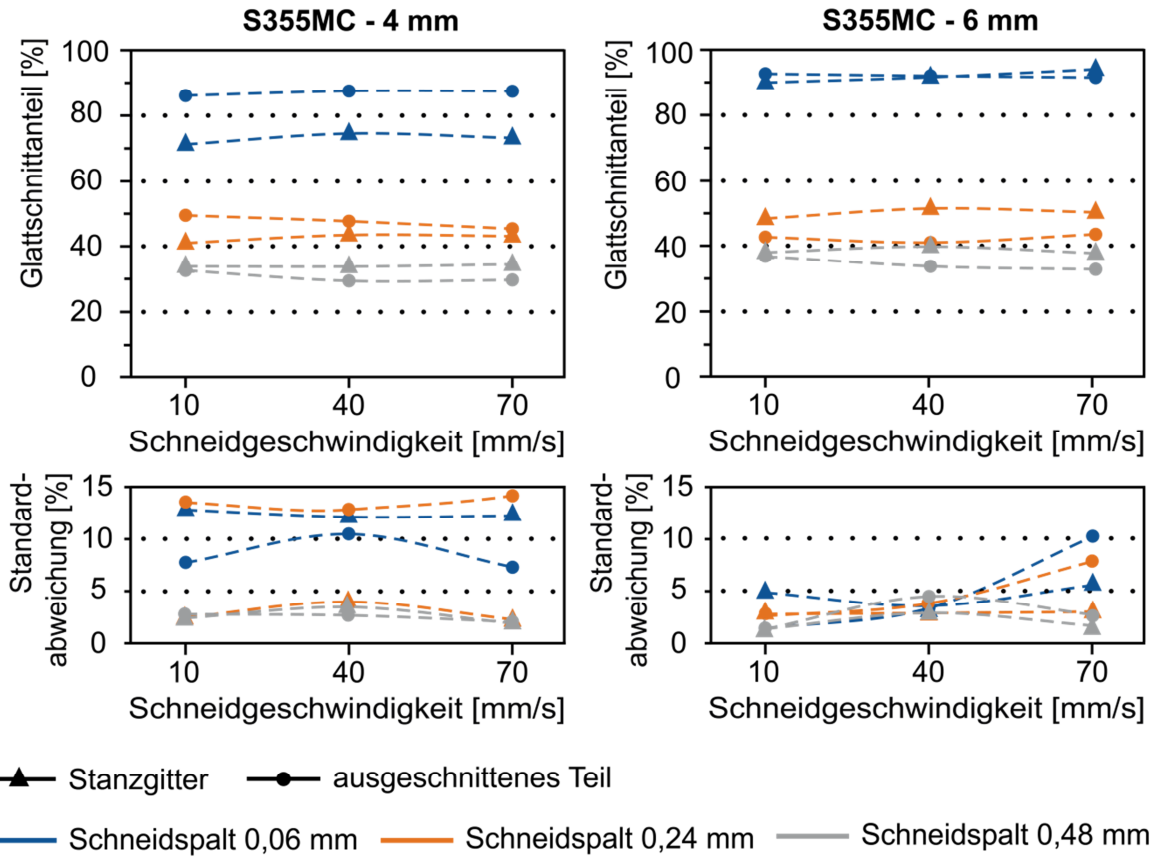


Abbildung 9.20: Prozentualer auf die Blechdicke bezogener Glattschnittanteil am Stanzgitter und am ausgeschnittenen Teil in Abhängigkeit von der Größe des Schneidspaltes und der Schneidgeschwindigkeit

Dieser Sachverhalt bestätigt sich bei einem Vergleich der Schnittflächenaufnahmen in Abbildung 9.21 a für den Stahlwerkstoff der Dicke 4 mm. Bei einem Schneidspalt von 0,06 mm bildet sich im Anschluss an den Kanteneinzugsbereich nahezu über die ganze Blechdicke am Teil Glattschnitt aus. Der hohe Glattschnittanteil am Gitter wird gegen Ende des Schneidvorganges durch partiellen Abriss und durch Sekundärglattschnitt unterbrochen. Letzterer äußert sich in Form von zwei durch einen Bruchbereich getrennte Glattschnittzonen. Die nach der Ausprägung des Kanteneinzuges und Glattschnittes an der Stempelschneidkante initiierten Risse verlaufen bei der Sekundärglattschnittbildung zunächst nicht geradlinig in Richtung der Matrizenschneidkante. Sie breiten sich vielmehr mit einer Neigung ins Blechwerkstoffinnere des Stanzgitters aus. Dort kommt die Rissbildung trotz des fortschreitenden Eintauchens des Stempels in das Blech zum Erliegen. Die Stempelschneidkante kann daher erneut in den Blechwerkstoff eindringen und diesen bildsam verformen. Sekundärglattschnitt entwickelt sich bei dem Schneidspalt von 0,24 mm ebenfalls sowohl am Gitter als auch am ausgeschnittenen Teil. Im Gegensatz dazu zeigen die Schnittflächen bei dem größten Spaltmaß von 0,48 mm einen deutlichen Bruchflächenanteil im Anschluss an die glattgeschnittene Fläche. Partieller Abriss und Sekundärglattschnitt schlagen sich in einer erhöhten Standardabweichung bei den taktilen Vermessungen nieder (Abbildung 9.20). Eine Detailansicht der Schnittflächen ist ergänzend im Anhang (Abbildung 15.9) aufgeführt.

Die Messstelle des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes bildet sich an der Schnittfläche des Stanzgitters. Die Ausprägungen der Schnittflächenkenngrößen am Gitter spiegeln sich daher im Temperaturverlauf wider (vgl. Abschnitt 9.2). Dennoch darf die Schnittkontur am ausgeschnittenen Teil nicht außer Acht gelassen werden. Die plastischen Formänderungen im Bereich des späteren Schnittteiles beeinflussen ebenso die Wärmeentstehung und demzufolge Temperaturerhöhung an der Stempelschneidkante.

Kleinere Schneidspalte begünstigen ein längeres Fließen des Blechwerkstoffes. Im Stempelkraft-Stempelweg-Diagramm wird dies am flacheren Abfall der Schneidkraft im Anschluss an das Schneidkraftmaximum ersichtlich (Abbildung 9.21 b). Frühzeitiger Bruch führt zu einem steilen Abfall der Schneidkraft, wohingegen bei einem kleinen Schneidspalt der Werkstoff über annähernd die gesamte Blechdicke

hinweg plastisch verformt wird. Die den Kraftverläufen beizuordnenden Schnittflächen sind in Abbildung 9.21 a enthalten. Die Entstehung von Sekundärglattschnitt geht ebenfalls aus dem Schneidkraftverlauf hervor. Nach der Bildung des Kanteneinzuges und des Glattschnittbereiches wird zunächst ein Abfall der Kraft durch die Rissausbreitung ins Blechinnere veranlasst. Für die Erzeugung des Sekundärglattschnittanteiles muss abermals eine Schneidkraft aufgebracht werden. Eine Unterbrechung des Kraftabfalles mit einer anschließenden zweiten Schneidphase ist zu erkennen.

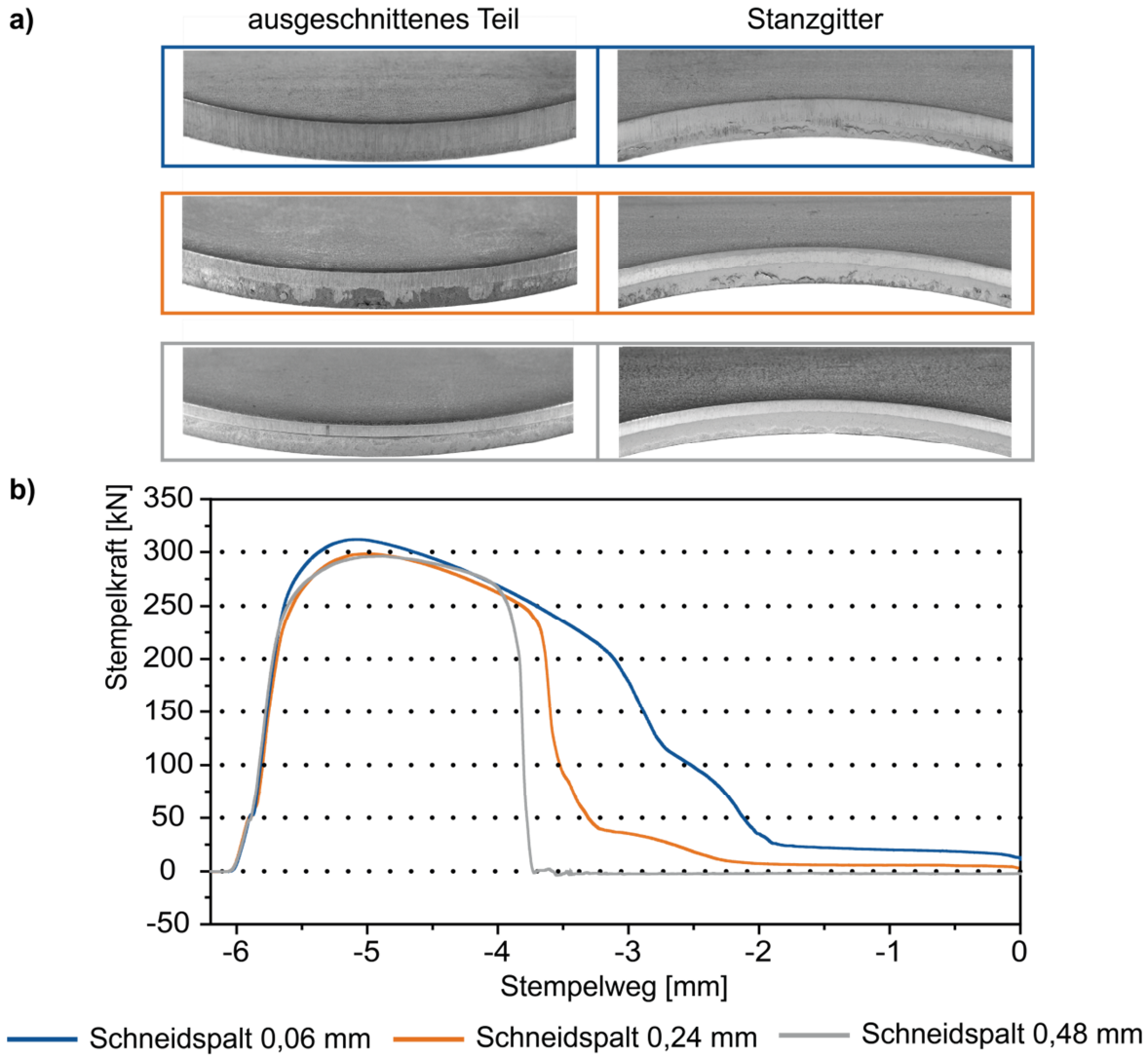


Abbildung 9.21: a) Schnittflächenaufnahmen; b) Stempelkraft-Stempelweg-Verläufe bei unterschiedlichen Schneidspaltmaßen; (Blechwerkstoff S355MC Dicke 4 mm, Soll-Schneidgeschwindigkeit 40 mm/s)

Der Schneidspalt beeinflusst somit die Schnittflächenausbildung und im Zuge dessen auch die Schneidkraft und die resultierende Schneidarbeit. Je höher die verrichtete

Schneidarbeit, desto mehr plastische Formänderungsarbeit kann in der Scherzone in Wärme gewandelt werden. Die in Abbildung 9.22 aufgelistete Änderung der auf die Blechdicke bezogenen Schneidarbeit in Abhängigkeit vom Schneidspalt, welche nach Formel 2-2 mittels Integration der Schneidkraft über den Schneidweg berechnet wird, lässt eine Zunahme der Arbeit bei einer Schneidspaltverringerung für beide Werkstoffe erkennen. Diese Tendenz der Schneidarbeit ist für alle untersuchten Schneidgeschwindigkeitsbereiche gültig. Auf eine Angabe der Standardabweichung wird im Diagramm zur Schneidarbeit verzichtet. Diese beträgt, trotz der Mittelung über einen gewissen Schneidgeschwindigkeitsbereich, maximal 1,5 % des Mittelwertes. Eine Verkleinerung des Schneidspaltes führt folglich zu einer Erhöhung der maximalen Temperatur an der Schneidkante des Stempels, da das Formänderungsvermögen des Blechwerkstoffes erst später erschöpft ist und demzufolge über den Schneidvorgang hinweg mehr Schneidarbeit dissipiert.

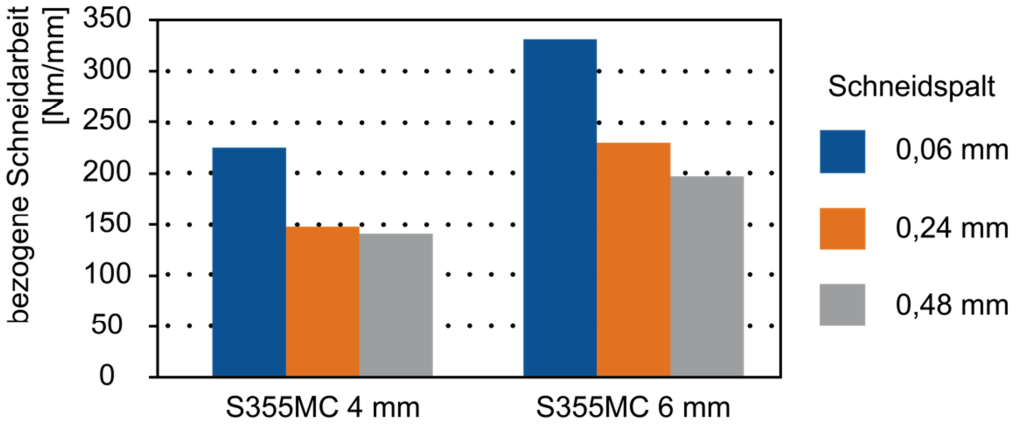


Abbildung 9.22: Veränderung der auf die Blechdicke bezogenen Schneidarbeit in Abhängigkeit vom Schneidspalt (Soll-Schneidgeschwindigkeit 40 mm/s)

Neben der geometrischen Ausbildung der Schnittfläche wird vom Schneidspalt auch die Größe der Scherzone festgelegt. Aus den stempel- respektive matrizenseitigen Kräften werden Spannungen in den Blechwerkstoff eingeleitet. Der Bereich zwischen den Schneidkanten von Stempel und Schneidplatte, in dem die Spannungen die Fließgrenze des Bleches überschreiten und eine plastische Formänderung herbeiführen, entspricht der Scherzone. Die Ausbildung der Scherzone lässt sich über eine Ermittlung der Härteveränderung im geschnittenen Blech nachweisen. Eine Erhöhung der Härte resultiert aus einer mit der plastischen Verformung einhergehenden Verformungsverfestigung und kennzeichnet auf diese Weise das

Gebiet der Scherung. Mit steigendem Schneidspalt erstreckt sich die Verformung auf ein größeres Werkstoffvolumen. Die maximalen Härtewerte in der Scherzone sind in der Summe daher bei gleicher Eintauchtiefe des Stempels niedriger als bei kleinen Spaltmaßen. Ein kleines Schneidspaltmaß ermöglicht ein längeres Fließen des Blechwerkstoffes. Sehr hohe plastische Deformationen in Kombination mit einer starken Kaltverfestigung charakterisieren die geschnittenen Werkstoffbereiche bis kurz vor Ende des Schneidvorganges.

Abbildung 9.23 stellt die Verläufe der Mikrohärte bei verschiedenen Schneidspalteinstellungen für das Stanzgitter und das ausgeschnittene Teil einander gegenüber. Die Aufhärtung dehnt sich vor allem im Schnittteil mit steigenden Schneidspaltmaßen in tiefere Werkstoffbereiche hinter der Schnittkante aus. Bei einem Schneidspalt von 0,06 mm sind bereits ab einem horizontalen Abstand von 0,75 mm zur schergeschnittenen Kante nur noch minimale Einflüsse durch die Kaltverfestigung messbar. Hingegen nähern sich die Härteverläufe der anderen Spaltmaße erst in einer größeren Distanz zur Schnittkante der Grundhärte des Blechwerkstoffes. Die plastische Durchbiegung des Teiles unter der Stempelstirnfläche und die Verrundung der Schneidplattenschneidkante bewirken unsymmetrische Verläufe der Härte im direkten Vergleich von Schnittteil und Stanzgitter. Zu Beginn des Schneidvorganges wirkt infolge der Schneidkantenpräparation ein effektiv größerer Schneidspalt an der Schnittteilseite. Daher wird dort ein größeres Werkstoffvolumen in die Formänderung einbezogen.

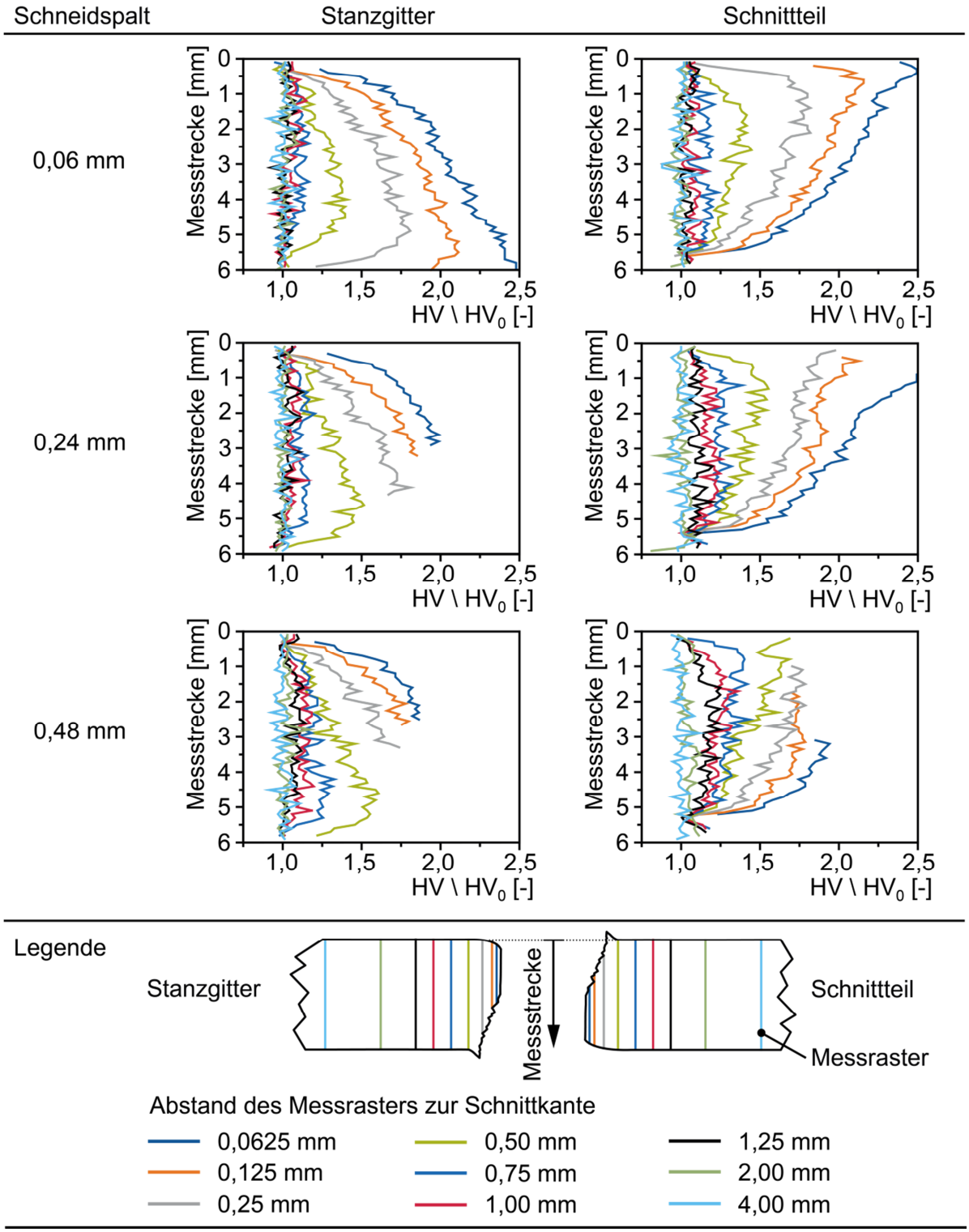


Abbildung 9.23: Verlauf der auf die Grundhärte HV_0 bezogenen Mikrohärte HV bei unterschiedlichen Schneidspalten (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Soll-Schneidgeschwindigkeit 10 mm/s)

Die geometrische Begrenzung des Bereiches der Formänderung durch den Schneidspalt bestimmt zudem die Größe des Kanteneinzuges. Ein kleiner horizontaler Abstand zwischen Matrizen- und Stempelschneidkante reduziert das Werkstoffvolumen,

welches in den Schneidspalt und die Schneidkantenverrundungen fließen muss, solange der Stempel in das Blech eintaucht. Für den Ausgleich dieses Werkstoffvolumens werden gemäß der näherungsweisen Volumenkonstanz technischer Metalle Blechwerkstoffbereiche an beiden Seiten der Blechoberflächen in die Verformung miteinbezogen. Dies äußert sich in der Ausbildung eines kleineren Kanteneinzuges bei einer Reduzierung des Abstandes zwischen Stempel- und Matrizenschneidkante und ist ein weiteres Indiz für die Begrenzung der Formänderungszone (Abbildung 9.24). Die Unterschiede zwischen dem Kanteneinzug am Gitter und am Teil sind wiederum von der größeren Verrundung der Schneidplattenschneidkante und der Durchbiegung des Werkstoffes unter der Stirnfläche des Stempels verursacht.

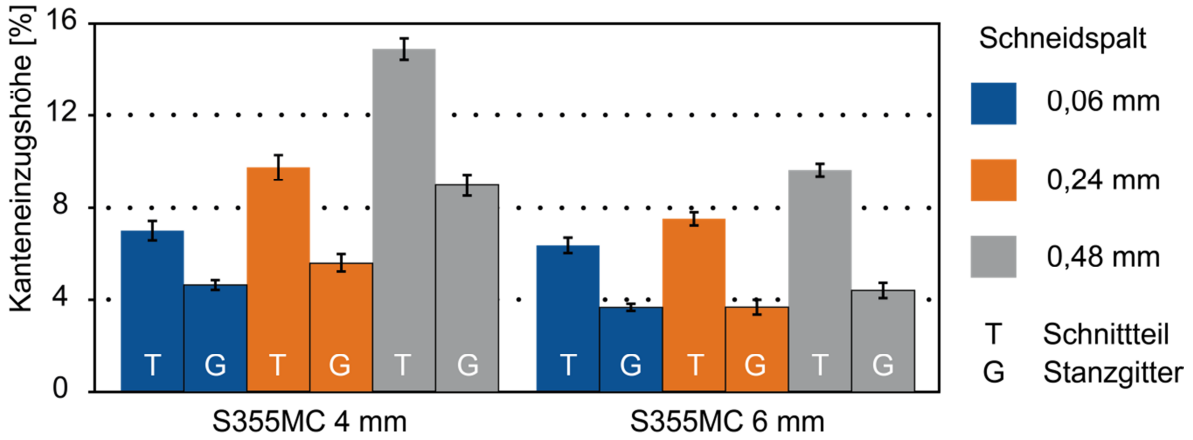
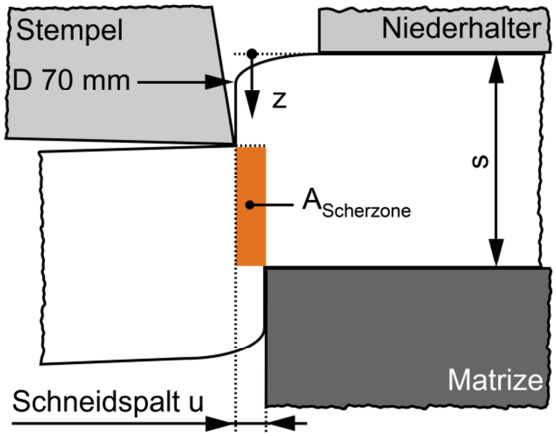


Abbildung 9.24: Höhe des auf die Blechdicke bezogenen prozentualen Kanteneinzuges am Schnittteil und Stanzgitter bei unterschiedlichen Schneidspalten mit Angabe der Standardabweichung (Soll-Schneidgeschwindigkeit 40 mm/s)

Insgesamt bewirkt ein verringerter Abstand zwischen den Schneidkanten eine Konzentration der plastischen Verformung und folglich auch der Wärmeentstehung auf ein kleineres Blechwerkstoffvolumen. Aufgrund des langen Fließens des Werkstoffes bei kleinen Schneidspalten wird dieser Effekt durch die Querschnittsabnahme der Scherzone bei fortschreitender Eintauchtiefe des Stempels in das Blech zusätzlich verstärkt. Wird die mittlere Änderung des Volumens der Scherzone entsprechend dem Schema in Abbildung 9.25 abgeschätzt, ist eine Gegenüberstellung zwischen Volumenänderung und aufgewendeter Schneidarbeit möglich.



Fläche der Scherzone

$$A_{Scherzone}(z) = u \cdot (s - z)$$

mit u Schneidspalt [mm]
s Blechdicke [mm]
z Eintauchtiefe Stempel [mm]

Volumen der Scherzone

$$V_{Scherzone}(z) = (s - z) \cdot \pi \cdot \left[\left(\frac{70 + u}{2}\right)^2 - \left(\frac{70}{2}\right)^2\right] [mm^3]$$

Abbildung 9.25: Schematische zweidimensionale Ausdehnung der Scherzone und Berechnung des Volumens der Scherzone

Die Temperaturerhöhung in der Scherzone ist proportional zu der in Wärme umgesetzten Schneidarbeit und indirekt proportional zum erwärmten Werkstoffvolumen. Unter der Annahme, dass die Wärme nicht aus dem gescherten Volumen abgeführt wird, gilt:

$$\Delta T = \frac{W_s \cdot \beta}{V \cdot \rho \cdot c_p}$$ *Formel 9-2*

mit

ΔT	Temperaturänderung [°C]
W_S	Schneidarbeit [Nm]
β	Faktor für die in Wärme dissipierende Schneidarbeit [–]
V	erwärmtes Werkstoffvolumen [mm³]
ρ	Dichte [kg/mm³]
c_p	spezifische Wärmekapazität [J/(kg·K)]

Mit fortschreitendem Eintauchen des Stempels in den Blechwerkstoff reduziert sich das verbleibende Volumen. Bei kleinerem Werkstoffvolumen, aber ungefähr gleichbleibender Zufuhr an in Wärme umgesetzter Verformungsarbeit tritt eine Verstärkung der Temperaturänderung nach Formel 9-2 ein. Abbildung 9.26 visualisiert dies anhand des Verlaufes der Schneidarbeit und des vereinfacht berechneten Schervolumens bis zur Werkstofftrennung. Die korrespondierenden Schneidkraftverläufe und Schnittflächen sind Abbildung 9.21 zu entnehmen. Bei geringer Eintauchtiefe des Stempels in das Blech gleichen sich die Verläufe der Schneidarbeit. Erst mit steigender Eintauchtiefe äußern sich die stärkeren

Formänderungen in einer Erhöhung der Schneidarbeit bei Reduzierung des Schneidspaltes. Die Entwicklung des Volumens der Scherzone endet jeweils bei Eintritt des vollständigen Bruches, da ab diesem Zeitpunkt keine Verformung mehr stattfindet. Die anschließend noch weiter leicht ansteigende Schneidarbeit ist für den Ausstoßvorgang des Schnittteiles in den zylindrischen Schneidplattenkanal erforderlich.

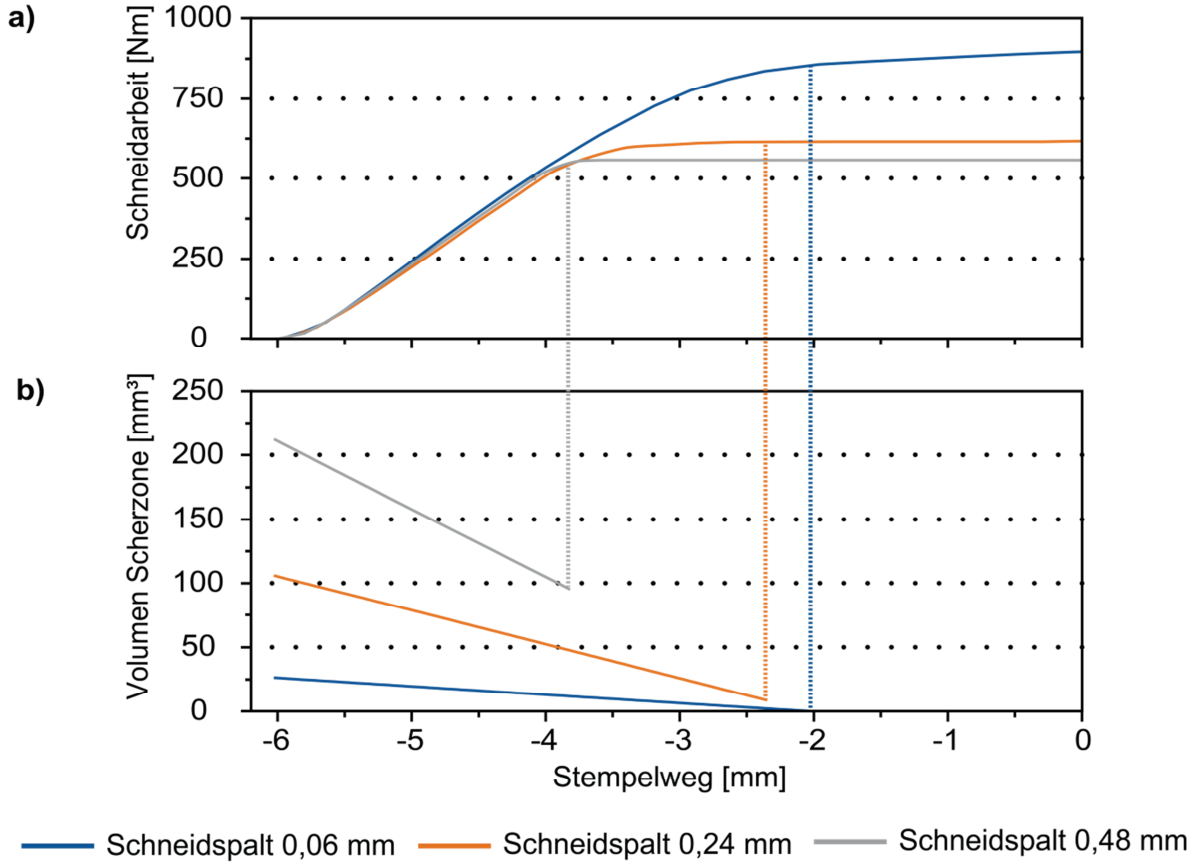


Abbildung 9.26: Entwicklung der Schneidarbeit (a) und des Volumens der Scherzone (b) über den Stempelweg in Abhängigkeit vom Schneidspalt (Blechwerkstoff S355MC Dicke 4 mm, Soll-Schneidgeschwindigkeit 40 mm/s)

Diese Reduzierung des verformten und kontinuierlich erwärmten Werkstoffvolumens bei einer beinahe gleich bleibenden Dissipationsmenge äußert sich in einem von der Schneidspaltgröße beeinflussten kontinuierlich ansteigenden Temperaturverlauf auch unter nicht adiabaten Verhältnissen. Exemplarisch ist dies in Abbildung 9.27 an den Verläufen der Blitztemperatur für den Werkstoff S355MC der Blechdicke 4 mm zu sehen. Die dazugehörigen Schneidkraftverläufe und Schnittflächen als auch die Änderung der Schneidarbeit sind in Abbildung 9.21 und Abbildung 9.26 aufgeführt.

Um Wechselwirkungen durch Änderungen der Schneidgeschwindigkeit ausschließen zu können, erfolgte die Auswahl der Verläufe unter der Prämisse identischer Geschwindigkeit.

Unabhängig vom Schneidspaltmaß beginnen alle Temperaturkurven bei einer annähernd gleichen und in Bezug auf die Raumtemperatur leicht erhöhten Temperatur, welche, wie bereits in Kapitel 9.2 geschildert, aus Reibungsvorgängen resultiert. Anschließend ist eine stetige Temperaturzunahme zu verzeichnen. Je nach Größe des Schneidspaltes konzentriert sich die Verformung und Dissipation auf unterschiedlich große Werkstoffvolumina. Die Steigung der Einzelverläufe sinkt daher bei größerem Schneidspalt.

Die Variation des Prozessparameters Schneidspalt führt zu ergänzenden spezifischen Ausprägungen im Temperatursignal bei den Schneidspalten 0,06 und 0,24 mm. Die sich ausbildende Schnittkontur am Stanzgitter, welche einen Teil der Messstelle des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes darstellt, ist hierfür primär verantwortlich.

Der partielle Abriss und Sekundärglattschnitt am Stanzgitter (siehe Abbildung 9.21 und Abbildung 15.9 in Kapitel 15.6) ist bei dem kleinsten Schneidspaltmaß von 0,06 mm sowohl im Schneidkraft- als auch im Temperaturverlauf zu erkennen. Mit der Bildung und Vereinigung erster Poren bei einem Stempelweg von etwa -3 mm ist ein verstärkter Temperaturanstieg zu erkennen (Abbildung 9.27). Die finale Trennung von Teil und Gitter wird von einem erneuten Anstieg zu einem Temperaturmaximum begleitet. Im Anschluss an die Trennung von Schnittteil und Stanzgitter fällt die Temperatur nicht komplett ab. Wegen des hohen Glattschnittteiles am Schnittteil muss bis zum unteren Umkehrpunkt eine Stempelkraft für den Ausstoßvorgang aufgebracht werden. Daher besteht in dieser Versuchsanordnung auch nach der Trennung weiterhin ein definierter elektrischer Kontakt zwischen der Stempelschneidkante und dem Teil. Die abfallende Temperatur ist das Resultat eines Temperaturausgleiches mit der Umgebung. Die Temperaturwerte können jedoch nicht für eine nähere Betrachtung herangezogen werden, da der Thermoelementkreis über die aus einem Schnellarbeitsstahl gefertigte Matrize geschlossen wird. Zudem gehen beim Ausstoßen erneut Beträge aus der Reibarbeit zwischen dem Schneidplattenkanal und der geschnittenen Oberfläche in Wärme über.

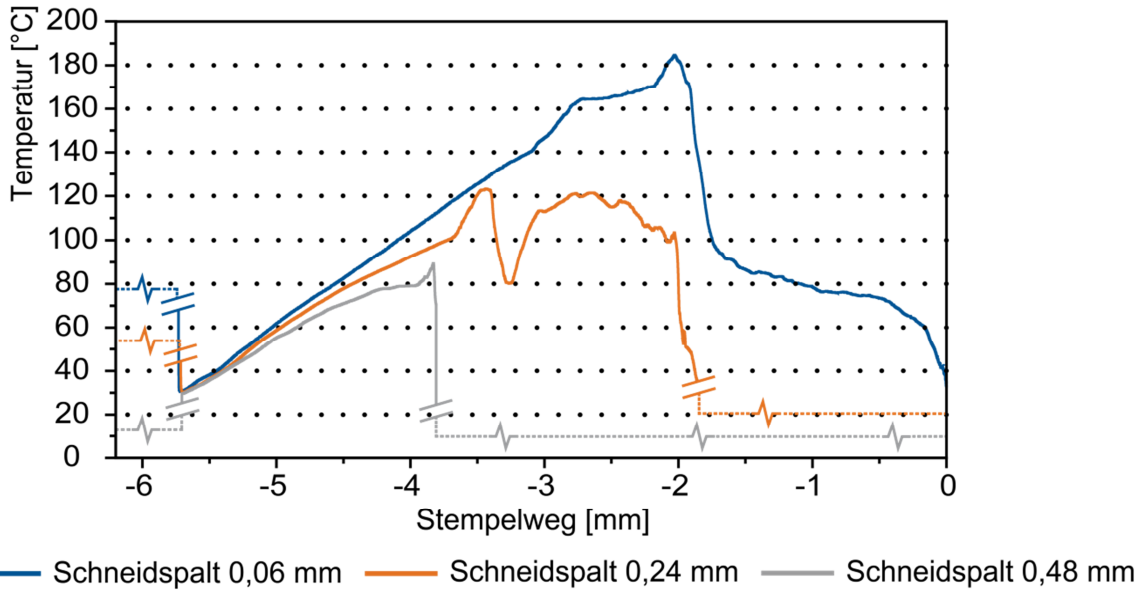


Abbildung 9.27: Verlauf der Blitztemperatur über den Stempelweg bei unterschiedlichen Schneidspaltmaßen (Blechwerkstoff S355MC Dicke 4 mm, Schneidgeschwindigkeit 46 mm/s)

Bei einem Schneidspaltmaß von 0,24 mm formt sich im Anschluss an den Glattschnittbereich ebenfalls örtlich Sekundärglattschnitt aus. Im Gegensatz zu dem Schneidspalt von 0,06 mm bildet sich der Sekundärglattschnitt jedoch nur vereinzelt in inselförmigen Bereichen aus, wie die Schnittflächenaufnahmen in Abbildung 15.9 im Anhang (Kapitel 15.6) verdeutlichen. Gegen Ende der Glattschnittzone am Gitter (Abbildung 9.27, Stempelweg -3,7 mm) steigt die Temperatur steil bis zu einem Maximum an. Mit der ersten Rissinitiierung an der Stempelschneidkante verlagert sich die plastische Verformung zur Rissspitze und somit von der Stempelschneidkante weg. An der Schneidkante ist ein Temperaturausgleich anhand der abfallenden Temperatur messbar. Die erneute plastische Formänderung des Bleches ist mit der Bildung sekundärer Glattschnittbereiche verbunden. Abermals wird der Blechwerkstoff an der Stempelschneidkante plastisch verformt und ein Teil der Schneidarbeit geht in Wärme über. Eine erhebliche Temperaturerhöhung in den verbleibenden kleinen Blechquerschnitten ist die Folge. Da die vereinzelt auftretenden Sekundärglattschnittanteile in der abgebildeten Versuchskonfiguration durch Bruchzonen unterbrochen sind, sind Schwankungen im Temperaturverlauf bis zur endgültigen Trennung des Schnittteils aus dem Blechstreifen zu verzeichnen. Für die Ausformung des Sekundärglattschnittes ist nur eine geringe Schneidarbeit aufzuwenden, die in einem sehr kleinen Werkstoffvolumen dissipiert. Hohe Temperaturwerte an den sekundären Glattschnittanteilen sind die Folge.

Bei allen Schneidspaltmaßen ist ein sprunghafter Anstieg der Temperatur gegen Ende des Schneidvorganges bei der Rissinitiierung beziehungsweise bei der Porenbildung und -vereinigung im Blechwerkstoff zu verzeichnen (vgl. Abbildung 9.27). Eine wesentliche Ursache wurde in Abschnitt 9.2 in den Erläuterungen zum charakteristischen Temperaturverlauf genannt. Durch die Reduzierung des gescherten Restquerschnittes in Kombination mit einer inhomogenen Risseinleitung im Blech tritt eine geometrisch begrenzte Formänderung und Dissipation entlang der Schnittlinie auf. Der steile Anstieg bereits vor dem eigentlichen Rissbeginn sowohl bei der Bildung einer Bruchfläche als auch bei Abriss am Stanzgitter deutet auf eine weitere Kausalität auf der mikrostrukturellen Ebene hin. Das Werkstoffvolumen, in dem die für die Mikrorissinitiierung und -ausbreitung ursächliche Hohlraum- respektive Porenbildung und deren Wachstum verstärkt abläuft, ist offensichtlich auf ein schmales Gebiet in der Scherzone begrenzt. Abbildung 9.28 a soll dies anhand des hydrostatischen Spannungszustandes im Blechwerkstoff kurz vor der Rissinitiierung verdeutlichen. Hydrostatische Zugspannungsanteile im Bereich des Schneidkantenauslaufes begünstigen die Bildung von Mikroporen und Mikrorissen [STÜW 63]. An lichtmikroskopischen Aufnahmen einer polierten und anschließend gereinigten Schliffprobe, die bei der identischen Anschneidtiefe wie das Simulationsergebnis entnommen wurde, kann die Entstehung von Mikroporen und Mikrorissen in Zonen unterschiedlicher hydrostatischer Spannung experimentell nachvollzogen werden (Abbildung 9.28 b, c und d). Die Eindrücke der Mikrohärtemessung dienen zur Orientierung sowie der genauen geometrischen Zuordnung der Aufnahmen zu definierten Werkstoffbereichen.

Poren und Mikrorisse stellen Defekte im Werkstoffgefüge dar. Sie können unter mechanischer Belastung infolge von Bruch oder Dekohäsion von Einschlüssen, Keimbildung durch Dekohäsion an den Korngrenzen oder einer Initiierung an bereits vorhandenen Hohlräumen im Gefüge entstehen. Hydrostatische Zugspannungsanteile unterstützen nach Stüwe die Entstehung und das Anwachsen der Poren [STÜW 63]. Poren und die daraus entstehenden Mikrorisse konzentrieren sich deshalb vornehmlich auf das Gebiet maximaler hydrostatischer Zugspannungen. In der Scherzone formieren sich lokale Anhäufungen von Defekten an Stellen höchster hydrostatischer Zugspannungen, wie in den beiden Aufnahmen b und c in Abbildung 9.28 ersichtlich ist. Zudem wir die bevorzugte Streckung und Ausrichtung der Poren und Mikrorisse in Richtung der maximalen Zugspannungen in diesen Aufnahmen

sichbar. Defekte in Bereichen dominierender hydrostatischer Druckspannungen sind hingegen nicht festzustellen. Deutlich wird dies an den Einschlüssen in Abbildung 9.28 d, deren umgebende Werkstoffmatrix keinerlei Aufweitung oder Verformung aufweist.

Die inhomogene Poren- und Mikrorissbildung in der Scherzone verstärkt sich mit fortschreitender Eintauchtiefe des Stempels in das Blech. Insbesondere im Werkstoffvolumen hoher Porendichte findet eine Lokalisierung der Verformung statt. An den gestreckten Poren und Mikrorissspitzen konzentriert sich die Beanspruchung und bewirkt eine verstärkte plastische Verformung [DODD 83, BLUM 93, WU 03-1, RÖSL 08, GROS 11]. Die an den Anhäufungen von Defekten vorzufindende ausgeprägte Formänderung führt zu einer stärkeren Erwärmung des Gebietes hoher Porendichte. Dieser Bereich befindet sich in direkter Nähe zur Stempelschneidkante, wodurch ein steiler Anstieg der Temperatur kurz vor der Makrorissbildung zu verzeichnen ist.

Theoretische Untersuchungen von Wu et al. bestätigen diese Beobachtungen sehr hoher lokaler Verformungen in der Umgebung der Poren in Verbindung mit einem Temperaturanstieg [WU 03-2]. Die festgestellte Konzentration der Verformung und dementsprechend der Temperaturentstehung am Schneidkantenradius vor der Rissinitiierung stimmt folglich auch mit den Bruchtheorien von Rumpf und Zehnder et al. überein, nach denen ein entscheidender Zusammenhang zwischen der Temperaturzunahme und der Rissbildung und -fortpflanzung besteht [RUMP 61, ZEHN 91].

Die stärkere Verformung und demnach Erwärmung des Gebietes der Porenbildung führt ergänzend zu einer Reduzierung der Fließspannung des Blechwerkstoffes. Eine Verstärkung der Verformungslokalisierung geht mit der lokalen Herabsetzung der Werkstofffestigkeit einher. Möglich ist dies, da auch bei sehr hohen Dehnraten erhöhte Temperaturen die Fließspannung durch thermisch aktivierte Prozesse bei der Versetzungsbewegung instantan herabsetzen [JASP 02]. Ausgeprägte thermische Fluktuationen der Versetzungen erleichtern die Hindernisüberwindung bei der Versetzungsbewegung durch das Kristall, wodurch die Festigkeit bei einer Erwärmung des Blechwerkstoffes absinkt [SIEB 52, DAHL 93, KRÜG 01, LEE 06, RÖSL 08]. Eine weitere Verformungskonzentration auf Bereiche niedrigerer Fließspannung zusammen mit einem rapiden Temperaturanstieg unter fortschreitender Stempelbewegung sind die Folge.

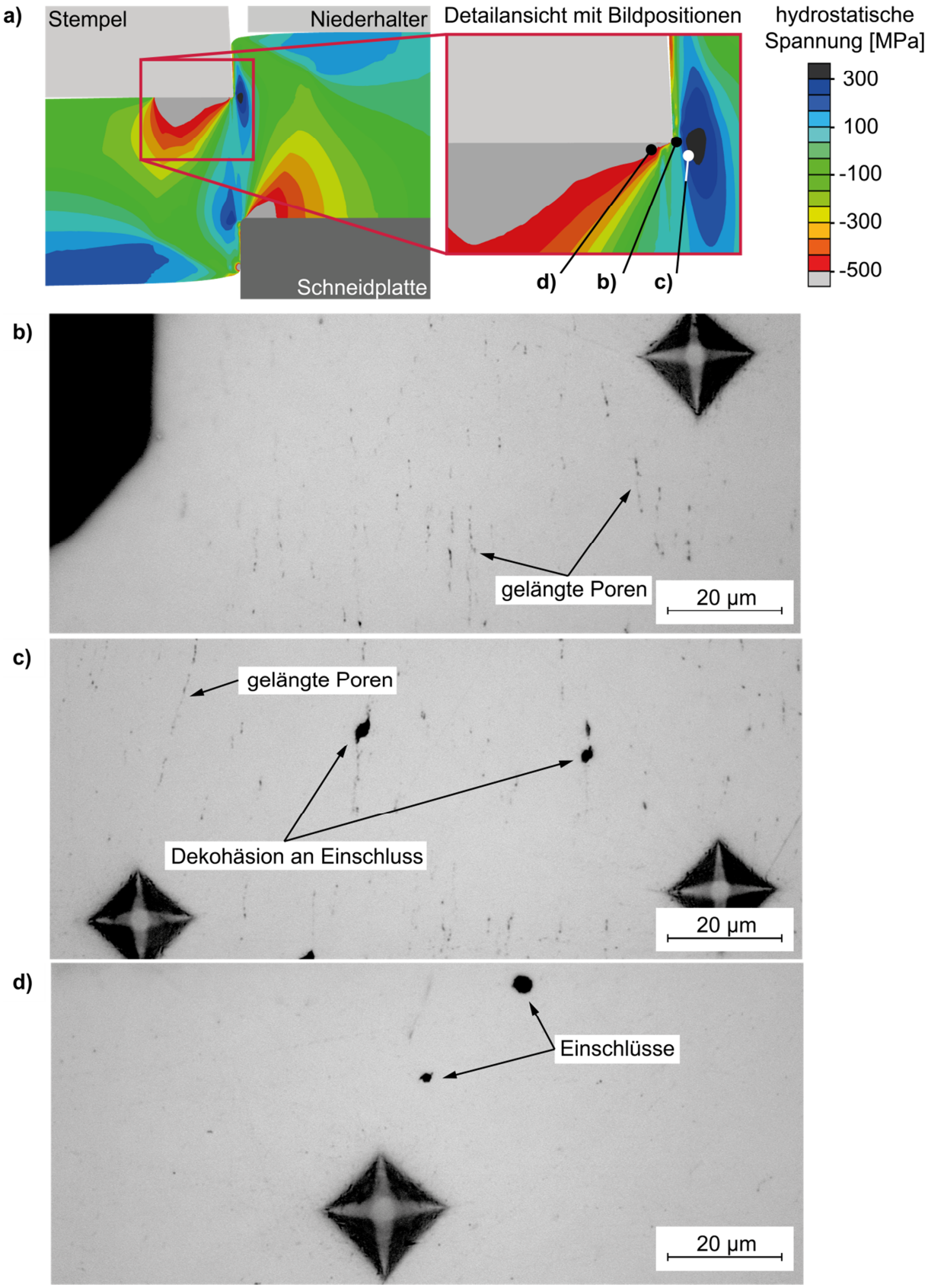


Abbildung 9.28: *a) Hydrostatischer Spannungszustand in der Scherzone; b), c) und d) Lokale Poren- und Mikrorissbildung im Bereich der Stempelschneidkante; (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,48 mm, Soll-Schneidgeschwindigkeit 70 mm/s)*

Der vorgestellte Mechanismus der Konzentration der Verformung auf das Gebiet der späteren Rissbildung ist in vergleichbarer Form auch in der Hochgeschwindigkeitsverformung anzutreffen. Huml bezeichnet den Effekt der Lokalisierung der Verformung in Kombination mit der Werkstoffentfestigung als „plastische Instabilität“ [HUML 76]. Im unter hohen Dehnraten verformten Werkstoffgefüge äußert sich dies in Gestalt eines sogenannten Scherbandes, entlang dem bevorzugt das Werkstoffversagen stattfindet [ROGE 79, NERZ 98, KRÜG 01, WRIG 02]. Die Scherbandbildung kann bei Dehnraten größer 10^2 1/s beobachtet werden [ODES 05, RYTT 08]. An der Stempelschneidkante werden bereits bei moderaten Schneidgeschwindigkeiten sehr hohe lokale Dehnraten erreicht [VAZ 02]. Subramonian et al. konnten in Finite-Elemente-Simulationen eines Scherschneidvorganges Dehnraten größer 10^3 1/s im Bereich der Schneidkanten bei einer Schneidgeschwindigkeit von 20 mm/s nachweisen [SUBR 13]. Die Erkenntnisse der Verformungslokalisierung auf das Gebiet der späteren Rissinitiierung bestätigen sich demnach auch aus der Auswertung von Literaturstellen.

Bislang wurde von einem konstanten Faktor β für die in Wärme übergehende plastische Verformungsarbeit ausgegangen (vgl. Formel 9-2). Tatsächlich ist dieser Faktor nicht konstant, sondern unter anderem eine Funktion der Temperatur, des Umformgrades, der Dehnrate und des Werkstoffes [BEVE 73, MASO 94, ROSA 00, RAVI 01]. Chrysochoss et al. und Zehnder et al. stellten in ihren Untersuchungen an Stählen fest, dass die Menge der in Wärme übergehenden plastischen Arbeit mit steigendem Umformgrad abnimmt [CHRY 89, ZEHN 98]. Übertragen auf das Scherschneiden würde dies eine mit steigender Eintauchtiefe des Stempels in das Blech sinkende Dissipation bedingen. Tendenziell verringert sich die schneidspaltabhängige Steigung der Temperaturverläufe in Abbildung 9.27 bis zur Lokalisierung der Verformung. Aufgrund der Überlagerung einer Vielzahl an Effekten während des Scherschneidprozesses, ist eine isolierte Beurteilung der Stärke des Einflusses des von der Formänderung abhängigen Faktors β allerdings nicht möglich.

9.5.2 Wirkung der Schneidgeschwindigkeit

Die Wärmeentwicklung aufgrund der Dissipation eines großen Anteiles der plastischen Verformungsarbeit in der Scherzone beim Scherschneiden ist mit Wärmeübertragungsvorgängen verbunden. Diese führen zu einem Transfer der Wärme in angrenzende Bereiche mit dem Bestreben Temperaturdifferenzen aus-

zugleichen, um in ein thermisches Gleichgewicht nach dem zweiten Hauptsatz der Thermodynamik zu gelangen [DAHL 93, BÖCK 06, GELL 06]. Folgende Mechanismen der Wärmeübertragung sind im Prozess des Scherschneidens zu berücksichtigen (Abbildung 9.29):

- Wärmeleitung in die anliegenden Blechwerkstoffbereiche und in die in Kontakt stehenden Werkzeugaktivelemente.
- Wärmeübertragung von den Oberflächen der erwärmten Aktivelemente und der Blechoberfläche an die Umgebungsluft in Form von Konvektion.
- Wärmestrahlung primär an die Umgebungsluft, aber auch zwischen Oberflächen unterschiedlicher Temperatur.

Wärmeübertragung durch Strahlung und Konvektion kann nur an den freien Oberflächen der Werkzeuge und des Werkstückes stattfinden. Schmierstoffe, die einen Wärmestrom in Richtung der Umgebung begünstigen könnten, wurden in diesen Untersuchungsreihen nicht eingesetzt. Die Beiträge dieser beiden thermischen Abläufe sind daher vernachlässigbar und ausschließlich Wärmeleitungsvorgänge sind im System Scherschneiden von Bedeutung.

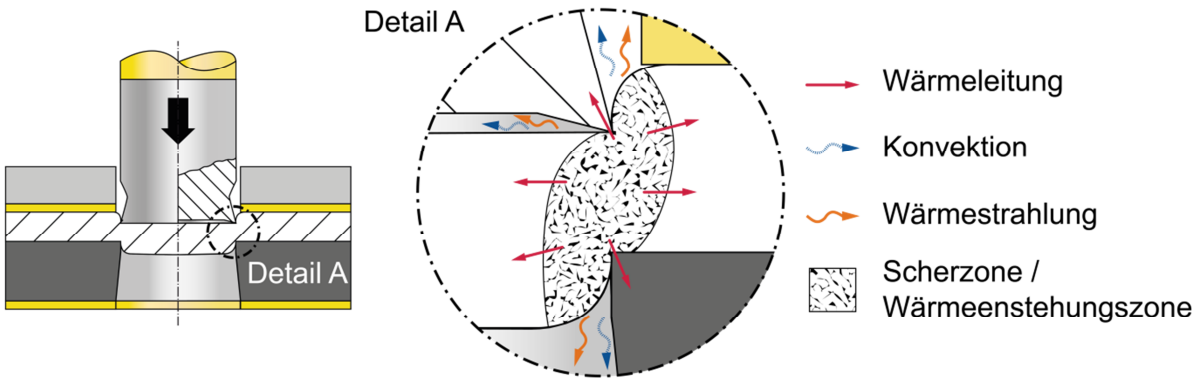


Abbildung 9.29: Wärmeübertragungsmechanismen beim Scherschneiden (Scherzone ist nicht maßstäblich dargestellt)

Das thermische Ungleichgewicht ist die Ursache für Wärmeströme, die stets von Bereichen höherer zu solchen tieferer Temperatur in und zwischen den Festkörpern gerichtet sind. Ein Wärmestrom beschreibt die pro Zeiteinheit übertragene Wärmemenge und quantifiziert somit den Wärmetransport. Die vereinfachte ein-

dimensionale Abschätzung des Wärmestromes senkrecht durch eine ebene konstante Fläche lässt sich wie folgt darstellen [MÜSS 02, DEMT 06, GELL 06]:

$$\dot{Q} = -\lambda \cdot A \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \qquad \textit{Formel 9-3}$$

mit

$\dot{Q}$	Wärmestrom [W]
A	Durchtrittsfläche [m²]
$\partial T/\partial x$	Temperaturgefälle in der Koordinatenrichtung x [K/m]
λ	Wärmeleitfähigkeit [W/(m·K)]

Aus Formel 9-3 wird deutlich, dass die Ausprägung des Wärmestroms diversen Einflussfaktoren unterliegt. Neben den thermischen Werkstoffkennwerten sind geometrische Verhältnisse zu berücksichtigen. Die übertragene Wärmemenge ist zudem abhängig vom zeitlich veränderlichen Temperaturunterschied zwischen den Betrachtungspunkten. So nähert sich beispielsweise die Temperatur bei einem Ausgleichsvorgang mit kleiner werdendem Temperaturunterschied exponentiell dem Gleichgewichtszustand.

Unter Verhältnissen, wie sie beim Scherschneidprozess auftreten, ist die zeitliche Entwicklung der Wärmeströme und folglich die Änderung der lokalen Temperaturunterschiede ein komplexer Vorgang. Während des Prozesses verändern sich kontinuierlich die geometrischen Verhältnisse wie beispielsweise die wärmeabführenden Querschnitte und Kontaktflächen zwischen dem Blech und den Werkzeugaktivelementen. Der graduelle Wärmeeintrag in der Scherzone infolge der Dissipation der plastischen Verformungsarbeit ändert sich über den Stempelweg. Dies führt zu einer ungleichmäßigen räumlichen Entstehung und Abfuhr der Wärme. Ausgehend von der Zone der Wärmeentstehung bilden sich demzufolge im Blech und in den Werkzeugelementen sowohl zeitlich als auch geometrisch variierende Temperaturfelder aus, die ausschließlich mit instationären Wärmeleitungsvorgängen beschrieben werden können. Welche Temperaturverteilung als Funktion des Ortes und der Zeit auftritt, wird zum einen von der Menge der in Wärme dissipierenden Schneidarbeit bestimmt, zum anderen von der Verteilung der Wärme im Blech und in den Werkzeugelementen infolge von Wärmeleitung. Auch die Wärmespeicherung in den Körpern selbst, welche durch die Kennzahl der Wärmekapazität charakterisiert

ist, und der Wärmeübergang an den Kontaktstellen Blech und Werkzeug sind dabei maßgebend.

Die instationären Wärmeübertragungsphänomene wurden in einer Finite-Elemente-Simulation nachgebildet, da eine analytische Lösung der Fourier‘schen Differenzialgleichung nur grobe Anhaltswerte unter hohem Rechenaufwand liefern kann [ERFU 79, POLI 05]. Wie aus den Verläufen der Isothermen in Abbildung 9.30 zu entnehmen, benötigt die Wärme eine gewisse Zeit, um aus der Scherzone abgeleitet zu werden. Das Werkstoffvolumen, in dem der anteilig größte Betrag der verrichteten plastischen Umformarbeit in Wärme gewandelt wird, ist von der Isotherme maximaler Temperatur eingeschlossen und befindet sich bei allen Geschwindigkeiten zwischen den beiden Schneidkanten. Das äußerste Temperaturprofil im Blech und den Aktivelementen markiert den Übergang in Bereiche konstanter Raumtemperatur. Außerhalb dieser Isotherme gibt es folglich auch keine Wärmeströme. Um die Wärmeleitung in angrenzende Werkstoffbereiche hervorzuheben, wurde keine einheitliche Skalierung in den Darstellungen verwendet, sondern jedem Simulationsergebnis wurde eine eigene Skala zugeordnet.

Kleine Werte der Schneidgeschwindigkeit unterstützen die Ableitung der generierten Wärme aus der Verformungszone. Trotz einer geringeren maximalen Temperatur in der Scherzone und somit eines kleineren Temperaturgradienten, der nach Formel 9-3 entscheidend für die Stärke des Wärmestromes verantwortlich ist, kennzeichnet ein räumlich ausgedehntes Temperaturfeld niedrige Schneidgeschwindigkeiten. Speziell im Blechwerkstoff zeigt die Verteilung der Isothermen diesen Zusammenhang der Erwärmung entfernter Werkstoffvolumina (Abbildung 9.30). Infolge der permanenten Abfuhr der Wärme aus der Scherzone während des Schneidvorganges wird nicht nur die maximale Temperatur in der Scherzone gesenkt, sondern auch die gemessene Temperatur an der Stempelschneidkante reduziert. Der Vergleich der Flächen innerhalb der Isotherme maximaler Temperatur veranschaulicht dies: Durch den Wärmeübergang in den Stempel und die Matrize wird die Zone maximaler Temperatur in Stempelvorschubrichtung zwischen den Schneidkanten gestaucht. Geringere Temperaturwerte an der Stempelschneidkante bei langsamer Prozessgeschwindigkeit sind das Resultat. Ergänzend ist in Abbildung 9.30 eine weitere Schneidgeschwindigkeit, die wegen des eingeschränkten Geschwindigkeitsbereiches der hydraulischen Presse nicht experimentell betrachtet werden konnte, jedoch

häufig bei Schneidanwendungen auf schnelllaufenden Pressen vorzufinden ist, aufgeführt. Die Isothermen sind auf einen noch engeren Bereich um die Zone der maximalen plastischen Verformung konzentriert. Diese Konzentration illustriert nachdrücklich den gewichtigen Einfluss einer Geschwindigkeitssteigerung.

Mit zunehmender Wärmeabfuhr bei geringen Schneidgeschwindigkeiten vermindert sich der Temperaturgradient zwischen dem wärmeabführenden Werkstoffvolumen und den umgebenden Werkstoffbereichen. Daher ergibt sich mit sinkenden Schneidgeschwindigkeiten eine sich der Raumtemperatur nähernde maximale Temperatur, wie die Temperaturwerte bei allen Schneidspalteinstellungen in Abbildung 9.16 veranschaulichen. Die Annäherung an die Umgebungstemperatur nimmt allerdings bei sehr langsamen Geschwindigkeiten einen asymptotischen Verlauf.

Folglich wird bei sehr langsamen Schneidgeschwindigkeiten beziehungsweise quasistatischen Schneidvorgängen ein großer Anteil der in Wärme umgesetzten Umformarbeit in die angrenzenden Werkstoffbereiche abgeleitet. Es herrschen allerdings nur annähernd isotherme Verhältnisse in der verformten Zone, da die Wärme mit einem endlichen Wärmestrom übertragen wird. Erhöhte Prozessgeschwindigkeiten führen hingegen dazu, dass die innerhalb eines kurzen Zeitintervalls in Wärme gewandelte Verformungsarbeit nur noch begrenzt durch die zeitabhängige Wärmeleitung abgeführt werden kann. Ein quasi-adiabatischer Zustand in der Scherzone, der durch eine Abwesenheit von Wärmeströmen gekennzeichnet ist, kann bei hohen Schneidgeschwindigkeiten daraus resultieren.

Anschaulich wird die Zeitabhängigkeit des Wärmetransportes auch anhand von Temperaturverläufen bei identischem Schneidspaltmaß, jedoch variierten Schneidgeschwindigkeiten (Abbildung 9.31). Die Prozessdauer der einzelnen Schneidvorgänge unterscheidet sich dabei gravierend. Der Vorgang bei der geringsten Geschwindigkeit dauert 0,86 Sekunden. Hingegen verkürzt sich die Prozesszeit bei der hohen Schneidgeschwindigkeit um den Faktor 9,4 auf nur 0,09 Sekunden. Bereits sofort nach der Herstellung eines innigen elektrischen Kontaktes zwischen Blech und Stempelschneidkante äußert sich die Ableitung der reibinduzierten Wärme. Bei einer Geschwindigkeit von 7 mm/s startet die Temperaturkurve bei Raumtemperatur und nicht bei einer leicht erhöhten Temperatur.

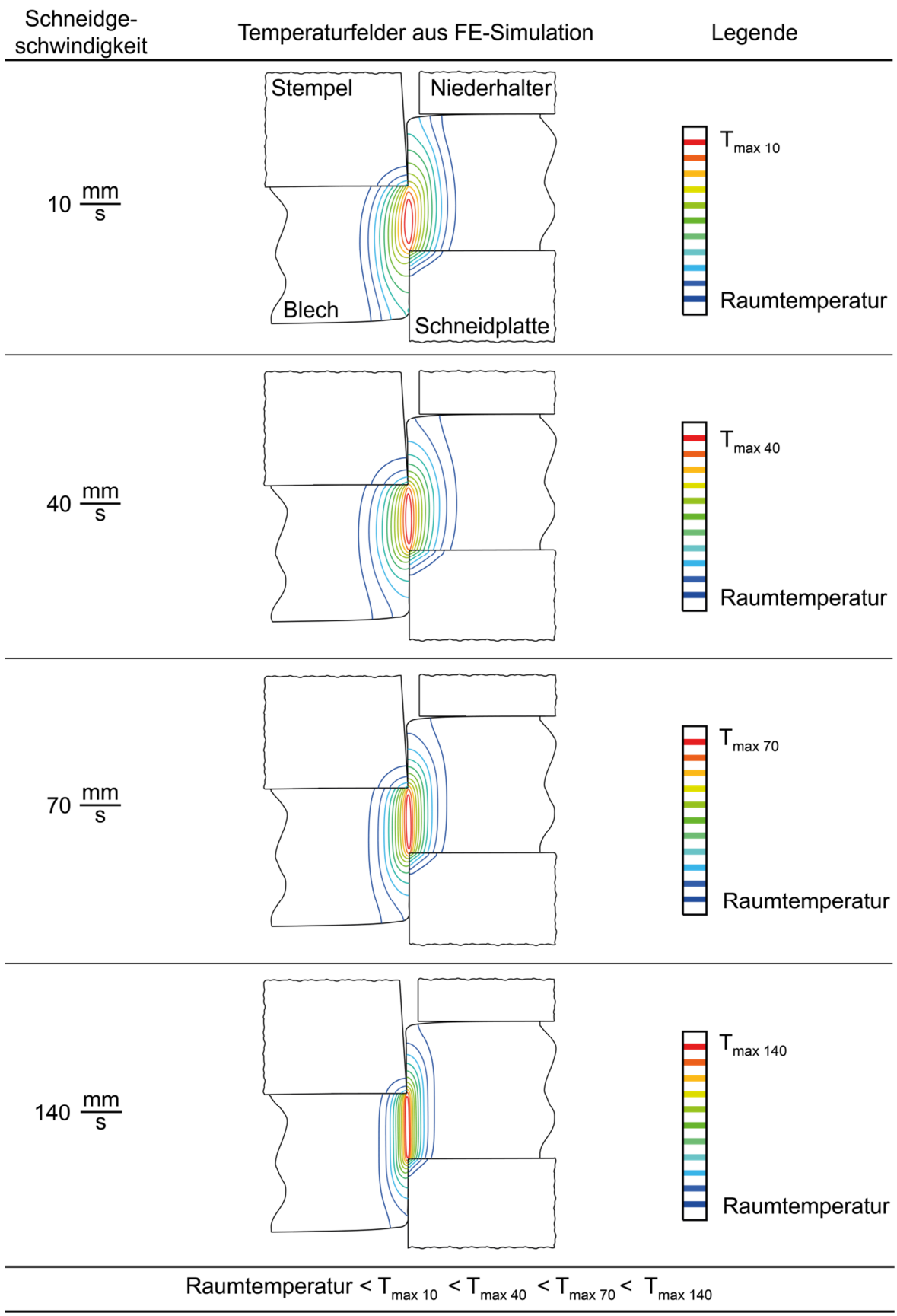


Abbildung 9.30: Simulationsergebnis zum Temperaturfeld in der Scherzone und den Aktivelementen bei identischer Eintauchtiefe des Stempels (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,06 mm)

Im Gegensatz zu den Temperaturkurven bei einer Blechdicke von 4 mm (vgl. Abbildung 9.27) ist bei 6 mm Blechdicke der sprunghafte Anstieg am Ende des Schneidvorganges kurz vor dem Riss weniger stark ausgeprägt. Sowohl am Stanzgitter als auch am Butzen bilden sich bei diesem Schneidspaltmaß unabhängig von der Schneidgeschwindigkeit nahezu über die ganze Blechdicke plastisch verformte Bereiche aus (Abbildung 9.20, Abbildung 9.24), sodass die Trennung erst im Grat erfolgt. Eine Lokalisierung und Porenbildung, die eine Erschöpfung des Formänderungsvermögens voraussetzt, findet daher nur begrenzt statt. Die charakteristische Rissinitiierung im Stempelkraftverlauf ist aus diesem Grund auch nicht ausgeprägt.

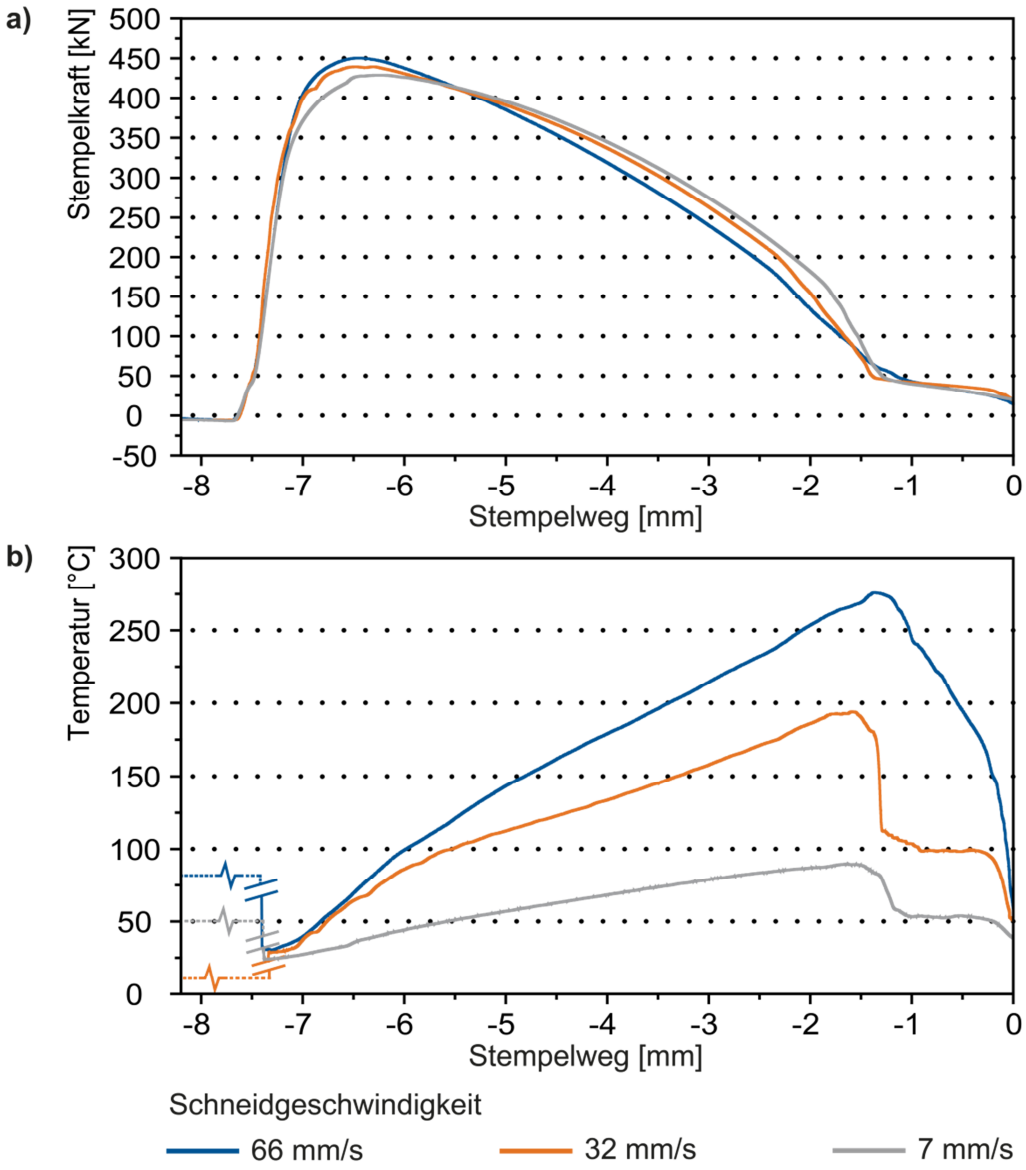


Abbildung 9.31: Verlauf der Schneidkraft (a) und der Blitztemperatur (b) bei unterschiedlichen Schneidgeschwindigkeiten (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,06 mm)

Neben der Temperatur sind Veränderungen in den korrespondierenden Schneidkraftkurven in Abbildung 9.31 a ungeachtet einer gleichartigen Ausbildung der plastisch verformten Schnittflächenbereiche (vgl. Abbildung 9.20) zu verzeichnen. Durch die Temperatur- und Dehnratenabhängigkeit der mechanischen Werkstoffeigenschaften von Stahlwerkstoffen treten zwei gegenläufige Effekte auf. Die Verformungsverfestigung infolge der Erhöhung der Versetzungsdichte mit steigender Formänderung ist in den Kraftverläufen im Anschluss an die elastische Verformung im ansteigenden, degressiv verlaufenden Abschnitt zu erkennen. Ergänzend äußert sich dort der Einfluss der Formänderungsgeschwindigkeit auf die Fließspannung. Aufgrund der gleichzeitig ablaufenden Ver- und Entfestigungsmechanismen bestimmt die Verformungsgeschwindigkeit das mechanische Werkstoffverhalten [MACH 78, DOEG 86, DAHL 93]. Bei höherer Schneidgeschwindigkeit nimmt daher die Fließspannung des Blechwerkstoffes und demgemäß die Schneidkraft zu. Verfestigungsvorgänge dominieren das Werkstoffverhalten bis zu einem Stempelweg von -5,5 mm.

Mit zunehmender Eintauchtiefe des Stempels und Umformung ist jedoch anhand der geringeren Schneidkraft eine Abnahme der Werkstofffestigkeit bei erhöhten Schneidgeschwindigkeiten festzustellen (Abbildung 9.31 a). Je höher die Schneidgeschwindigkeit, desto weniger Wärme wird aus der Scherzone abgeleitet und thermisch aktivierte Mechanismen im Werkstoff kommen zum Tragen. In der beträchtlich erwärmten Scherzone wird die Bewegung der Versetzungen erleichtert und somit die Fließspannung herabgesetzt [LEE 06, RÖSL 08]. Zusätzlich führt eine dynamische Erholung zu einer Entfestigung in der verformten und erwärmten Zone während des Schneidprozesses. Die dynamische Erholung kann bereits während der Verformung auftreten, da die dabei stattfindende Umlagerung von Versetzungen sehr schnell abläuft [KIEN 68, ECKS 77, DAHL 93, GOTT 07]. Die Stärke der wirkenden Entfestigungsvorgänge ist eine Funktion der bereitgestellten Aktivierungsenergie respektive der Höhe der Temperatur [KRAB 82, KRÜG 01]. Aus diesem Grund ist bei der dargestellten Geschwindigkeit von 66 mm/s die größte Änderung zu verzeichnen. Parallel zur Entfestigung laufen weiterhin Verfestigungsvorgänge im Blechwerkstoff ab. In Ergebnissen einer Mikrohärtemessung ist dies an einem zunehmenden Anstieg der Härte gegen Ende des Schneidvorganges auch bei hohen Schneidgeschwindigkeiten zu erkennen (Abbildung 9.32).

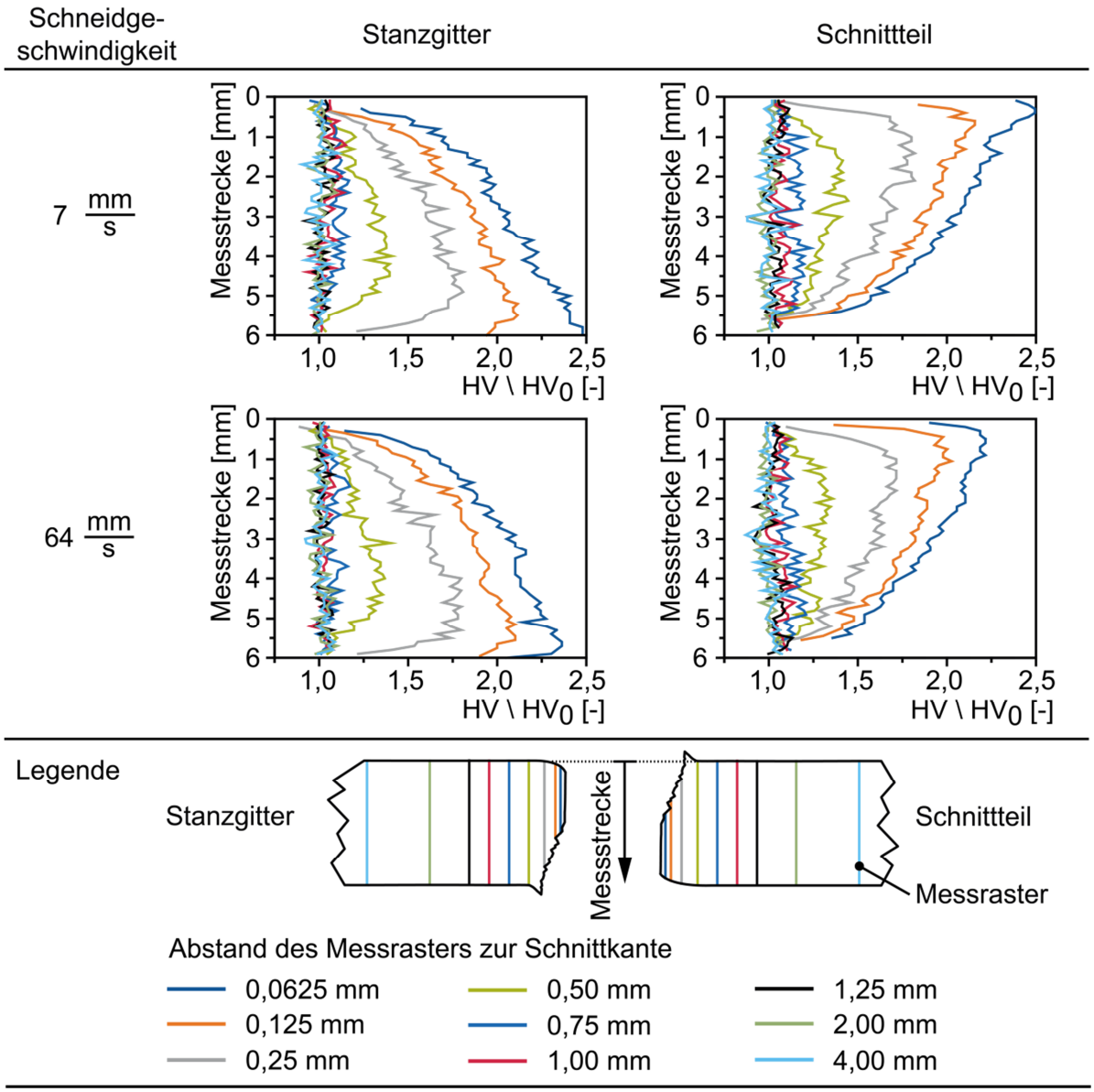


Abbildung 9.32: Verlauf der auf die Grundhärte HV_0 bezogenen Mikrohärte HV bei unterschiedlichen Schneidgeschwindigkeiten (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,06 mm)

Im Anschluss an den Schneidvorgang finden in den verformten Bereichen des ausgeschnittenen Teiles und des Stanzgitters weitere statische Erholungsvorgänge statt, solange die vorherrschenden Temperaturen für eine thermische Aktivierung ausreichen. Die Ableitung der Wärme aus der Verformungszone begrenzt die Dauer der Erholung nach dem Trennvorgang. Da die Rekristallisation sehr stark von der Zeit und der Höhe der Temperatur abhängig ist sowie erst nach einer gewissen Zeitspanne einsetzt [JÄNI 84, GOTT 07], ist ihr Auftreten sehr unwahrscheinlich. Hohe Temperaturen während des Scherschneidens ändern demzufolge die mechanischen Eigenschaften des verformten Blechwerkstoffes. Die Eigenschafts-

änderung lässt sich aus einem Vergleich der Härte in der Verformungszone verfolgen, wie Abbildung 9.32 belegt. Die Verminderung und Umordnung der Versetzungen durch Erholungsvorgänge reduziert die Gitterverzerrung und demnach die kaltverfestigte Werkstoffhärte. Wie stark die statische und die dynamische Erholung jeweils zur Entfestigung beitragen, kann aus den Härtemessungen nicht abgeleitet werden. Es kann jedoch eindeutig nachgewiesen werden, dass thermisch aktivierte Vorgänge – und nicht beispielsweise geometrische Verhältnisse an der Schnittfläche – den Stempelkraftverlauf beeinflussen.

Die Abnahme der Werkstofffestigkeit bei hohen Schneidgeschwindigkeiten führt auch zu einer Senkung der aufzuwendenden Schneidarbeit (Abbildung 9.33). Die Standardabweichung der in Abbildung 9.33 aufgelisteten Schneidarbeit beträgt maximal 1,8 % des Mittelwertes und wird daher nicht gesondert in der Grafik aufgeführt.

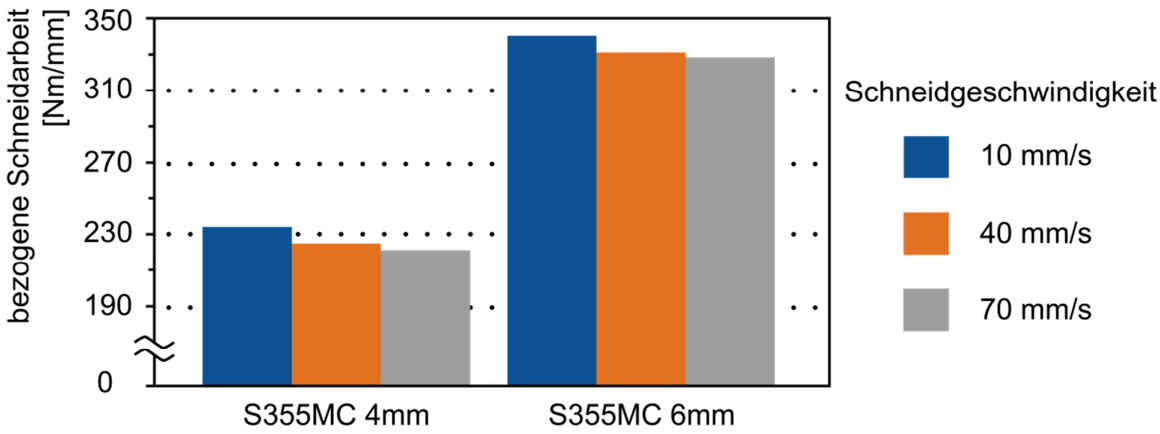


Abbildung 9.33: Veränderung der auf die Blechdicke bezogenen Schneidarbeit in Abhängigkeit von der Schneidgeschwindigkeit (Schneidspalt 0,06 mm)

9.5.3 Wirkung der Blechdicke

Durch die Wahl zweier Dicken des Feinkornbaustahles S355MC mit annähernd gleicher Ausbildung des Werkstoffgefüges (siehe Abbildung 5.1) kann der Zusammenhang zwischen Blechdicke und Höhe der Temperatur herausgearbeitet werden. Die Vergleichbarkeit hinsichtlich der thermischen Eigenschaften, im Speziellen der Wärmeleitfähigkeit, ist nach Tabelle 5.4 ebenfalls gewährleistet. Für den Werkstoff der Dicke 6 mm wird im direkten Vergleich stets eine höhere maximale Temperatur gemessen. Dies ist auf zwei bereits erläuterte Mechanismen zurück-

zuführen. Bezogen auf die Blechdicke wirkt bei dem dickeren Blech in allen Einstellungen ein um den Faktor 1,5 kleinerer Schneidspalt. Neben einer kleineren Scherzone sind damit primär ein längeres plastisches Fließen des Werkstoffes und eine geringere Durchbiegung des Schnittteiles unter der Stirnfläche des Stempels verbunden. Höhere Glattschnittanteile bilden sich deshalb an den Schnittflächen bei dem Blech der Dicke 6 mm aus und die Schneidarbeit kann demgemäß über einen längeren Stempelweg in der Scherzone in Wärme umgesetzt werden. In Abbildung 9.20 verdeutlichen dies die prozentual auf die Blechdicke bezogenen Glattschnittanteile in Abhängigkeit von der Schneidgeschwindigkeit und dem Schneidspaltmaß für beide Blechdicken.

Unter Vernachlässigung der schneidspaltabhängigen Größe der Scherzone wird der Grad der plastischen Formänderung nur durch die Eintauchtiefe des Stempels und nicht durch die Blechdicke bestimmt. Da das verbleibende Werkstoffvolumen der Scherzone mit dem Eintauchen des Stempels reduziert wird, jedoch durchgehend eine Wärmeeinbringung stattfindet, steigen die Temperaturen mit dem Stempelweg fortschreitend an. Das größere zu erwärmende Werkstoffvolumen der Scherzone des dickeren Bleches wird durch einen erhöhten Schneidarbeitsbedarf ausgeglichen (vgl. Abbildung 9.22). Die Temperaturentwicklung ist somit, wie aus Abbildung 9.34 zu entnehmen, bis zum Auftreten erster Mikrorisse bei beiden Blechdicken annähernd identisch. Die Bildung von Poren und Rissen im Blechwerkstoff der Dicke 4 mm äußert sich im Stempelkraftverlauf bei einem Stempelweg von circa -3,1 mm in einem Knick des Verlaufes. Für eine bessere Gegenüberstellung der Kurven sind in Abbildung 9.34 die Stempelwege des dünneren Bleches verschoben und daher gesondert angegeben.

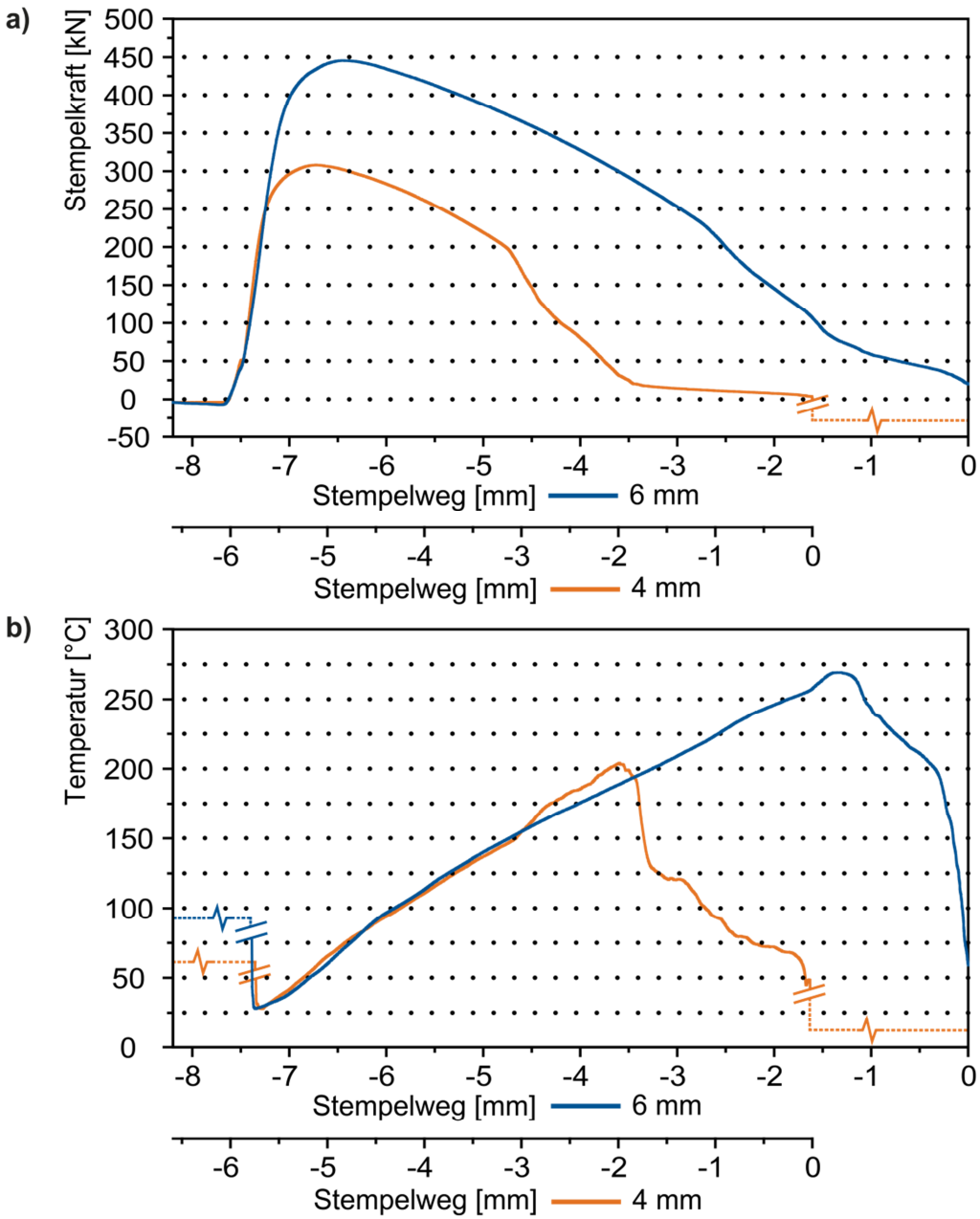


Abbildung 9.34: Verlauf der Schneidkraft (a) und der Blitztemperatur (b) über den Stempelweg bei unterschiedlichen Blechdicken (Schneidspalt 0,06 mm, Schneidgeschwindigkeit 65 mm/s (Blechdicke 4 mm) und 62 mm/s (Blechdicke 6 mm))

9.5.4 Wirkung der Beölung

Wie in den Parameteruntersuchungen ohne den Einsatz von Schmierstoff, konnte unter beölten Bedingungen die Temperatur ebenfalls einwandfrei gemessen werden. Zwischen den Oberflächen des Stempels und des Blechwerkstoffes muss demnach ein inniger elektrischer und mechanischer Kontakt existieren. Die Oberflächen sind somit nur partiell von einem Schmierstofffilm benetzt und einzelne Rauheitshügel

berühren sich. Dieser Zustand, in dem sich Mikrokontakte unmittelbar berühren und die Zwischenräume der Rauigkeiten als Schmierstoffreservoir dienen, entspricht den Verhältnissen einer Mischreibung (Abbildung 9.35). Die Belastung wird dabei nur teilweise vom Schmierfilm hydrodynamisch oder elastohydrodynamisch aufgenommen [WIEG 60, CZIC 10, SOMM 10].

Eine elektrisch leitende Verbindung zwischen dem Blech und dem Stempel über den Schmierstoff in den Reservoirs kann ausgeschlossen werden. Die elektrische Leitfähigkeit der eingesetzten Schmierstoffe (vgl. Tabelle 5.6) liegt im Bereich der Nichtleiter, zu denen Materialien mit einer elektrischen Leitfähigkeit kleiner dem Wert 10^{-8} $\Omega^{-1}\cdot m^{-1}$ zählen [GRÄF 93].

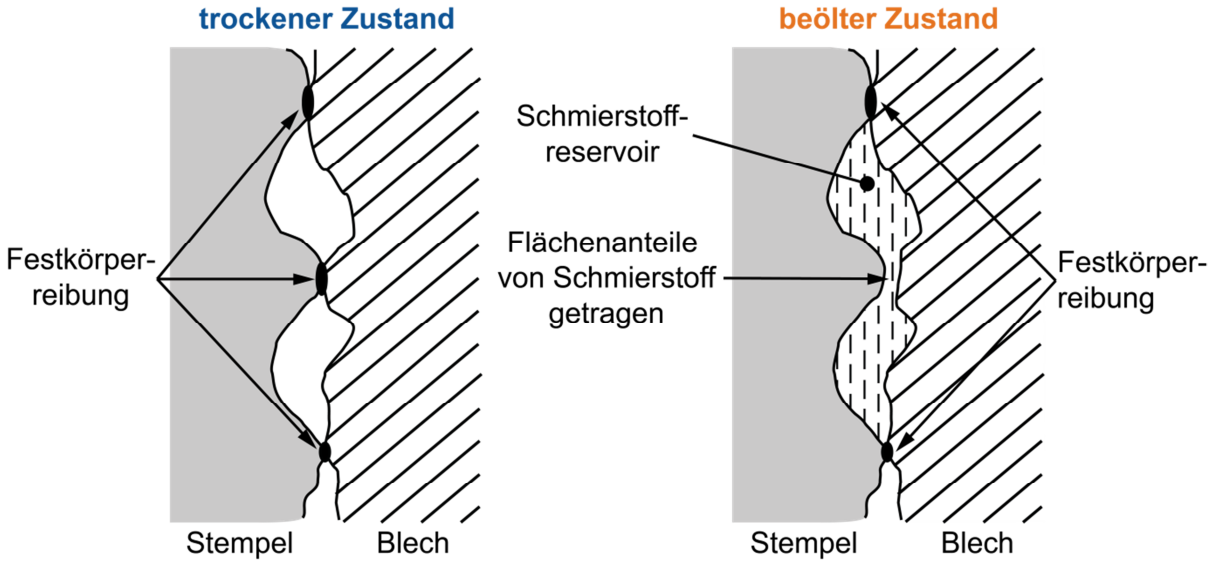


Abbildung 9.35: Kontaktverhältnisse zwischen Stempel- und Blechoberfläche mit und ohne Schmierstoffeinsatz

Unter der Annahme einer rein elastischen Formänderung des Stempelwerkstoffes und einer elastischen und plastischen Verformung des Bleches werden partiell an den Schmierstoffreservoirs Formänderungen insbesondere in das Blech eingeleitet. Der partielle Schmierstofffilm trägt folglich zur Kraftübertragung zwischen der Werkzeug- und der Blechoberfläche bei, wodurch der Flächenanteil der metallischen Berührung in Bezug auf den trockenen, beölungsfreien Zustand verkleinert wird (Abbildung 9.35). Die Konzentration des Kontaktes auf wenige Rauheitshügel, die elastisch und plastisch verformt werden, führt zu veränderten elektrischen Bedingungen. Wie in Kapitel 7.1.2 eingehend erläutert, entspricht die gemessene Temperatur einem gewichteten Mittel vieler Einzeltemperaturen. Durch die Redu-

zierung der Anzahl metallischer Berührpunkte an Stellen, an denen mit den höchsten mechanischen Drücken zu rechnen ist, fließen nur noch wenige Messpunkte mit schlechtem elektrischen Kontakt und geringer Temperatur in die gewichtete Messung mit ein. Höhere Temperaturspitzen bei einer Verwendung von Schmierstoffen sind die Folge.

Auch unter identischen Prozessparametern ist eine ausschließliche Betrachtung der Temperaturwerte nicht ausreichend, da stets die Ausbildung der Schnittfläche in Kombination mit der verrichteten Schneidarbeit gewichtige Einflussfaktoren für die Höhe der Temperatur sind. Die Schnittflächen weisen unabhängig vom aufgetragenen Schmierstoff die quantitativ gleichen Ausprägungen wie Schnittflächen ohne Beölung auf. Die Schneidarbeit reduziert sich jedoch bei beiden Ölen um rund 11 % im Vergleich zum trockenen Scherschneidvorgang (Abbildung 9.36).

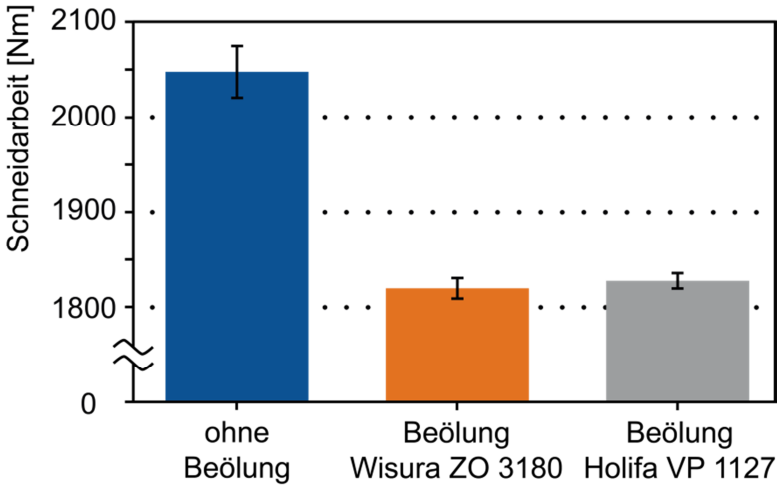


Abbildung 9.36: Einfluss der Beölung auf die Schneidarbeit mit Angabe der Standardabweichung (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,06 mm)

Durch den Schmierstoffauftrag wird die Reibung zwischen dem in den Schneidplattenkanal geschobenen Schnittteil und der Lochwandung der Matrize verkleinert. Dies trägt zu einer Herabsetzung des Reibanteiles an der Schneidarbeit im geschmierten Zustand bei. Der Abstand zwischen dem Stempelkraftverlauf ohne Beölung und den Verläufen mit Schmierstoffauftrag auf das Blech wird daher nach dem Überschreiten des Schneidkraftmaximums kontinuierlich größer (Abbildung 9.37 a). Die Reibungseinflüsse zwischen dem Matrizenkanal und dem Schnittteil sind erst nach einem gewissen Stempelweg im Kraftverlauf erkennbar und werden demzufolge von der geometrischen Ausbildung der Schnittfläche bestimmt. Erst im

Anschluss an den Kanteneinzug bildet sich der Glattschnittbereich am Schnittteil aus, der mit der Wandung des zylindrischen Schneidplattenkanales in Reibkontakt steht. Ferner ist aufgrund der höheren Reibung eine größere Ausschubkraft bei den Versuchen ohne Beölung aufzubringen, wie der markierte Bereich in Abbildung 9.37 a erkennen lässt.

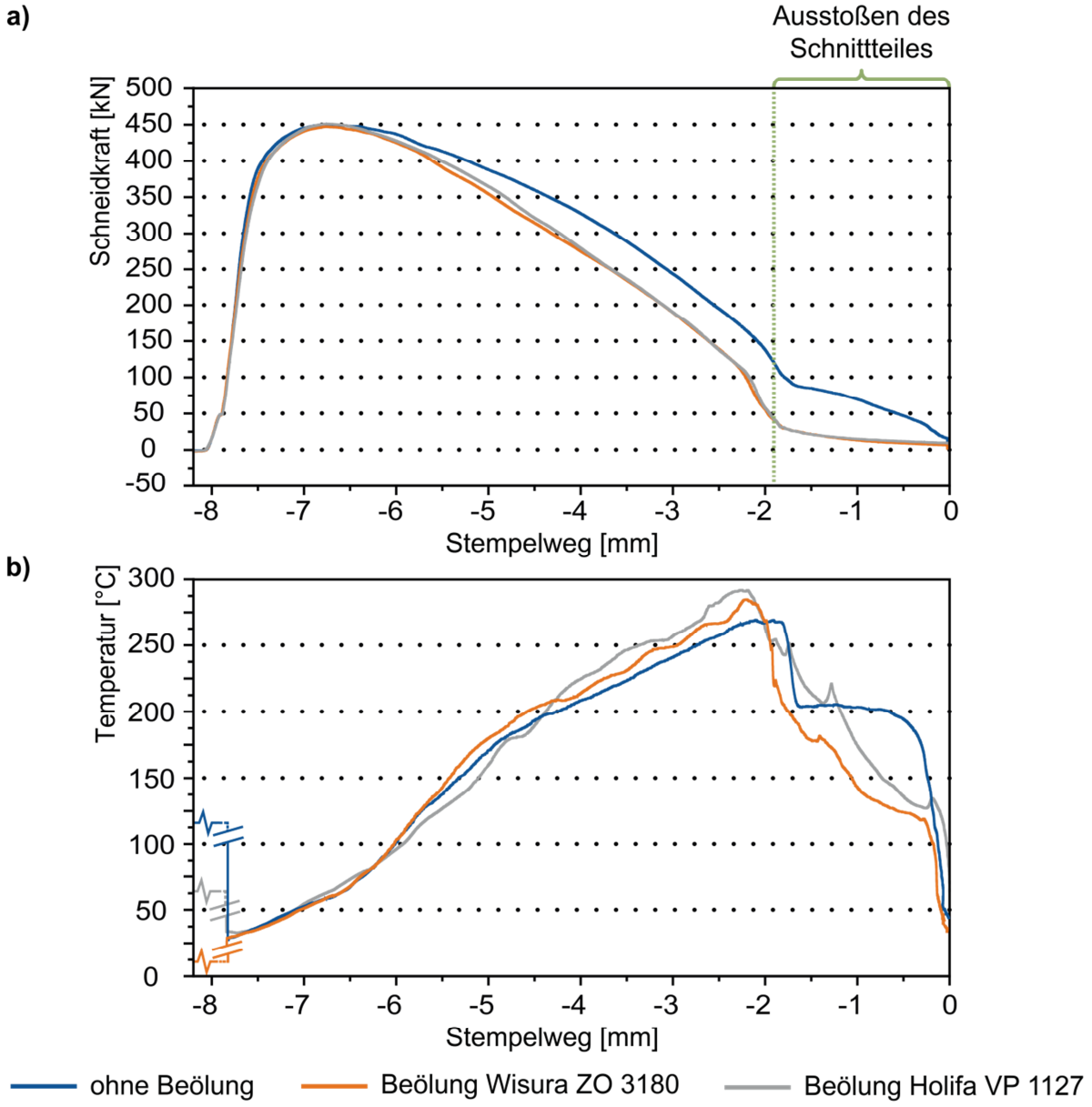


Abbildung 9.37: Verlauf der Stempelkraft (a) und Blitztemperatur (b) über den Stempelweg bei unterschiedlichen Beölungszuständen (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,06 mm)

Im Temperaturverlauf äußert sich der Schmierstoffeinfluss erst nach dem Überschreiten des Schneidkraftmaximums (Abbildung 9.37 b). Beim Auftreffen des Stempels auf die Blechoberfläche wird das Schmieröl im Bereich der Schneidkante in

radialer Richtung verdrängt. Unmittelbar an der Schneidkante befindet sich aus diesem Grund zunächst kaum Öl. Kontaktbedingungen wie im trockenen Zustand kennzeichnen den Verlauf der Temperatur. Mit dem Absinken der Schneidkraft im weiteren Verlauf des Scherschneidprozesses verändern sich fortwährend die Kontaktspannungen zwischen Stempel und Blech. Maßgebend für die Ausbildung eines Schmierfilmes ist neben der örtlichen Viskosität des Schmierstoffes, der Gleitgeschwindigkeit und der Geometrie der Oberflächen die Pressung im Kontakt [NIEM 05, CZIC 10]. Der auf der Blechoberfläche unter der Stempelstirnfläche haftende Schmierstoff kann unter den wechselnden Kontaktbedingungen in die Berührflächen an der Schneidkante gezogen werden. Dies führt zu einer Änderung der Schmierverhältnisse. Die Anzahl an Berührpunkten zwischen dem Stempelwerkstoff und dem Blech sowie die Ausdehnung der Schmierstoffreservoirs ändern sich dadurch permanent. Ein merklich schwankender Temperaturverlauf ist festzustellen.

10 Zusammenfassung und Ausblick

Während eines Scherschneidvorganges dissipiert ein großer Teil der aufzuwendenden Schneidarbeit in der Verformungszone in Wärme und führt zu einer merklichen Erwärmung des Blechwerkstoffes und der Werkzeugelemente. Die Höhe der Temperatur kann vielfältige Auswirkungen auf den Scherschneidprozess haben. Bislang konnte jedoch keine konkrete Aussage über die tatsächliche Temperaturerhöhung und den Temperaturverlauf getroffen werden. In der vorliegenden Arbeit wurde nun erstmals in Abhängigkeit diverser Verfahrensparameter die Blitztemperatur an der Stempelschneidkante über den Schneidvorgang hinweg zeitaufgelöst ermittelt. Diese Arbeit liefert somit einen zentralen Beitrag für ein verbessertes Verständnis des Scherschneidprozesses. Die neuen Erkenntnisse können zudem entscheidend zur Optimierung der gesamten Fertigungsstrategie, von der simulationsgestützten Prozessauslegung bis hin zur Wahl belastungsgerechter Werkzeugwerkstoffe und Prozessparameter, beim Scherschneiden beitragen.

Aufgrund der begrenzten Zugänglichkeit der Messstelle, der auftretenden sehr großen örtlichen und zeitlichen Temperaturgradienten und der hohen mechanischen Belastungen an der Schneidkante werden an die benötigte Temperaturmesstechnik höchste Anforderungen gestellt. Der Einsatz kommerziell erhältlicher Systeme war deshalb nicht zielführend. Im Rahmen dieser Untersuchung wurde aus diesem Grund ein Messkonzept zur Ermittlung der Temperaturänderung an der Kontaktstelle zwischen der Schneidkante des Stempels und dem Blechwerkstoff während des Scherschneidprozesses entwickelt und aufgebaut. Das Konzept beruht auf einem Werkzeug-Werkstück-Thermoelement, in dem der Scherschneidstempel und der Blechwerkstoff die beiden Schenkel des Thermoelementes bilden. Es wird folglich der thermoelektrische Seebeck-Effekt zur Temperaturmessung ausgenutzt. Ein Zusammenhang zwischen der am Werkzeug-Werkstück-Thermoelement gemessenen Thermospannung und der in der Scherzone anzutreffenden absoluten Temperatur konnte in einer eigens dafür konzipierten Kalibriervorrichtung hergestellt werden. Ergänzend wurde mit den an der Kalibriervorrichtung aufgezeichneten Daten und den Kennwerten der messtechnischen Peripherie des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes die Genauigkeit der Temperaturmessung in Form einer temperaturabhängigen Messunsicherheit ermittelt.

Die Ermittlung der Temperatur an der Schneidkante des Stempels erfolgte in experimentellen Scherschneidversuchen in Abhängigkeit vom Schneidspalt, von der Schneidgeschwindigkeit und von der Beölung des Bleches. Für die Untersuchungen stand ein Feinkornbaustahl (S355MC) in den Blechdicken 4 und 6 mm zur Verfügung. Zeitsynchron zur Erfassung der Temperatur an der Stempelschneidkante durch das Werkzeug-Werkstück-Thermoelement wurden weitere wichtige Prozesskenngrößen wie die Schneidkraft und der Stempelweg zur umfassenden Charakterisierung der Vorgänge aufgezeichnet. Unterstützend wurde zur besseren Interpretation der Messungen der Scherschneidvorgang in einer Finite-Elemente-Simulation nachgebildet.

Die Auswertung der experimentellen Versuchsreihen hat gezeigt, dass die gemessene Temperatur an der Stempelschneidkante stets einen charakteristischen Verlauf über den Schneidvorgang hinweg aufweist. Dieser ist durch einen gleichmäßigen kontinuierlichen Anstieg der Temperatur mit steigender Eintauchtiefe des Stempels in das Blech gekennzeichnet. Die Temperaturerhöhung resultiert aus dem stetigen Übergang eines Teiles der Schneidarbeit in Wärme unter einer gleichzeitigen Abnahme des Schervolumens. Der Verlauf ändert sich mit der Ausbildung von Poren und Mikrorissen im Gefüge. Poren und Mikrorisse bewirken eine Lokalisierung der Verformung, wodurch die Temperatur stärker ansteigt. Das Temperaturmaximum an der Stempelschneidkante wird bei Eintritt des Blechwerkstoffbruches erreicht. An der Schneidkante des Stempels entstehen Temperaturen über Raumtemperatur, deren Höhe von der Schneidgeschwindigkeit, dem Schneidspalt, den geometrischen Bedingungen der plastisch verformten Zone und der Beölung abhängig ist. Die genaue Wirkung der einzelnen Einflussgrößen konnte in Parameterstudien herausgearbeitet werden.

Durch den Schneidspalt wird das Formänderungsvermögen des Blechwerkstoffes und folglich auch die geometrische Ausbildung der Schnittfläche maßgeblich bestimmt. Mit kleiner werdendem Schneidspalt erhöht sich die plastisch geformte Glattschnittzone und mehr Schneidarbeit muss für den Schneidvorgang aufgebracht werden. Ein größerer Anteil der Schneidarbeit kann daher in Wärme dissipieren. Höhere Temperaturen an der Schneidkante sind das Resultat. Zudem wird vom Schneidspalt die Größe des Bereiches, in dem die Schneidarbeit in Wärme übergeht, festgelegt. Je kleiner der Schneidspalt, desto kleiner ist das Werkstoffvolumen, in

dem die plastischen Formänderung stattfindet. Eine Konzentration der Temperaturentwicklung auf ein kleineres Volumen führt zu einer weiteren Erhöhung der Temperaturen bei kleinen Schneidspaltmaßen.

Der Prozessparameter Schneidgeschwindigkeit beeinflusst die zeitabhängige Ableitung der Wärme aus den plastisch verformten Blechwerkstoffbereichen. Primär wird die in Wärme gewandelte Schneidarbeit durch Wärmeleitung in den angrenzenden Blechwerkstoff und die Werkzeugaktivelemente abgeführt. Bei hohen Schneidgeschwindigkeiten ist aufgrund der kurzen Prozessdauer nur eine geringe Wärmeabfuhr aus dem verformten Werkstoffvolumen möglich. Die Schneidkante des Stempels wird mit höheren Temperaturen beaufschlagt. Im Gegensatz dazu gestatten langsame Schneidgeschwindigkeiten eine Abfuhr der Wärme aus den Bereichen der Dissipation. Die Schneidgeschwindigkeit hat im direkten Vergleich mit dem Prozessparameter Schneidspalt einen dominanteren Einfluss auf die Höhe der Temperatur.

Aus den Temperaturmessungen mit Beölung der Blechplatinen kann auf einen Mischreibungszustand zwischen Stempel- und Blechoberfläche geschlossen werden. Die Kraftübertragung an den Oberflächen erfolgt dabei an diskreten Festkörperkontakten und über Schmierstoffreservoirs. Dadurch wird die Anzahl der Kontaktpunkte mit geringer Kraftübertragung und somit geringer Temperatur reduziert. In die gemessene Thermospannung, welche ein gewichtetes Mittel vieler einzelner jeweils einer konkreten Kontaktstelle zuordenbarer Thermospannungen ist, fließen nur noch wenige Messpunkte mit schlechtem elektrischen Kontakt und geringer Temperatur ein. Höhere Temperaturen an der Schneidkante sind die Folge. Diese Beeinflussung des Schneidprozesses durch den Schmierstoff ist erst nach dem Überschreiten des Schneidkraftmaximums erkennbar. Offensichtlich wird der Schmierstoff unter den sich dynamisch ändernden Kontaktspannungen in die Berührflächen zwischen Stempel und Blech gezogen.

Der Nachweis der Funktionsfähigkeit des Messkonzeptes auf Basis eines Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes konnte in einer Gegenüberstellung der Temperaturverläufe mit der Schneidkraft und der jeweiligen Schnittflächenausbildung in der Diskussion der experimentellen Versuchsergebnisse erbracht werden.

Parallel zu den Untersuchungen zum Einfluss der Prozessparameter auf die Höhe der Temperatur konnten metallphysikalische Vorgänge im Blechwerkstoff beschrieben werden. Ver- und Entfestigungsvorgänge sowie die lokale Poren- und Mikrorissbildung während des Scherschneidvorganges in Kombination mit den auftretenden Temperaturen in der Verformungszone bieten neue Ansätze für die Werkstoff- und Versagensmodellierung in der virtuellen Betrachtung des Scherschneidprozesses. Die Berücksichtigung dieser Punkte kann entscheidend zur Verbesserung der Ergebnisqualität von Finite-Elemente-Scherschneidsimulationen insbesondere auch in Bezug auf die Bruchinitiierung und -ausbildung beitragen.

Mit den aufgezeichneten Daten zur Höhe der Temperatur an der Schneidkante wurde in dieser Forschungsarbeit eine Basis für weitere Analysen hinsichtlich der Verschleißmechanismen an den Schneidaktivelementen geschaffen. Eine grundlegende Betrachtung der Wirkung zyklischer Temperaturänderungen auf den Werkzeugwerkstoff und die häufig eingesetzten Hartstoffbeschichtungen ist nun durchführbar. Hierzu gilt es die Temperatur auch bei höheren Schneidgeschwindigkeiten zu kennen. In den experimentellen Versuchsreihen dieser Arbeit konnte nur ein enger Schneidgeschwindigkeitsbereich aufgrund der Verwendung einer hydraulischen Presse abgedeckt werden. Deutlich höhere Anschneidgeschwindigkeiten können in mechanischen Schnellläuferpressen und Servopressen auftreten. Mit dem vorgestellten Messsystem und Schneidwerkzeug ist eine Messung der Temperatur auch bei höheren Geschwindigkeiten möglich.

In industriellen Scherschneidvorgängen treten zusätzlich zu den höheren Schneidgeschwindigkeiten komplexe Schnittteilgeometrien auf. An beispielsweise scharf ausspringenden Kanten, wie etwa bei Schnittteilen mit Verzahnungen der Fall, konzentriert sich die Verformung und Dissipation auf ein kleines Werkstoffvolumen. Temperaturspitzen können dort auftreten und lokal die Prozessstabilität beeinträchtigen. Eine Abstimmung der Prozessparameter und Werkzeugwerkstoffe auf die auftretenden Temperaturen im jeweiligen industriellen Scherschneidvorgang ist schlussendlich notwendig und sollte das Ziel weiterer Forschungsaktivitäten sein.

11 Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1.1: Zeitliche Einordnung von Arbeiten zur Temperaturentstehung beim Scherschneiden unter Angabe der ermittelten maximalen Temperatur 2

Abbildung 2.1: Herstellen von Teilen durch Ausschneiden, Lochen und Abschneiden, nach [DIN 9870-2, VDI 2906-2] 5

Abbildung 2.2: Scherschneiden im geschlossenen Schnitt, nach [DIN 9869-2, SCHM 07] 6

Abbildung 2.3: Phasen eines Scherschneidvorganges, nach [HOFF 99] 7

Abbildung 2.4: Ausgewählte Schnittflächenkenngrößen beim Scherschneiden, nach [VDI 2906-2, VDI 2906-5] 11

Abbildung 2.5: a) Theoretischer Schneidkraft-Stempelweg-Verlauf, nach [NEUM 79, SCHM 07]; b) Resultierende Kräfte und Momente im Blechwerkstoff beim geschlossenen Schnitt (nicht maßstabsgetreu), nach [ROMA 79, LANG 90] 13

Abbildung 2.6: Einteilung häufig in der Fertigungstechnik eingesetzter Temperaturmessverfahren, nach [LONG 05, NOLT 07, DENK 11] 17

Abbildung 2.7: Thermoelektrische Messmethoden und ausgewählte Literaturstellen zu ihrer Anwendung 18

Abbildung 2.8: Dimensionsbasierte Grundmodelle für die Temperaturzuordnung beim Scherschneiden 20

Abbildung 2.9: Energiekaskade beim Scherschneiden 22

Abbildung 5.1: Gefügeausbildung der Stahlwerkstoffe längs und quer zur Walzrichtung 34

Abbildung 6.1: Versuchsplan 38

Abbildung 7.1: Signalverarbeitungskette zur Blitztemperaturmessung 39

Abbildung 7.2: Schematische Anordnung eines thermoelektrischen Leiterkreises und Verlauf der Temperatur im Leiterkreis 44

Abbildung 7.3: Prinzip des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes zur Blitztemperaturmessung beim Scherschneiden.....46

Abbildung 7.4: Schematische Ausbildung des Temperaturfeldes in der Scherzone und den Werkzeugelementen während des Scherschneidvorganges 48

Abbildung 7.5: Elektrisches Ersatzschaltbild der Kontaktverhältnisse.....49

Abbildung 7.6: a) Perspektivische Ansicht des Gesamtwerkzeuges; b) Schnittdarstellung des Schneidwerkzeuges durch die Werkzeugmitte im Einbauzustand bei Lage im oberen Umkehrpunkt (OT).....51

Abbildung 7.7: Wesentliche Abmessungen des eingesetzten Schneidstempels ...52

Abbildung 7.8: Blockdiagramm des Signalflusses 54

Abbildung 7.9: Kalibrierkonzept nach dem integralen Prinzip.....59

Abbildung 7.10: Vorgehen zur Ermittlung der Kalibrierfunktion des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes.....60

Abbildung 7.11: Schematischer Aufbau der Kalibriervorrichtung.....62

Abbildung 7.12: Aufgebaute Kalibriervorrichtung.....66

Abbildung 8.1: Kreisringförmiger Abdruck des Stempels auf der ausgeschnittenen Papierunterlage 74

Abbildung 8.2: Simulationsmodell und lokale Vernetzung im Bereich der Stempelschneidkante 77

Abbildung 9.1: a) Vergleich der ermittelten Thermospannung der Thermoelementpaarung des Typs K mit Norm- und Prüfprotokollkennlinie; b) Standardabweichung des Mittelwertes $s_{M,Th}$ der Thermospannung 80

Abbildung 9.2: Kennlinienabweichung der Referenzmessung.....81

Abbildung 9.3: a) Gemittelte Verläufe der Thermospannung der Blechwerkstoffe aus S355MC bezogen auf Platin; b) Standardabweichung s_{Th} der Thermospannung.....83

Abbildung 9.4: a) Verläufe der Thermospannung des Schnellarbeitsstahles S390 microclean bezogen auf Platin; b) Standardabweichung s_{Th} der Thermospannung 84

Abbildung 9.5: a) Verlauf der Thermospannung des Hartmetalls CF-H40S bezogen auf Platin; b) Standardabweichung s_{Th} der Thermospannung.....85

Abbildung 9.6: Kalibrierkurven des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes 86

Abbildung 9.7: Erweiterte Messunsicherheit U_T des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes für eine 95 prozentige Überdeckung der Messwerte 87

Abbildung 9.8: Einteilung des Blitztemperaturverlaufes in sechs Phasen und korrespondierender Stempelkraft-Stempelweg-Verlauf (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,48 mm, Schneidgeschwindigkeit 10 mm/s).....88

Abbildung 9.9: a) Blitztemperatur- und korrespondierender Stempelkraft-Stempelweg-Verlauf bis zum unteren Umkehrpunkt der Presse; b) Entwicklung der Schneidarbeit in Abhängigkeit von der Eintauchtiefe des Stempels; (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,48 mm, Schneidgeschwindigkeit 10 mm/s) 90

Abbildung 9.10: a) Ausbildung der Schnittflächenkenngrößen bei einem Stempelweg von -5,2 mm; b) Verlauf der auf die Grundhärte HV_0 bezogenen Mikrohärte; (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,48 mm, Schneidgeschwindigkeit 10 mm/s) 92

Abbildung 9.11: Ausbildung der Schnittkontur bei einem Stempelweg von -4,5 mm (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,48 mm, Schneidgeschwindigkeit 10 mm/s).....94

Abbildung 9.12: Blitztemperatur und korrespondierender Stempelkraft-Stempelweg-Verlauf beim Rückhub (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,48 mm, Schneidgeschwindigkeit 10 mm/s).....95

Abbildung 9.13: a) Zeitlicher Verlauf der Temperatur, der Stempelkraft und des Niederhalterweges beim Rückhub und hohem Glattschnittanteil am Stanzgitter; b) Korrespondierende Schnittflächenausprägung; (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, ohne Beölung) 97

Abbildung 9.14: a) Zeitlicher Verlauf der Temperatur, der Stempelkraft und des Niederhalterweges beim Rückhub und geringem Glattschnittanteil am Stanzgitter; b) Korrespondierende Schnittflächenausprägung; (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, ohne Beölung) 99

Abbildung 9.15: Einfluss des Schneidspaltes auf die maximale Blitztemperatur an der Stempelschneidkante 101

Abbildung 9.16: Einfluss der Schneidgeschwindigkeit auf die maximale Blitztemperatur an der Stempelschneidkante 102

Abbildung 9.17: Einfluss der Beölung auf die maximale Blitztemperatur an der Stempelschneidkante unter Angabe der Messunsicherheit für den 95 %-Vertrauensbereich (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,06 mm) 103

Abbildung 9.18: Verläufe der Blitztemperatur über den Stempelweg (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,24 mm, Soll-Schneidgeschwindigkeit 40 mm/s) 104

Abbildung 9.19: Verläufe der Blitztemperatur über den Stempelweg (Blechwerkstoff S355MC Dicke 4 mm, Schneidspalt 0,48 mm, Soll-Schneidgeschwindigkeit 70 mm/s) 105

Abbildung 9.20: Prozentualer auf die Blechdicke bezogener Glattschnittanteil am Stanzgitter und am ausgeschnittenen Teil in Abhängigkeit von der Größe des Schneidspaltes und der Schneidgeschwindigkeit 106

Abbildung 9.21: a) Schnittflächenaufnahmen; b) Stempelkraft-Stempelweg-Verläufe bei unterschiedlichen Schneidspaltmaßen; (Blechwerkstoff S355MC Dicke 4 mm, Soll-Schneidgeschwindigkeit 40 mm/s).....108

Abbildung 9.22: Veränderung der auf die Blechdicke bezogenen Schneidarbeit in Abhängigkeit vom Schneidspalt (Soll-Schneidgeschwindigkeit 40 mm/s).....109

Abbildung 9.23: Verlauf der auf die Grundhärte HV_0 bezogenen Mikrohärte HV bei unterschiedlichen Schneidspalten (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Soll-Schneidgeschwindigkeit 10 mm/s).....111

Abbildung 9.24: Höhe des auf die Blechdicke bezogenen prozentualen Kanteneinzuges am Schnittteil und Stanzgitter bei unterschiedlichen Schneidspalten mit Angabe der Standardabweichung (Soll-Schneidgeschwindigkeit 40 mm/s)....112

Abbildung 9.25: Schematische zweidimensionale Ausdehnung der Scherzone und Berechnung des Volumens der Scherzone 113

Abbildung 9.26: Entwicklung der Schneidarbeit (a) und des Volumens der Scherzone (b) über den Stempelweg in Abhängigkeit vom Schneidspalt (Blechwerkstoff S355MC Dicke 4 mm, Soll-Schneidgeschwindigkeit 40 mm/s).....114

Abbildung 9.27: Verlauf der Blitztemperatur über den Stempelweg bei unterschiedlichen Schneidspaltmaßen (Blechwerkstoff S355MC Dicke 4 mm, Schneidgeschwindigkeit 46 mm/s).....116

Abbildung 9.28: a) Hydrostatischer Spannungszustand in der Scherzone; b), c) und d) Lokale Poren- und Mikrorissbildung im Bereich der Stempelschneidkante; (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,48 mm, Soll-Schneidgeschwindigkeit 70 mm/s) ..119

Abbildung 9.29: Wärmeübertragungsmechanismen beim Scherschneiden (Scherzone ist nicht maßstäblich dargestellt) 121

Abbildung 9.30: Simulationsergebnis zum Temperaturfeld in der Scherzone und den Aktivelementen bei identischer Eintauchtiefe des Stempels (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,06 mm) ...125

Abbildung 9.31: Verlauf der Schneidkraft (a) und der Blitztemperatur (b) bei unterschiedlichen Schneidgeschwindigkeiten (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,06 mm) 126

Abbildung 9.32: Verlauf der auf die Grundhärte HV_0 bezogenen Mikrohärte HV bei unterschiedlichen Schneidgeschwindigkeiten (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,06 mm) 128

Abbildung 9.33: Veränderung der auf die Blechdicke bezogenen Schneidarbeit in Abhängigkeit von der Schneidgeschwindigkeit (Schneidspalt 0,06 mm).....129

Abbildung 9.34: Verlauf der Schneidkraft (a) und der Blitztemperatur (b) über den Stempelweg bei unterschiedlichen Blechdicken (Schneidspalt 0,06 mm, Schneidgeschwindigkeit 65 mm/s (Blechdicke 4 mm) und 62 mm/s (Blechdicke 6 mm)) 131

Abbildung 9.35: Kontaktverhältnisse zwischen Stempel- und Blechoberfläche mit und ohne Schmierstoffeinsatz.....132

Abbildung 9.36: Einfluss der Beölung auf die Schneidarbeit mit Angabe der Standardabweichung (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,06 mm) 133

Abbildung 9.37: Verlauf der Stempelkraft (a) und Blitztemperatur (b) über den Stempelweg bei unterschiedlichen Beölungszuständen (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,06 mm) ...134

Abbildung 15.1: Elektrisches Ersatzschaltbild für drei Kontaktstellen.....183

Abbildung 15.2: Schaltplan der Vorverstärker- und Tiefpassfiltereinheit 185

Abbildung 15.3: Bodediagramm der Vorverstärker- und Tiefpassfiltereinheit.....186

Abbildung 15.4: Sprungantwort und Ansprechverhalten der Vorverstärker- und Tiefpassfiltereinheit.....186

Abbildung 15.5: Verlauf der Blitztemperatur über den Stempelweg mit und ohne Papierunterlage (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,06 mm, Schneidgeschwindigkeit 65 mm/s) 187

Abbildung 15.6: Abhängigkeit des relativen Seebeck-Koeffizienten vom Umformgrad und der Temperatur 189

Abbildung 15.7: Entwicklung der Mikrohärte in Abhängigkeit von dem Umformgrad mit Angabe der Standardabweichung 190

Abbildung 15.8: Gefügeveränderung durch den Walzprozess exemplarisch am Blechwerkstoff S355MC Dicke 4 mm.....191

Abbildung 15.9: Draufsicht auf Schnittflächen für unterschiedliche Schneidspaltmaße (Blechwerkstoff S355MC Dicke 4 mm, Soll-Schneidgeschwindigkeit 40 mm/s).....193

12 Tabellenverzeichnis

Tabelle 4.1: Technische Daten der eingesetzten Feinschneidpresse vom Typ HFA 3200 plus [FEIN 02] 30

Tabelle 5.1: Legierungszusammensetzung der verwendeten Stahlbleche 33

Tabelle 5.2: Korngrößen der Versuchswerkstoffe 34

Tabelle 5.3: Quasistatisch ermittelte mechanische Kennwerte der Versuchswerkstoffe bei Raumtemperatur 35

Tabelle 5.4: Spezifische elektrische Leitfähigkeit der Blechwerkstoffe bei Raumtemperatur 36

Tabelle 5.5: Legierungszusammensetzung des Schnellarbeitsstahles [BÖHL 04] 36

Tabelle 5.6: Elektrische Leitfähigkeit der Schmierstoffe bei Raumtemperatur ... 37

Tabelle 7.1: Kennwerte der Vorverstärker- und Filterschaltung 55

Tabelle 8.1: Untersuchte Umformgrade im Rahmen der Blechwerkstoffkalibrierung 69

Tabelle 8.2: Variierte Prozessparameter in den Scherschneidversuchen 71

Tabelle 15.1: Kennwerte der Regressionsmodelle 192

13 Literaturverzeichnis

[ABAQ 05] N.N.:
ABAQUS/Explicit: Advanced Topics, Lecture 6: Adaptive Meshing and Distortion Control,
ABAQUS, Dassault Systèmes Simulia Corp., Rhode Island (USA), 2005

[ABDE 07] Abdel-Malek S., Meyer L. W.:
Modellierung des Fließverhaltens und Beschreibung des duktilen Versagens in einem weiten Bereich von Dehngeschwindigkeiten,
Materialwissenschaften und Werkstofftechnik, Vol. 38, Heft 2, Seite 101-107, 2007

[ADUN 00] Adunka F.:
Meßunsicherheiten – Theorie und Praxis,
Vulkan-Verlag, Essen, 2. Auflage, 2000

[AHRE 99] Ahrens O., Binder J., Böhm C.:
Development of temperature and force sensors for in-process-monitoring of grinding,
Sensor 99, Proceedings II, Seite 375-380, 1999

[AHRE 00] Ahrens O., Seedorf T., Binder J.:
Wearing sensors for the measurement of temperature in contact zone applications,
Micro.tec, Seite 825-830, 2000

[ALPE 81] Alpek F.:
Tool work thermocouple temperature measurement in the metal cutting contact zone,
1st Symposium of the IMEKO TC 12, Prag, Seite 203-2010, 1981

[ASHC 76] Ashcroft N. W., Mermin D. N.:
Solid State Physics,
Holt, Rinehart and Winston, New York, 1976

[ASHC 07] Ashcroft N.; Mermin D. N.:
Festkörperphysik,
Oldenbourg Wissenschaftsverlag GmbH, 3. Auflage, München, 2007

[BACH 24] Bach E. L.:
Die Spannungen unter einem kreisrunden Stempel,
Dissertation, Technische Hochschule Karlsruhe, 1924

[BACK 11] Backhaus K., Erichson B., Plinke W., Weiber R.:
Multivariante Analysemethoden – Eine anwendungsorientierte Einführung,
Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 13. Auflage, 2011

[BAKE 99] Baker B. C.:
Anti-Aliasing, Analog Filters for Data Acquisition Systems,
Microchip Technology Inc., Candler (USA), AN 699, 1999

[BARG 00] Bargel H.-J., Schulze G.:
Werkstoffkunde,
Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York, 2000

[BARN 72] Barnard R. D.:
Thermoelectricity in Metals and Alloys,
Taylor & Francis Ltd, London, 1972

[BAUE 08] Bauer N.:
Handbuch zur industriellen Bildverarbeitung – Qualitätssicherung in der Praxis,
Fraunhofer IRB Verlag, Stuttgart, 2008

[BCES 13] N.N.:
Werkstoffdatenblatt - teilstabilisiertes Zirkonoxid Z-507,
BCE Special Ceramics GmbH, Mannheim, Stand 2013

[BECK 81] Becker H.:
Vorherbestimmende Schmierstoffauswahl beim Normalschneiden durch Simulation des technologischen Vorgangs,
Blech Rohre Profile, Heft 28/9, Seite 417-421, 1981

[BEHR 75] Behr K.-A., Danz B.:
Temperaturen in der Wirkfuge beim Kalt- und Warmfließpressen,
Umformtechnik, Heft 4, Seite 3-13, 1975

[BENN 61] Bennett H. E.:
The contamination of platinum metal thermocouples,
Platinum Metals Review, Vol. 5 (4), Seite 132-133, 1961

[BERN 04] Bernhard F.:
Technische Temperaturmessung,
Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York, 2004

[BEVE 73] Bever M. B., Holt D. L., Titchener A. L.:
The stored energy of cold work,
Pergamon Press Ltd., Oxford, 1. Auflage, 1973

[BILL 02] Bill B.:
Messen mit Kristallen: Grundlagen und Anwendung der piezoelektrischen Messtechnik,
Verlag Modere Industrie, Landsberg/Lech, Band 227, 2002

[BIRZ 84] Birzer F.:
Werkstoffe für eine neue Teilegeneration,
Internationales Feintool-Feinschneid-Symposium, Biel (Schweiz), 1984

[BLAT 76] Blatt F. J., Schroeder P. A., Foiles C. L., Greig D.:
Thermoelectric power of metals,
Plenum Press, New York and London, 1976

[BLAI 95] Blair E. H., Stuart C. M., Tomasulo W.:
Metal and alloy identification,
Nondestructive Testing Handbook, Second Edition, American Society for Nondestructive Testing, 1995

[BLUM 93] Blumerauer H., Pusch G.:
Technische Bruchmechanik,
Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 3. Auflage, 1993

[BOOR 78] Boor de C.:
A practical guide to splines,
Springer-Verlag, New York Heidelberg Berlin, 1978

[BORC 76] Borchert P.:
Einflüsse der Werkzeuggeometrie und der Maschine beim Scherschneiden von kaltgewalztem Elektroblech,
Dissertation, Technische Universität Hannover, 1976

[BOWD 39] Bowden F. P., Leben L.:
The nature of sliding and the analysis of friction,
Proceedings of the Royal Society of London, Series A, Vol. 169, Seite 371-391, 1939

[BOWD 59] Bowden F. P., Tabor D.:
Reibung und Schmierung fester Körper,
Springer-Verlag, Berlin Göttingen Heidelberg, 1959

[BÖCK 06] Böckh von P.:
Wärmeübertragung,
Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2. Auflage, 2006

[BÖHL 04] N.N.:
Böhler S390 MICROCLEAN,
Böhler Edelstahl GmbH, Kapfenberg (Österreich), 2004

[BREI 98] Breitling J.:
The Challenges and Benefits of High-Speed-Blanking,
Dissertation, Universität Stuttgart, 1998

[BROK 99] Brokken D.:
Numerical modeling of ductile fracture in blanking,
Dissertation, Technische Universität Eindhoven, 1999

[BUS 65] Bus C., Touwen A. L., Veenstra C., Wolf van der A. C. H.:
Thermoelectric characteristics of carbides,
Proceedings of the 12th International MTDDR Conference, Advances in machine tool design and research, 1965

[BÜHL 71] Bühler H., Pollmar F.:
Die Gratbildung beim Schneiden von Feinblech,
Bänder Bleche Rohre, Düsseldorf, Nr. 3/12, Seite 105-111, 1971

[CAMM 86] Camman J. H.:
Untersuchungen zur Verschleißminderung an Scherschneidwerkzeugen der Blechbearbeitung durch Einsatz geeigneter Werkstoffe und Beschichtungen,
Dissertation, Technische Hochschule Darmstadt, 1986

[CARR 02] Carreon H.:
Detection of surface imperfections in metals by a noncontacting thermo-electric method,
Dissertation, University of Cincinnati, 2002

[CERA 06] N.N.:
Hartmetall im Werkzeugbau ist Vertrauenssache,
Ceratizit Deutschland GmbH, Empfingen, 2006

[CERA 12] N.N.:
Standard Grade Data Sheet – CF-H40S,
Ceratizit Deutschland GmbH, Empfingen, 2012

[CHEN 03] Chen Z. H., Chan L. C., Lee T. C., Tang C. Y.:
An investigation on the formation and propagation of shear band in fine-blanking process,
Journal of Materials Processing Technology, Vol. 138, Seite 610-614, 2003

[CHEN 04] Chen Z. H., Tang C. Y., Lee, T. C.:
An investigation of tearing failure in fine-blanking process using coupled thermo-mechanical method,
International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 44, Seite 155-165, 2004

[CHRY 89] Chrysochoos A., Masionneuve O., Martin G., Caumon H.:
Plastic and dissipated work and stored energy,
Nuclear Engineering and Design, Vol. 114, Seite 323-333, 1989

[CRAS 59] Crasemann H.-J.:
Der offene, kreuzende Scherschnitt an Blechen,
Dissertation, Technische Hochschule Hannover, 1959

[CUIT 96] Cuitino A. M., Oritz M.:
Ductile Fracture by Vacancy Condensation in f.c.c. Single Crystals,
Acta Materialia, Vol. 44, No. 2, Seite 427-436, 1996

[CZIC 10] Czichos H., Habig K.-H.:
Tribologie – Handbuch,
Vieweg + Teubner, 3. Auflage, 2010

[DAHL 93] Dahl W., Kopp R., Pawelski O., Pankert R.:
Umformtechnik Plastomechanik und Werkstoffkunde,
Verlag Stahleisen mbH und Springer-Verlag, Düsseldorf, Berlin, 1993

[DAVI 70] Davis R., Austin E. R.:
Developments in High Speed Metal Forming,
The Machinery Publishing Co. Ltd., London, 1970

[DAVI 07] Davies M. A., Ueda T., M'Saoubi R., Mullany B., Cooke A. L.:
On the measurement of temperature in material removal processes,
Annals of the CIRP, Vol. 56, Seite 581-604, 2007

[DEMM 12-1] Demmel P., Hirsch M., Golle R., Hoffmann H.:
In-situ temperature measurement in the shearing zone during sheet metal blanking,
Advanced Materials Research, Vol. 445, Seite 207-212, 2012

[DEMM 12-2] Demmel P., Kopp T., Golle R., Volk W., Hoffmann H.:
Experimental investigation on the temperature distribution in the shearing zone during sheet metal blanking,
Steel Research International, Wiley-VCH Verlag, Weinheim, Seite 291-294, 2012

[DEMM 13-1] Demmel P., Pazureck A., Golle R., Volk W., Hoffmann H.:
Characterization of the thermoelectric behavior of plastically deformed steels,
Journal of Electronic Materials, Vol. 42, Issue 7, Seite 2371-2375, 2013

[DEMM 13-2] Demmel P., Tröber P., Kopp T., Golle R., Volk W., Hoffmann H.:
Characterization of the thermoelectric behavior of plastically deformed steels by means of relative Seebeck coefficient,
Materials Science Forum, Vol. 755, Seite 1-7, 2013

[DEMT 05] Demtröder W.:
Experimentalphysik 3: Atome, Moleküle und Festkörper,
Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York, 2. Auflage, 2005

[DEMT 06] Demtröder W.:
Experimentalphysik 1: Mechanik und Wärme,
Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York, 4. Auflage, 2006

[DENK 11] Denkena B., Tönshoff H. K.:
Spanen – Grundlagen,
Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 3. Auflage, 2011

[DIES 54] Dies R.:
Untersuchungen über die Kraft-, Reibungs- und Verschleißverhältnisse beim Lochen von Blechen mit runden Stempeln,
Dissertation, Technische Hochschule Darmstadt, 1956

[DIES 55] Dies R.:
Temperaturmessung beim Lochen von Blechen,
Werkstatt und Betrieb, 88. Jahrgang, Heft 10, Seite 651-654, 1955

[DIES 56] Dies R.:
Untersuchungen über die Kraft-, Reibungs- und Verschleißverhältnisse beim Lochen von Blechen mit runden Stempeln,
Werkstatt und Betrieb, 89. Jahrgang, Heft 4, Seite 197-207, 1956

[DIES 60] Dies R.:
Die Vorgänge beim Lochen von Stahl und Nichteisenmetallen mit runden Stempeln,
Der Maschinenmarkt, Würzburg, Nr. 69, August, 1960

[DIET 86] Dieter G. E.:
Mechanical Metallurgy,
McGraw-Hill Book Company, New York, 3. Auflage, 1986

[DODD 83] Dodd B., Atkins A. G.:
Flow localization in shear deformation of void-containing and void-free solids,
Acta Metallurgica, Vol. 31, Seite 9-15, 1983

[DOEG 77] Doege E., Schmidt K.-H., Neumann C.-P.:
Ein Beitrag zur Beurteilung der Schneidbarkeit von Elektroblech – Schwingungsfreier Schneidvorgang,
Blech Rohre Profile, Nr. 10, Seite 382-387, 1977

[DOEG 82] Doege E., Fugger B.:
Untersuchung der Schneidbarkeit von Elektroblechen unter Einbeziehung des Werkzeugwerkstoffes,
Stahl und Eisen, Band 102, Nr. 15-16, Seite 787-792, 1982

[DOEG 86] Doege E., Meyer-Nolkemper H., Saeed I.:
Fließkurvenatlas metallischer Werkstoffe,
Carl Hanser Verlag, München Wien, 1986

[DOEG 10] Doege E., Behrens B.-A.:
Handbuch der Umformtechnik,
Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2. Auflage, 2010

[DOLZ 34] Dolezalek K. M.:
Zur Technologie des Stanzens,
Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure, Band 78, Nr. 29, Seite 871-874, 1934

[DOME 54] Domenicali C. A.:
Irreversible thermodynamics of thermoelectricity,
Reviews of Modern Physics, Vol. 26, Nr. 2, Seite 237-275, 1954

[DUDE 74] N.N.:
Duden Fremdwörterbuch,
Bibliographisches Institut, Mannheim, Wien, Zürich, 3. Auflage, 1974

[DUFF 10] Duff M., Towey J.:
Two Ways to Measure Temperature Using Thermocouples Feature Simplicity, Accuracy, and Flexibility,
Analog Dialogue, 44-10, Oktober, Seite 1 – 6, 2010

[ECKS 69] Eckstein F.:
Gleichartigkeit mechanischer Trennvorgänge,
Carl Hanser Verlag, München, 1969

[ECKS 77] Eckstein H.-J.:
Technologie der Wärmebehandlung von Stahl,
VEB Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1977

[EBNE 12] Ebner R., Ecker W., Marsoner S., Eck S., Gruber P., Raninger P., Krobath M.:
Methodology for advanced tool load analysis and lifetime prediction of tools,
Proceedings of the 9th International Tooling Conference, Leoben, Seite 3-21, 2012

[EICK 61] Eickhoff W.:
Über das Lochen von Grobblechen,
Dissertation, Technische Hochschule Darmstadt, 1961

[ENGE 82] Engel L., Klingele H.:
Rasterelektronenmikroskopische Untersuchung von Metallschäden,
Carl Hanser Verlag, München Wien, 2. Auflage, 1982

[ERFU 79] Erfuhrth H., Wagner E., Meinhold P.:
Partielle Differentialgleichungen,
Verlag Harri Deutsch, Thun, 1979

[FAHR 96] Fahrmeier L., Hamerle A., Tutz G.:
Multivariante statistische Verfahren,
Walther de Gruyter, Berlin New York, 2. Auflage, 1996

[FENG 54] Feng I.-M.:
A new theory of metal transfer & wear,
Lubrication and Engineering, Vol. 10, Seite 34-38, 1954

[FEIN 02] N.N.:
Betriebsanleitung für ölhydraulische Feinschneidautomaten, Fabrik-Nr.: 7.8038, Baujahr 2002,
Feintool AG, Lyss (Schweiz), 2002

[FISC 91] Fischekov N.:
Wie wirkt der Wärmeeinfluß auf die Standzeit von Stanzwerkzeugen?,
Werkstatt und Betrieb, Heft 124, Carl Hanser Verlag, München, 1991

[FLEI 73] Fleischer G.:
Energetische Methode der Bestimmung des Verschleißes,
Schmierungstechnik, Heft 4, Seite 269-274, 1973

[FOUN 09] N.N:
Foundry - Master (Handbuch),
WAS Worldwide Analytical Systems AG, Uedem, 2009

[FRAN 13] Franz J.:
EMV – Störsicherer Aufbau elektronischer Schaltungen,
Springer Vieweg, Wiesbaden, 5. Auflage, 2013

[FREU 55] Freudenthal A. M.:
Inelastisches Verhalten von Werkstoffen,
VEB Verlag Technik, Berlin, 1955

[FRIT 02] Fritsch C.:
Einfluss der Prozessparameter auf das Feinschneiden von Aluminiumlegierungen,
Dissertation, Technische Universität München, 2002

[FRIT 10] Fritz H., Schulze G.:
Fertigungstechnik,
Springer-Verlag, Heidelberg, 9. Auflage, 2010

[GDOU 05] Gdoutos E. E.:
Fracture Mechanics, An Introduction,
Springer-Verlag, Netherlands, 2. Auflage, 2005

[GELL 06] Geller W.:
Thermodynamik für Maschinenbauer,
Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 4. Auflage, 2006

[GFT 02] N.N.:
GFT Arbeitsblatt 7: Tribologie,
Gesellschaft für Tribologie, Aachen, 2002

[GIES 05] Gies C.:
Evaluation der Prozesseinflussgrößen beim Fließlochen mittels DoE,
Dissertation, Universität Kassel, 2005

[GLAS 85] Glascott J., Stott F. H., Wood G. C.:
Thermoelectric voltage measurements and the determination of surface flash temperatures during sliding contact,
Philosophical Magazine A, Vol. 52, No. 6, Seite 811 – 832

[GLÄS 02] Gläser U.:
CAN-Telegramme in Echtzeit,
Elektronik Industrie, Hüthig Verlag, Heidelberg, 2002

[GOTT 25] Gottwein K.:
Die Messung der Schneidentemperatur beim Abdrehen von Flusseisen,
Der Betrieb, 4. Jahrgang, Heft 23, Seiten 1129-1135, 1925

[GOTT 07] Gottstein G.:
Physikalische Grundlagen der Materialkunde,
Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 3. Auflage, 2007

[GRÄF 93] Gräfen H.:
VDI-Lexikon Werkstofftechnik,
VDI-Verlag, Düsseldorf, 1993

[GRÄN 96] Gränicher H.:
Messung beendet – was nun?,
B. G. Teubner, Stuttgart, 2. Auflage, 1996

[GROS 11] Gross D., Seelig T.:
Bruchmechanik,
Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 5. Auflage, 2011

[GRUN 09] Gruner M., Mauermann R.:
Erweiterte Möglichkeiten in der Anwendung von Servospindelpressen,
Kongress Stanztechnik 27./28.April, Dortmund, 2009

[GUID 65] Guidi A.:
Nachschneiden und Feinschneiden,
Carl Hanser Verlag, München, 1965

[HARW 86] Harwood N., Cummings W. M.:
Applications of thermoelastic stress analysis,
Strain, Vol. 22, Seite 7-12, 1986

[HÄSS 04] Hässelbarth W.:
BAM-Leitfaden zur Ermittlung von Messunsicherheiten bei quantitativen Prüfergebnissen,
Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM), Forschungsbericht 266, Berlin, 2004

[HÄUS 06] Häußinger S.:
Eigenschaftsvergleich von Ziehteilen aus Aluminium- und Magnesiumblech,
Dissertation, Technische Universität München, 2006

[HEID 13] N.N.:
Messtaster,
Dr. Johannes Heidenhain GmbH, Traunreut, Datenblatt, Mai 2013

[HEIK 61] Heikes R. R., Ure R. W.:
Thermoelectricity: Science and Engineering,
Interscience Publishers, New York London, 1961

[HEIN 84] Heinicke G.:
Tribochemistry,
Carl Hanser Verlag, München Wien, 1984

[HELL 94] Hellwig W.:
Spanlose Fertigung: Stanzen
Vieweg Verlag, Braunschweig Wiesbaden, 5. Auflage, 1994

[HELL 12] Hellwig W., Kolbe M.:
Spanlose Fertigung: Stanzen,
Vieweg + Teubner Verlag, Wiesbaden, 10. Auflage, 2012

[HELM 98] Helm D.:
Experimentelle Untersuchung und phänomenologische Modellierung thermomechanischer Kopplungseffekte in der Metallplastizität,
Aspekte der Kontinuumsmechanik und Materialtheorie, Bericht 1, Seite 81-105, 1998

[HERB 83] Herbertz R., Cho M.-L.:
Reibungsmechanismen in der Grenzfläche Werkstück / Werkzeug bei Umformverfahren und daraus resultierende Probleme für theoretische Berechnungen,
Archiv für Eisenhüttenwesen, Band 54, Nr. 12, Seite 499-502, 1983

[HERI 02] Hering E., Martin R., Stohrer M.:
Physik für Ingenieure,
Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 8. Auflage, 2002

[HERI 12] Hering E., Schönefelder G.:
Sensoren in Wissenschaft und Technik,
Vieweg + Teubner Verlag, Wiesbaden, 2012

[HERN 96] Hernla M.:
Messunsicherheit und Fähigkeit,
Qualität und Zuverlässigkeit, Carl Hanser Verlag, München, Jahrgang 41, Nr. 10, Seite 1156-1162, 1996

[HERO 03] Herold J.:
Einfluss der Kantengestaltung von Schneidstempeln beim Scherschneiden auf die Stempelstandzeit,
utf-Science, II, Seite 1-4, 2003

[HERW 08] Herwig H.:
Strömungsmechanik: Einführung in die Physik von technischen Strömungen,
Vieweg + Teubner Verlag, Wiesbaden, 2008

[HINK 03] Hinkfoth R.:
Massivumformung - Bulk forming process,
Wissenschaftsverlag Mainz, Aachen, 2003

[HIRS 11] Hirsch M., Demmel P., Golle R., Hoffmann H.:
Light Metal in High-Speed Stamping Tools,
Key Engineering Materials, Vol. 473, Seite 259-266, 2011

[HOFF 84] Hoffmann H., Panknin W.:
Anforderungen an moderne Feinschneidpressen,
Tagungsband: Internationales Feintool-Feinschneid-Symposium, Biel (Schweiz), 1984

[HOFF 91] Hoffmann H.:
Vergleich von Normal- und Feinschneiden,
Technische Rundschau, Heft 40, Seite 44-48, 1991

[HOFF 92] Hoffmann H.:
Stanzteile aus Blechen größerer Dicke,
VDI-Z, 134, Nr. 1 - Januar, Seite 58-62, 1992

[HOFF 99] Hoffmann H., Toussaint A., Ulbricht V., Schirmacher F.:
Einfluss ausgewählter Parameter auf Werkzeugverschleiß und Formgenauigkeit beim Stanzpaketieren von Elektroblechen,
Europäische Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V.,
Forschungsbericht Nr. 145, 1999

[HOFF 04] Hoffmann J.:
Taschenbuch der Messtechnik,
Fachbuchverlag Leipzig, 4. Auflage, 2004

[HOFF 07] Hoffmann J.:
Handbuch der Messtechnik,
Carl Hanser Verlag, München, 3. Auflage, 2007

[HOFF 12] Hoffmann H., Neugebauer R., Spur G.:
Handbuch Umformen, Edition Handbuch der Fertigungstechnik,
Carl Hanser Verlag, München, 2012

[HOFM 76] Hofmann D.:
Dynamische Temperaturmessung,
VEB Verlag Technik, Berlin, 1976

[HOLI 13] N.N.:
HOLIFA Schneid- und Umformöl VP 1127,
Holifa Fröhling GmbH & Co. KG, Hagen, 2013

[HOOG 99] Hoogen M.:
Einfluss der Werkzeuggeometrie auf das Scherschneiden und Reißen von Aluminiumfeinblechen,
Dissertation, Technische Universität München, 1999

[HÖRM 08] Hörmann F.:
Einfluss der Prozessparameter auf einstufige Scherschneidverfahren zum Ausschneiden mit endkonturnaher Form,
Dissertation, Technische Universität München, 2008

[HU 98] Hu J., Nagy P. B.:
On the role of interface imperfections in thermoelectric nondestructive materials characterization,
Applied Physics Letters, Vol. 73, Nr. 4, Seite 467-469, 1998

[HUML 76] Huml P.:
Hochgeschwindigkeitsschneiden,
Draht-Fachzeitschrift, Heft 6, Seite 273-276, 1976

[HUMP 04] Humphreys F. J., Hatherly M.:
Recrystallistaion and relates annealing phenomena,
Elsevier, Oxford, Second Edition, 2004

[IBAC 09] Ibach H., Lüth H.:
Festkörperphysik-Einführung in die Grundlagen,
Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 7. Auflage, 2009

[ILIE 88] Iliescu C., Neagoe I.:
Theoretische Vorherbestimmung der Ausstoßkräfte beim Stanzen,
Bänder Blech Rohre, Nr. 2, Seite 40-43, 1988

[INGW 00] N.N.:
Intelligente Werkzeuge durch integrierte Mikrosysteme (INGWER),
Reihe: Innovationen in der Mikrosystemtechnik, Band 68,
VDI/VDE Technologiezentrum Informationstechnik GmbH, Teltow, 2000

[ISAB 11-1] N.N.:
ISATHERM MINUS®,
Isabellenhütte Heusler GmbH & Co KG, Dillenburg, Datenblatt, Stand 2011

[ISAB 11-2] N.N.:
ISATHERM PLUS®,
Isabellenhütte Heusler GmbH & Co KG, Dillenburg, Datenblatt, Stand 2011

[ISTA 09] N.N.:
TSic™ 506F/503F/501F - Hochpräziser langzeitstabiler Temperatursensor IC,
IST (Innovative Sensor Technology) AG, Wattwil (Schweiz), Datenblatt V4.1-11, 2009

[JACK 06] Jackson R. L., Streator J. L.:
A multi-scale model for contact between rough surfaces,
Wear, 261, Seite 1337–1347, 2006

[JÄCK 78] Jäckle J.:
Einführung in die Transporttheorie,
Vieweg Verlag, Wiesbaden, 1978

[JÄCK 98] Jäckle J.:
Über die Ursache der Thermospannung,
Fakultät für Physik, Universität Konstanz, 1998

[JAEG 42] Jaeger J. C.:
Moving sources of heat and the temperature at sliding contacts,
Journal and Proceedings of the Royal Society of New South Wales, Seite 203-224, 1942

[JAHN 81] Jahnke H., Retzke R., Weber W.:
Umformen und Schneiden,
VEB Verlag Technik, Berlin, 1981

[JÄNI 84] Jäniche W., Dahl W., Klärner H.-F., Pitsch W., Schauwinhold D., Schlüter W., Schmitz H.:
Werkstoffkunde Stahl, Band 1: Grundlagen,
Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York Tokyo,1984

[JASP 99] Jaspers S.:
Metal Cutting Mechanics and Material Behaviour,
Dissertation, Technische Universität Eindhoven, 1999

[JASP 02] Jaspers S., Dautzenberg J. H.:
Material behaviour in conditions similar to metal cutting: flow stress in the primary shear zone,
Journal of Materials Processing Technology, Vol. 122, Seite 322-330, 2002

[JESN 12] Jesner G., Marsoner St.:
Influence of temperature and loading conditions on the static and cyclic material behavior of tool steels for cold work applications,
Proceedings of the 9th International Tooling Conference, Leoben (Österreich), Seite 383-390, 2012

[JINE 06] Jinesh K .B.:
Atomic-Scale Friction: Thermal effects and capillary condensation,
Dissertation, Universität Leiden (Niederlande), 2006

[JOHN 67] Johnson W., Slater R. A. C.:
Survey of slow and fast blanking of metals at ambient and high temperatures,
Proceedings of the International Conference on Manufacturing Technology, Dearborn, Seite 825-851, 1967

[KAFF 73] Kaffanke K., Czichos H.:
Die Bestimmung von Grenzflächentemperaturen bei tribologischen Vorgängen,
Forschungsbericht / Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM), Forschungsbericht 19, Berlin, 1973

[KALI 04] Kalin M.:
Influence of flash temperatures on the tribological behaviour in low-speed sliding: a review,
Material Science and Engineering; A 374, Seite 390-397, 2004

[KENN 84] Kennedy F. E.:
Thermal and thermomechanical effects in dry sliding,
Wear, Vol. 100, Seite 453-476, 1984

[KELL 51] Keller F.:
Messungen zum Einfluß des Schneidspaltes auf Kraftbedarf und Schnittarbeit beim Lochen von Stahlblechen,
Werkstatt und Betrieb, 84. Jahrgang, Heft 2, Seite 67-73, 1951

[KELL 01] Kellner E., Kilgus R., Klein W., Winkow R.:
Der Werkzeugbau,
Verlag Europa-Lehrmittel, Haan-Gruiten, 13. Auflage, 2001

[KESS 98] Kessel W.:
Messunsicherheit, ein wichtiges Element der Qualitätssicherung,
PTB-Mitteilungen 108, überarbeiteter Fachbeitrag, Seite 377-382, 1998

[KIAU 05] Kiauka W., Angona V.:
Optische Emissionsspektrometrie, Band 11,
Castell-Verlag GmbH, Wuppertal, 2005

[KIEN 57] Kienzle W.:
Verschleißmerkmale beim Schneiden von Stahl-Feinblechen zwischen Stempel und Schnittplatte,
Dissertation, Technische Hochschule Hannover, 1957

[KIEN 58] Kienzle O., Kienzle W.:
Werkzeugverschleiß beim Schneiden von Stahlfeinblechen,
Stahl und Eisen (Zeitschrift für das deutsche Hüttenwesen), 78. Jahrgang, Nr. 12, Seite 820-829,1958

[KIEN 59] Kienzle O., Timmerbeil W., Jordan T.:
Einige Untersuchungen über das Schneiden von Blechen,
Forschungsberichte des Landes Nordrhein-Westfalen, Nr. 693, 1959

[KIEN 68] Kienzle O.:
Mechanische Umformtechnik,
Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York,1968

[KIM 07] Kim S.-H., Kang J. J., Lee D.-J., Lee K.-Y., Kim H.-Y., Kim H.-Y.:
The effect of temperature rise in a fineblanking tool,
Material Processing and Design: Modeling, Simulation and Application (NUMIFORM'07), Seite 877-882, 2007

[KIST 10-1] N.N.:
Messunterlagscheiben für Kräfte von 7,5 … 1200 kN,
Kistler Gruppe, Winterthur (Schweiz), Datenblatt, 2010

[KIST 10-2] N.N.:
Quarzkristall-Messunterlagscheiben Typ 9001A … 9071A, 9081B, 9091B,
Kistler Gruppe, Winterthur (Schweiz), Betriebsanleitung, 2010

[KLEB 05] Kleber X., Simonet L., Fouquet F., Delnondedieu M.:
Thermoelectric power of a two-dimensional metal/metal composite: a numerical approach,
Modelling and simulation in material science and engineering, Vol. 13, Seite 341-354, 2005

[KLEP 09] Kleppmann W.:
Taschenbuch Versuchsplanung,
Carl Hanser Verlag, München Wien, 6. Auflage, 2009

[KLIE 05] Klier J.:
Instrumente im Gleichschritt,
Mechatronik F&M, Carl Hanser Verlag, München, Nr. 10, 2005

[KLOC 01] Klocke F., Raedt H.-W.:
Formulation and testing of optimised coating properties with regard to tribological performance in cold forging and fine blanking applications,
International Journal of Refractory Metals & Hard Materials, Vol. 19, Seite 495-505, 2001

[KLOC 02] Klocke, F., Raedt H.-W.:
Innovation in der Feinschneidtechnik
wt Werkstatttechnik online, Jahrgang 92, Heft 6, Seite 268-272, 2002

[KLOC 06] Klocke, F., König, W.:
Fertigungsverfahren 4 – Umformen,
Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 5. Auflage, 2006

[KNEE 06] Kneer R., El-Magd E., Meyer F., Fieberg C., Korthäuer M.:
Kontaktdruckabhängiger Wärmeübergang mit Zwischenmedium,
Abschlussbericht Vorhaben Nr. 828 (AIF-Nr. 13822), 2006

[KO 97] Ko D.-C., Kim B.-M., Choi J.-C.:
Finite-element simulation of the shear process using the element-kill method,
Journal of Materials Processing Technology, Vol. 72, Seite 129-140, 1997

[KO 00] Ko D.-C., Kim B.-M.:
Development of an analytical scheme to predict the need for tool regrinding in shearing processes,
International Journal of Machine Tools & Manufacture, Vol. 40, Seite 1329-1349, 2000

[KOCH 60] Koch K. M., Reinbach R.:
Einführung in die Physik der Leiterwerkstoffe,
Verlag Franz Deuticke, Wien, 1960

[KOMA 01] Komanduri R., Hou Z. B.:
A review of the experimental techniques for the measurement of heat and temperatures generated in some manufacturing processes and tribology,
Tribology International, Vol. 34, Seite 653-682, 2001

[KOND 75] Kondo K.:
Das Stauchschneiden – ein neues Schneidverfahren für genaue Werkstücke mit glatten Schnittflächen,
Industrie-Anzeiger, Essen, 97. Jahrgang, Nr. 33, Seite 647-650, 1975

[KÖNI 82] König W., Rotter F.:
Stanzen von Löchern hoher Formtreue und Oberflächengüte in dickwandigen Bauteilen aus Stahl durch Anwendung der Feinschneidtechnologie,
Forschungsbericht Förderungsprogramm Fertigungstechnik des Bundesministers für Forschung und Technologie, KfK-PFT 18, 1982

[KRAB 82] Krabiell A.:
Zum Einfluss von Temperatur und Dehngeschwindigkeit auf die Festigkeits- und Zähigkeitskennwerte von Baustählen mit unterschiedlicher Festigkeit,
Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 1982

[KRAG 71] Kragelski I. W.:
Reibung und Verschleiß,
Carl Hanser Verlag, München, 1971

[KRAU 76] Krause H., Christ E.:
Kontaktflächentemperaturen bei technisch trockener Reibung und deren Messung,
VDI-Z 118, Nr. 11, Juni, 1976

[KRIM 96] Krim J.:
Reibung auf atomarer Ebene,
Spektrum der Wissenschaften, Ausgabe 12, Seite 80-85, 1996

[KRÖN 08] Krönauer B.:
Untersuchung des Einflusses der Prozessparameter des Hochgeschwindigkeits-Scherschneidens auf die Schnittflächenqualität von Blechen,
Schlussbericht für die Forschungsvereinigung Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik e.V. (FWF), 2008

[KRUP 83] N.N.:
Betriebsanleitung für Duo-Blechwalzwerke,
Krupp Industrietechnik AG, Essen, 1983

[KRÜG 01] Krüger L.:
Untersuchungen zum Festigkeits-, Verformungs- und Versagensverhalten der Legierung Ti-6-22-22S in Abhängigkeit von der Temperatur, der Dehngeschwindigkeit und dem Spannungszustand,
Dissertation, Technische Universität Chemnitz, 2001

[KÜHN 90] Kühne H.-J.:
Einfluss des Schneidvorganges auf die Maßhaltigkeit und den Spannungszustand von Elektroblechen,
VDI Verlag, Düsseldorf, Fortschritt-Berichte VDI, Nr. 198, 1990

[KÜHN 91] Kühne H.-J.:
Der Schneidvorgang selbst und die Stempelgeometrie als Ursache für Maßungenauigkeiten und Spannungen beim Scherschneiden von Elektroblech,
Blech Rohre Profile, Nr. 38, Seite 397-401, 1991

[KURA 10] Kuratle R. H., Signer A.:
Robuste Signale von mechanischen Messgrößen,
Kistler Gruppe, Winterthur (Schweiz), 2010

[LANG 90] Lange K.:
Umformtechnik, Handbuch für Industrie und Wissenschaft, Band 3: Blechbearbeitung,
Springer-Verlag, Berlin, 2. Auflage, 1990

[LANG 97] Lange K., Birzer F., Höfel P., Mukhoty A., Singer H.:
Umformen und Feinschneiden, Handbuch für Verfahren, Werkstoffe, Teilegestaltung,
Verlag Hallwag AG, Bern (Schweiz), 1997

[LANG 01] Lange G.:
Systematische Beurteilung technischer Schadensfälle,
Wiley-VCH Verlag GmbH, Weinheim, 5. Auflage, 2001

[LANG 49] Lange M.:
Prüfen der Zerspanbarkeit durch Messung der Schnitttemperatur,
Carl Hanser Verlag, München, 1949

[LAVA 01] Lavaire N., Merlin J., Sardoy V.:
Study of ageing in strained ultra and extra low carbon steels by thermoelectric power measurement;
Scripta Materialia, 44, Seite 553-559, 2001

[LECO 05] N.N.:
AMH43 Automatic Micro/Macro-indentation Hardness Testing System, Instructional Manual,
LECO Corporation, St. Joseph (Michigan, USA), 2005

[LECH 12] Lechner Ch., Seume J.:
Stationäre Gasturbinen,
VDI-Buch, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2. Auflage, 2012

[LEE 06] Lee W.-S., Liu C.-Y.:
The effects of temperature and strain rate on the dynamic flow behaviour of different steels,
Materials Science and Engineering A 426, Seite 101-113, 2006

[LIND 08] N.N.:
Datenblatt Argon 4.6,
Linde AG, Stand 21.04.2008

[LIND 10] Lind L., Peetsalu P., Podra P., Adoberg E., Veinthal R., Kulu P.:
Description of punch wear mechanism during fine blanking process,
7th International DAAAM Baltic Conference “Industrial Engineering”, Tallinn (Estland), 2010

[LONG 05] Longbottom J.M., Lanham J.D.:
Cutting temperature measurement while machining - a review,
Aircraft Engineering and Aerospace Technology: An International Journal, 77/2, Seite 122-130, 2005

[LOWA 67] Lowack H.:
Temperaturen an Hartmetallwerkzeugen bei der Stahlzerspanung,
Dissertation, Rheinisch-Westfälische Hochschule Aachen, 1967

[LUEG 55] Lueg W., Rossié W.:
Zur Bemessung des Schneidspaltes in der Stanzereitechnik,
Industrie-Anzeiger, Essen, Nr. 6, Seite 657-664, 1955

[LÜTH 01] Lüthje H., Löhken T., Rehse M.:
Intelligente Werkzeuge durch integrierte Mikrosysteme,
Infobörse Mikrosystemtechnik, Nr. 14, 2001

[LUNA 06] Lunau St., John A., Meran R., Roenpage O., Staudter C.:
Six Sigma + Lean Toolset: Verbesserungsprojekte erfolgreich durchführen,
Springer - Verlag, Berlin Heidelberg, 2006

[MACD 62] MacDonald D. K. C.:
Thermoelectricity: An Introduction to the Principles,
John Wiley & Sons, New York London, 1962

[MACD 00] Macdougall D.:
Determination of the plastic work converted to heat using radiometry,
Experimental Mechanics, Vol. 40, Nr. 3, Seite 298-306, 2000

[MACH 78] Macherauch E., Vöhringer O.:
Das Verhalten metallischer Werkstoffe unter mechanischer Beanspruchung,
Zeitschrift für Werkstofftechnik, Nr. 9, Seite 370-391, 1978

[MADE 96] Madelung O.:
Introduction to Solid-State Theory,
Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 1996

[MAHR 07] N.N.:
MARSURF XC 2/ XC 20, PC-basierte stationäre Konturmessplätze,
Mahr GmbH, Göttingen, 2007

[MAKI 66] Makino H., Suto T., Fukushima E.:
An experimental investigation of the grinding process,
Mechanical Laboratory of Japan, Vol. 12, Seite 17-25, 1966

[MANN 05] Mann H., Schiffelgen H., Froriep R.:
Einführung in die Regelungstechnik,
Carl Hanser Verlag, München Wien, 2005

[MANO 76] Manolow N.:
Über das Gesetz der Kontaktreibung,
Schmierungstechnik, Nr. 7, Heft 9, Seite 268-270, 1976

[MARE 76] Marejka P.:
Untersuchung des Kraft- und Arbeitsbedarfes beim Lochen von austenitischen Grobblechen,
Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 1976

[MART 10] Martin J., Tritt T., Uher C.:
High temperature Seebeck coefficient metrology,
Journal of Applied Physics, Vol. 108, Seite 121101-1 - 121101-12, 2010

[MART 12] Martin J.:
Apparatus for the high temperature measurement of the Seebeck coefficient in thermoelectric materials,
Review of Scientific Instruments, Vol. 83 (065101), 2012

[MASO 94] Mason J. J., Rosakis A. J., Ravichandran G.:
On the strain and strain rate dependence of the fraction of plastic work converted to heat: An experimental study using high speed infrared detectors and the Kolsky bar,
Mechanics of Materials, Nr. 17, S. 135-145, 1994

[MASS 07] Maßmann T. C.:
Wirkmechanismen additivierter Schmierstoffe in der Kaltumformung,
Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule, 2007

[MATU 80] Matuszewski H.:
Untersuchung der Größe der Schnitt- und Rückzugskraft und des Größenverhältnisses zueinander als Funktion von verschiedenen Parametern beim Lochen von Blechen,
Forschungsberichte des Landes Nordrhein-Westfalen, Nr. 2994, 1980

[MCFE 58] McFeron D. E., Chao B. T.:
Transient interface temperatures in plain peripheral milling,
Transactions of the ASME, Vol. 80, Seite 321-329, 1958

[MEHL 70] Mehlhorn H.:
Beherrschung der Fertigungsverfahren Schneiden,
Fertigungstechnik und Betrieb, Heft 1, 20. Jahrgang, Januar, Seite 33-37, 1970

[MERC 45] Merchant M. E.:
Mechanics of the metal cutting process, I. Orthogonal cutting and a type 2 chip,
Journal of Applied Physics, Vol. 16, Nr. 5, 1945

[MEYE 62-1] Meyer M.:
Verfahren zum Erzielen glatter Schnittflächen beim Blechschneiden,
Mitteilung der Forschungsgesellschaft Blechverarbeitung, Nr. 19, Seite 282-293, 1962

[MEYE 62-2] Meyer M.:
Verfahren zum Erzielen glatter Schnittflächen beim vollkantigen Schneiden von Blech,
Dissertation, Technische Hochschule Hannover, 1962

[MEYE 06] Meyer L. W.:
Einsatz von Temperatur- und Kraftsensoren in Schleifwerkzeugen,
Dissertation, Universität Bremen, 2006

[MEYE 07] Meyer L. W., Kuprin C., Halle T.:
Ermittlung von Fließkurven für die Simulation schneller Warmumformvorgänge,
Materialwissenschaften und Werkstofftechnik, Band 32/2, Seite 97-100, 2007

[MORG 69] Morgner W.:
Thermoelektrische Untersuchung metallischer Werkstoffe,
Dissertation, Technische Hochschule Otto von Guericke Magdeburg, 1969

[MORG 70] Morgner W., Becker B., Spies H.-J.:
Thermoelektrische Eigenschaften der Gefügebestandteile von Stahl und Eisen,
Neue Hütte, Leipzig, 15. Jahrgang, Heft 8, Seite 480-483, 1970

[MÜLL 97] Müller W.:
Temperaturverhältnisse und Reaktionskinetik beim Ziehen und Wärmebehandeln von Draht,
Dissertation, Technischen Universität Bergakademie Freiberg, 1997

[MÜLL 04] Müller B.:
Thermische Analyse des Zerspanens metallischer Werkstoffe bei hohen Schnittgeschwindigkeiten,
Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 2004

[MÜSE 03] Müser M. H.:
Der mikroskopische Ursprung der Reibung,
Physik Journal 2, Nr. 9, Seite 43-48, 2003

[MÜSS 02] Müssig B.:
Temperierung von Schmiedewerkzeugen zur Erhöhung der Bauteilgenauigkeit,
Dissertation, Universität Hannover, 2002

[NAGY 98] Nagy P. B., Hu J.:
Thermo-electric detection of early fatigue damage in metals,
Review of Progress in Quantitative Nondestructive Testing, Vol. 17, Seite 1573-1580, 1998

[NARA 27] Narath H. A.:
Untersuchungen über die Vorgänge beim Stanzen und Lochen,
Maschinenbau – Der Betrieb, Band 6, Nr. 19, Seite 948-951, 1927

[NAKA 65] Nakada Y.:
Orientation dependence of energy dissipation during plastic deformation of f.c.c. crystals,
Philosophical Magazine, 11:110, Seite 251-261, 1965

[NATI 08-1] N.N.:
High-Accuracy M Series Multifunctional Data Acquisition – 18-Bit, up to 625 kS/s, up to 32 Analog Inputs,
National Instruments, Austin (Texas, USA), Datenblatt, 2008

[NATI 08-2] N.N.:
High-Speed M Series Multifunctional Data Acquisition – 16-Bit, up to 1.25 MS/s, up to 80 Analog Inputs,
National Instruments, Austin (Texas, USA), Datenblatt, 2008

[NEID 10] Neidel A., Engel L., Klingele H., Matijasevic-Lux B., Broichhausen J., Völker J., Wanzek H.:
Handbuch Metallschäden,
Carl Hanser Verlag, München Wien, 2010

[NERZ 98] Nerzak T.:
Simulation des Deformations- und Versagensverhaltens bei stoßartiger Belastung,
Technische Mechanik, Band 18, Heft 3, Seite 217-224, 1998

[NEUM 79] Neumann C.-P.:
Die Schneidbarkeit von Elektroblech und ihre Prüfung unter besonderer Berücksichtigung von Blechwerkstoff und Schneidspalt,
Dissertation, Universität Hannover,1979

[NEYJ 98] Ney José Luiggi A.:
Characterization by Thermoelectric Power of a Commercial Aluminum-Iron-Silicon Alloy (8011) during Isothermal Precipitation,
Metallurgical and Material Transactions A, Vol. 29 A, Seite 2669-2677, 1998

[NICH 59] Nicholas J. F.:
The dissipation of energy during plastic deformation,
Acta Metallurgica, Vol. 7, Seite 544-548, 1959

[NIEM 05] Niemann G., Winter H., Höhn B.-R.:
Maschinenelemente,
Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York, 4. Auflage, 2005

[NOLT 07] Nolting J.:
Detektoren für optische Strahlung,
Deutsche Optikerzeitung, Nr. 4, DOZ-Verlag, Heidelberg, Seite 50-56, 2007

[NORD 35] Nordheim L., Gorter C. J.:
Bemerkungen über Thermokraft und Widerstand,
Physica, Seite 383-390, 1935

[NÜRN 10] Nürnberg G.:
Untersuchungen zum Scherschneiden von Magnesiumblech unter Serienbedingungen,
Dissertation, Technische Universität München, 2010

[OBST 07] Obst M.:
Feinschneidöl – die Lösung für spezielle Prozesse,
Blech in Form, Nr. 4, Carl Hanser Verlag, München, 2007

[ODES 05] Odeshi A. G., Al-ameeri S., Bassim M. N.:
Effect of high strain rate on plastic deformation of a low alloy steel subjected to ballistic impact,
Journal of Materials Processing Technology, 162–163, Seite 385-391, 2005

[OMEG 11] N.N.:
Werksbescheinigung CAL-1,
Omega Newport Electronics GmbH, Deckenpfronn, 2011

[PABS 08] Pabst R.:
Mathematische Modellierung der Wärmestromdichte zur Simulation des thermischen Bauteilverhaltens bei der Trockenbearbeitung,
Dissertation, Universität Karlsruhe, 2008

[PANT 11] Pantke K.:
Entwicklung und Einsatz eines temperatursensorischen Beschichtungssystems für Zerspanwerkzeuge,
Dissertation, Technische Universität Dortmund, 2011

[PEKL 57] Peklenik J.:
Ermittlung von geometrischen und physikalischen Kenngrößen für die Grundlagenforschung des Schleifens,
Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 1957

[PELS 05] Pelster R., Pieper R., Hüttl I.:
Thermospannungen – viel genutzt aber fast immer falsch erklärt!,
Physik und Didaktik in Schule und Hochschule,1/4, Seite 10-22, 2005

[PETE 56] Peter H.:
Der Schneidspalt des Schnittwerkzeuges,
Werkstatttechnik und Maschinenbau, 46. Jahrgang, Heft 2, Seite 53-58, 1956

[PETH 82] Pethica J. B., Tabor D.:
Characterized metal microcontacts,
The Journal of Adhesion, Vol. 13, Nr. 3-4, Seite 215-228, 1982

[POLI 05] Polifke W., Kopitz J.:
Wärmeübertragung – Grundlagen, analytische und numerische Methoden,
Pearson Studium, München, 2005

[POLZ 82] Polzer G., Meißner F.:
Grundlagen zur Reibung und Verschleiß
VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 2. Auflage, 1982

[PONN 06] Ponnambalam V., Lindesey S., Hickman N. S., Tritt T. M.:
Sample probe to measure resistivity and thermopower in the temperature range of 300-1000 K,
Review of Scientific Instruments, Vol. 77-7, Seite 073904-073904-5, 2006

[POST 64] Postnikov S. N.:
The friction of metals,
Contemporary Physics, Vol. 6, Nr. 2, Seite 94-111, 1964

[PRAN 28] Prandtl L.:
Ein Gedankenmodell zur kinetischen Theorie der festen Körper,
Zeitschrift für angewandte Mathematik und Mechanik, Band 8, Seite 85-106, 1928

[PREL 09] Prel du J.-B., Hommel G., Röhrig B., Blettner M.:
Konfidenzintervall oder p-Wert?,
Deutsches Ärzteblatt, Jahrgang 106, Heft 19, 2009

[PUGH 68] Pugh H.:
Die Anwendung hydrostatischen Druckes beim Umformen von Metallen,
Industrie-Anzeiger Werkzeugmaschine und Fertigungstechnik, 90. Jahrgang, Nr. 64, Seite 13-17,1968

[RAED 02] Raedt H.-W.:
Grundlagen für das schmiermittelreduzierte Tribosystem bei der Kaltumfomung des Einsatzstahles 16MnCr5,
Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 2002

[RANA 06] Rana R., Singh S. B., Mohanty O. N.:
Thermoelectric power studies of copper precipitation in a new interstitial-free steel,
Scripta Materialia, Volume 55, Issue 12, Seite 1107-1110, 2006

[RASM 03] N.N.:
Mikroohmmeter Typ MO2A, MO2A-50/ MO2A-100 Bedienungshandbuch,
Rasmus & Kühne GmbH, Bannewitz, Version 1.2003, 2003

[RAVI 01] Ravichandran G., Rosakis A. J., Hodowany J., Rosakis P.:
On the conversion of plastic work into heat during high-strain-rate deformation,
Shock Compression of Condensed Matter, CP620, Seite 557-562, 2001

[REIC 52] Reichel W.:
Die Werkstoffkontrolle, Werkzeugformgebung und Geschwindigkeits-festlegung in Ziehereien mittels Ein- und Zweistahlverfahren,
„Draht“, Coburg, Nr. 4, Seite 96-107, 1952

[REIC 68] Reichel W., Katz R.:
Das Stanzen kleiner Löcher,
Blech, Nr. 1, Seite 24-34, 1968

[REID 05] Reider G. A.:
Photonik: Eine Einführung in die Grundlagen,
Springer-Verlag, Wien New York, 2. Auflage, 2005

[RENT 96] Rentsch C.:
Feinschneiden mit beschichteten Werkzeugen,
Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 2: Fertigungstechnik, Nr. 413, 1996

[RIED 02] Riedl M. J.:
Optische Grundlagen für Infrarotsysteme,
SPIE Press, Bellingham Washington, 2002

[ROCC 50] Rocca R., Bewer M. B.,
The thermoelastic effect in iron and nickel as function of temperature,
Transactions of the American Institute of Mining and Metallurgical Engineers, Vol. 188, Seite 327-333, 1950

[ROES 40] Roeser W. F.:
Thermoelectric thermometry,
Journal of Applied Physics, Vol. 11, Seite 388-407, 1940

[ROGE 79] Rogers H. C.:
Adiabatic plastic deformation,
Annual Review of Material Science, Vol. 9, Seite 283-311, 1979

[RONN 10] Ronninger C.:
Versuchsmethoden Statistik & DoE,
Handbuch Visual-XSel, Auflage 12.0, 2010

[ROMA 59] Romanowski W. P.:
Handbuch der Stanzereitechnik,
VEB Verlag Technik, Berlin, 1959

[ROMA 79] Romanowski W. P.:
Handbuch der Kaltumformung (russische Fassung: Spravochnik po holodnoj shtampovke),
Leningrad „Maschinenbau“ (Leningrad „Mashinostroenie“, Leningradskoe otdelenie), 6. Auflage, 1979

[ROOS 08] Roos E., Maile K.:
Werkstoffkunde für Ingenieure,
Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2008

[ROSA 00] Rosakis P., Rosakis A. J., Ravichandran G., Hodowany J.:
A thermodynamic internal variable model for the partition of plastic work into heat and stored energy in metals,
Journal of the Mechanics and Physica of Solids, Vol. 48, Seite 581-607, 2000

[ROSE 68] Rosenbaum R.:
Some properties of gold-iron thermocouple wire,
The review of Scientific Instruments, Vol. 39, Nr. 6, Seite 890-899, 1968

[RÖSL 08] Rösler J., Harders H., Bäker M.:
Mechanisches Verhalten der Werkstoffe,
Vieweg + Teubner, Wiesbaden, 3. Auflage, 2008

[ROWE 95] Rowe D. M.:
CRC Handbook of Thermoelectrics,
CRC Press, Boca Raton, New York London Tokyo, 1995

[RÖTT 76] Röttger R.:
Elektrodynamische Hochgeschwindigkeitspresse,
VDI-Berichte, Nr. 272, Seite 61-70, 1976

[RUMP 61] Rumpf H.:
Problemstellungen und neue Ergebnisse der Bruchtheorie,
Materialprüfung, Jahrgang 3, Nr. 7, Seite 253-265, 1961

[RYTT 08] Ryttberg K., Knutson Wedel M., Nyborg L.:
Electron microscopy of white-etching band generated by high-velocity parting-off of 100CrMn6 steel,
Materials Science and Engineering A, 480, Seite 489-495, 2008

[SÄHN 93] Sähn S., Göldner H.:
Bruch- und Beurteilungskriterien in der Festigkeitslehre,
Fachbuchverlag Leipzig, Leipzig, 1993

[SCHA 37] Schaumann H.:
Die Schnitttemperatur im Drehvorgang und ihre Anwendung als Zerspanbarkeits-Kennziffer,
Dissertation, Technische Hochschule München, 1937

[SCHE 88] Schedler W.:
Hartmetall für den Praktiker,
VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf, 1988

[SCHI 99] Schiele I. C.:
Entwicklung und Untersuchung von oberflächenmikromechanischen Relais für die Anwendung in der Hochfrequenztechnik,
Herbert Utz Verlag, München, 1999

[SCHIL 77] Schilling H.:
Festkörperphysik,
VEB Fachbuchverlag (Lizenzausgabe Verlag Harri Deutsch, Thun), Leipzig, 1977

[SCHL 08] Schlittgen R.:
Einführung in die Statistik,
Oldenbourg Verlag, München, 11. Auflage, 2008

[SCHM 02] Schmidt W.-D.:
Sensorschaltungstechnik,
Vogel Buchverlag, Würzburg, 2. Auflage, 2002

[SCHM 07] Schmidt R.-A.:
Umformen und Feinschneiden,
Carl Hanser Verlag, München Wien, 2007

[SCHM 82] Schmitt J. H., Jalinier J. M.:
Damage in sheet metal forming – I, Physical behavior,
Acta Metallurgica, Vol. 30, Issue 9, Seite 1789-1798, 1982

[SCHN 69] Schnurbusch G.:
Über die Schneidbarkeit von Elektroblechen,
Dissertation, Technische Universität Berlin, 1969

[SCHU 96] N.N.:
Handbuch der Umformtechnik / Schuler GmbH (Göppingen),
Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 1996

[SCHU 10] Schulz J., Holweger W.:
Wechselwirkung von Additiven mit Metalloberflächen,
Expert Verlag, Renningen, 2010

[SCHU 11-1] Schulz J., Brinksmeier E., Meyer D., Koch T.:
Projekt CoolArt: Eine interdisziplinäre Herangehensweise aus Forschung und Praxis (Teil 1),
Mineralöltechnik, Heft 1, 2011

[SCHU 11-2] Schulz J., Brinksmeier E., Meyer D., Huesmann A.-G.:
Projekt CoolArt: Eine interdisziplinäre Herangehensweise aus Forschung und Praxis (Teil 2),
Mineralöltechnik, Heft 9/10, 2011

[SCHÜ 90] Schüßler M.:
Hochgeschwindigkeits-Scherschneiden im geschlossenen Schnitt zur Verbesserung der Schnitteilequalität,
Dissertation, Technische Hochschule Darmstadt, 1990

[SCHW 33] Schwerd F.:
Über die Bestimmung des Temperaturfeldes beim Spanablauf,
Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure, Band 77, Nr. 9, Seite 211-216, 1933

[SCHW 10] Schwarz F.:
Simulation der Wechselwirkungen zwischen Prozess und Struktur bei der Drehbearbeitung,
Dissertation, Technische Universität München, 2010

[SEEB 25] Seebeck T. J.:
Magnetische Polarisation der Metalle und Erze durch Temperatur-Differenz,
Abhandlungen der physikalischen Klasse der königlichen Akademie der Wissenschaften, Berlin, 1825

[SHPE 90] Shpenkov G. P.:
Friction Surface Phenomena,
Tribology Series 29, Elsevier Science B.V., Amsterdam, 2009

[SIEB 52] Siebel E.:
Werkstoffmechanik,
Zeitschrift des Vereins Deutscher Ingenieure, Düsseldorf, Band 94, Nr. 16, Seite 465-471, 1952

[SING 91] Singer H.:
Werkstoffe für das Umformen und Feinschneiden,
Seminarunterlagen Technische Akademie Wuppertal, Seminar-Nr. 812210011, 1991

[SOMM 07] Sommerlatte J., Nielsch K., Böttner H.:
Thermoelektrische Multitalente,
Physik Journal, Jahrgang 6, Nr. 5, Seite 35-41, 2007

[SOMM 10] Sommer K., Heinz R., Schöfer J.:
Verschleiß metallischer Werkstoffe,
Vieweg + Teubner Verlag, Wiesbaden, 2010

[SPÄT 53] Späth W.:
Thermoelektrische Effekte in belasteten Metallen,
Metall, 7. Jahrgang, Heft 11/12, Seite 430-432, 1953

[SPUR 85] Spur G.:
Handbuch der Fertigungstechnik – Band 2/3 Umformen und Zerteilen,
Carl Hanser Verlag, München, 1985

[STAC 05] Stachowiak G. W., Batchelor A. W.:
Engineering Tribology,
Elsevier Butterworth-Heinemann publication, 3. Auflage, 2005

[STAH 07] N.N.:
Stahlschlüssel-Taschenbuch,
Verlag Stahlschlüssel Wegst GmbH, 21. Auflage, 2007

[STEN 65] Stenger H.:
Über die Abhängigkeit des Formänderungsvermögens metallischer Stoffe vom Spannungszustand,
Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 1965

[STEN 83] Stenzel D.:
Erarbeitung eines Kurzprüfverfahrens zur Ermittlung optimaler Aluminium-Schmierstoff-Kombinationen im Hinblick auf die Vermeidung von Aufschweißungen beim Lochen von Aluminiumblech,
Forschungsbericht Nr. 6, Deutsche Forschungsgesellschaft für Blechverarbeitung e.V., Hannover, 1983

[STRO 55] Stromberger C., Dies R.:
Untersuchungen über die Kraft-, Temperatur-, Reibungs- und Verschleißverhältnisse beim Lochen von Blechen mit runden Stempeln,
Mitteilungen der Forschungsgesellschaft Blechverarbeitung, Düsseldorf, Nr. 12, 1955

[STRO 98-1] Strong A., Hoskins K. R.:
The LT1167: Single Resistor Sets the Gain of the Best Instrumentation Amplifier,
Design Note 182, Linear Technology Corporation, Milpitas (USA), 1998

[STRO 98-2] Strong A.:
The LT1167: Precision, Low Cost, Low Power Instrumentation Amplifier Requires a Single Gain-Set Resistor,
Design Features, Linear Technology Magazine, Mai, 1998

[STRO 04] Strohrmann G.:
Meßtechnik im Chemiebetrieb: Einführung in das Messen verfahrenstechnischer Größen,
Oldenbourg Industrieverlag GmbH, München, 10. Auflage, 2004

[STUA 87] Stuart C. M.:
Thermoelectric differences used for metal sorting,
Journal of testing and evaluation, Band 15, Seite 224-230, 1987

[STÜW 63] Stüwe H.-P.:
Mechanismen beim Verformungsbruch und beim Sprödbruch,
Archiv für das Eisenhüttenwesen, Heft 8, 34.Jahrgang, Seite 633-640, 1963

[SUBR 13] Subramonian S., Altan T., Campbell C., Ciocirlan B.:
Determination of forces in high speed blanking using FEM and experiments,
Journal of Materials Processing Technology, 213, Seite 2184-2190, 2013

[TALA 85] Talantov N. V., Voevodin G. A., Kurchenko A. I.:
Experimental determination of cutting temperature in machining steels with various microstructures,
Physics and chemistry of materials treatment, Band 19, Seite 216-218, 1985

[TAYL 33] Taylor G. I., Quinney H.:
The latent energy remaining in a metal after cold working,
Proceedings of the Royal Society of London, Vol. 413, Seite 307-325, 1933

[THIE 65] Thießen P. A.:
Physikalische-chemische Untersuchungen tribomechanischer Vorgänge,
Zeitschrift für Chemie, 5. Jahrgang, Heft 5, Seite 163-171, 1965

[TIAN 92] Tian X., Kennedy F. E., Deacutis J. J., Henning A. K.:
The development and use of thin film thermocouples for contact temperature measurement,
Tribology Transactions, Vol. 35, Seite 491-499, 1992

[TIEZ 02] Tietze U., Schenk C.:
Halbleiter-Schaltungstechnik,
Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 12. Auflage, 2002

[TIMM 56] Timmerbeil F. W.:
Der Einfluß der Schneidkantenabnutzung auf den Schneidvorgang am Blech,
Werkstattstechnik und Maschinenbau, 46, Jahrgang, Heft 2, Seite 58-66, 1956

[TIMM 57] Timmerbeil F. W.:
Untersuchung des Schneidvorganges bei Blech insbesondere beim geschlossenen Schnitt,
Dissertation, Technische Hochschule Hannover, 1957

[TOML 29] Tomlinson G. A.:
A molecular theory of friction,
Philosophical magazine and Journal of Science, Vol. 7, No. 46, Seite 905-939, 1929

[TRIT 01] Tritt T. M.:
Recent Trends in Thermoelectric Materials Research I,
Academic Press, San Diego (USA), 2001

[TRIT 05] Tritt T. M.:
Electrical and thermal transport measurement techniques for evaluation of the figure-of-merit of bulk thermoelectric materials,
In: Thermoelectrics Handbook, Macro to Nano, Editor: Rowe D. M., Taylor & Francis, Boca Raton (USA), 2005

[TROS 66] Tross A.:
Über das Wesen und den Mechanismus der Festigkeit,
Buchdruckerei + Reproanstalt Rudolf Peichär, Saalfelden, 1966

[TROS 82] Tross A.:
Der Mechanismus der Reibung – Teil 1,
Glasers Annalen, Band 86, 1962

[UETZ 72] Uetz H., Sommer K.:
Grenzflächentemperaturen bei Gleitbeanspruchung und deren Wirkung,
Mineralöltschnik, Nr. 12, 17. Jahrgang, 1972

[UGUE 12] Ugues D., Pellizzari M., Pisa A., Trotti R., Sisti V.:
Thermal cracking and soldering on PVD coated steel with edges and different surface finishing,
Proceedings of the 9th International Tooling Conference, Leoben (Österreich), Seite 571-580, 2012

[URBA 11] Urban D., Mayerl J.:
Regressionsanalyse: Theorie, Technik und Anwendung,
VS Verlag für Sozialwissenschaften - Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH, 4. Auflage, 2011

[VAZ 02] Vaz M., Bressan J. D.:
A computational approach to blanking processes,
Journal of Material Processing Technology,125-126, Seite 206-212, 2002

[VEEN 78] Veenstra P. C.:
A criterion for critical tool wear in blanking,
Annals of the CIRP, Vol. 27/I, Seite 157-158, 1978

[VINA 91] Vinaricky E.:
Grundlagen elektrischer Kontakte,
Heft Kontaktverhalten und Schalten, Berlin, Seite 7-15, 1991

[VINA 02] Vinaricky E.:
Elektrische Kontakte, Werkstoffe und Anwendungen,
Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2. Auflage, 2002

[WALT 02] Walter M.:
Mechanische und fraktographische Charakterisierung des niedrigaktivierbaren Chromstahles F82H-mod im spröd-duktilen Übergangsbereich,
Dissertation, Universität Karlsruhe, 2002

[WARN 05] Warne D. F.:
Newnes Electrical Power Engineer's Handbook,
Elsevier, Oxford , 2. Auflage, 2005

[WEBS 99] Webster J. G.:
The Measurement, Instrumentation and Sensor Handbook,
CRC Press LLC, Boca Raton (USA), 1999

[WEIN 05] Weinert K., Tillmann W., Hammer N.:
Werkzeugbeschichtungen als Thermoelement,
Werkstatt und Betrieb, Heft 6, 2005

[WIEG 60] Wiegand H., Kloos K. H.:
Der Reibungs- und Schmierungsvorgang in der Kaltformgebung und Möglichkeiten seiner Messung,
Werkstatt und Betrieb, 93. Jahrgang, Heft 4, 1960

[WIEL 99] N.N.:
Wieland-Kupferwerkstoffe: Herstellung, Eigenschaften und Verarbeitung,
Wieland-Werke AG, Datenblatt, 1999

[WIES 10] Wiese S.:
Verformung und Schädigung von Werkstoffen der Aufbau- und Verbindungstechnik
Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2010

[WILL 07] Will D., Gebhardt N.:
Hydraulik – Grundlagen, Komponenten, Schaltungen,
Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 3. Auflage, 2007

[WILS 91] Wilson W. R. D., Hsu T. C., Huang X. B.:
A realistic friction model for computer simulation of sheet metal forming,
PED, Vol. 54/TRIB-Vol. 2: Tribological Aspects in Manufacturing, Seite 237-252, 1991

[WISU 09] N.N.:
WISURA ZO 3180 Feinschneid- und Umformschmierstoff,
Wisura GmbH, Bremen, 2009

[WOOD 88] Wood C., Chmielewski A., Zoltan D.:
Measurement of seebeck coefficient using a large thermal gradient,
Review of Scientific Instruments, Vol. 59, Nr. 6, Seite 951-954, 1988

[WORC 11] Worch H., Pompe W., Schatt W.:
Werkstoffwissenschaften,
Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA, Weinheim, 10. Auflage, 2011

[WRIG 02] Wright T. W.:
The Physics and Mathematics of adiabatic shear bands,
Cambridge Monographs on Mechanics, Cambridge University Press, Cambridge (UK), 2002

[WU 03-1] Wu X. Y., Ramesh K. T., Wright T.W.:
The coupled effects of plastic strain gradient and thermal softening on the dynamic growth of voids,
International Journal of Solids and Structures, 40, Seite 6633-6651, 2003

[WU 03-2] Wu X. Y., Ramesh K. T., Wright T. W.:
The effects of thermal softening and heat conduction on the dynamic growth of voids,
International Journal of Solids and Structures, 40, Seite 4461-4478, 2003

[YOSH 04] Yoshioka H., Hashizume H., Shinno H.:
In-process microsensor for ultraprecision machining,
IEE Proceedings-Science, Measurement and Technology, Vol. 151, No. 2, Seite 121-125, 2004

[ZEHN 91] Zehnder A. T., Rosakis A. J.:
On the temperature distribution at the vicinity of dynamically propagating cracks in 4340 steel,
Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 39, No. 3, Seite 384-415, 1991

[ZEHN 98] Zehnder A. T., Babinsky E., Palmer T.:
Hybrid method for determination the fraction of plastic work converted to heat,
Experimental Mechanics, Vol. 38, No. 4, Seite 295-302, 1998

[ZEIS 06] N.N.:
AxioCam MRc 5 - A World of Digital Possibilities,
Carl Zeiss Mikroskopie GmbH, Jena, 2006

[ZIEB 96] Ziebeil F.:
Mechanische und thermische Belastung von Zerspanwerkzeugen,
VDI Verlag GmbH, Düsseldorf, Fortschrittsberichte VDI Reihe 18, Nr. 193, 1996

[ZÜNK 77] Zünkler B., Bokelmann G.:
Festigkeits- und Elastizitätsfragen beim Schneiden von Blechen,
Blech Rohre Profile, 6, Seite 182-187, 1977

[ZÜNK 85] Zünkler B.:
Geometrische Einflüsse beim Lochen von Ronden,
Bänder Blech Rohre, 4, Seite 101-105, 1985

[ZWIC 08] N.N.:
Zwick Betriebsanleitung Material-Prüfmaschine,
Zwick GmbH & Co. KG, Ulm, Ausgabe V 2.0e, 2008

14 Normen und Richtlinien

[DIN 377] DIN EN ISO 377 Entwurf April 2012:
Stahl und Stahlerzeugnisse – Lage und Vorbereitung von Probenabschnitten und Proben für mechanische Prüfung,
DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 2012

[DIN 643] DIN EN ISO 643 September 2003:
Mikrophotographische Bestimmung der scheinbaren Korngröße,
DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 2003

[DIN 1319-1] DIN 1319-1 Januar 1995:
Grundlagen der Messtechnik, Teil 1: Grundbegriffe,
DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 1995

[DIN 4287] DIN EN ISO 4287 Juli 2010:
Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren - Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit,
DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 2010

[DIN 6507-1] DIN EN ISO 6507-1 März 2006:
Metallische Werkstoffe – Härteprüfung nach Vickers – Teil 1: Prüfverfahren,
DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 2006

[DIN 6892-1] DIN EN ISO 6892-1 Dezember 2009:
Metallische Werkstoffe – Zugversuch – Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur,
DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 2009

[DIN 7500-1] DIN EN ISO 7500-1 April 2013, Entwurf:
Metallische Werkstoffe - Prüfung von statischen einachsigen Prüfmaschinen - Teil 1: Zug- und Druckprüfmaschinen - Prüfung und Kalibrierung der Kraftmesseinrichtung,
DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 2013

[DIN 7500-1/4] DIN EN ISO 7500-1 Beiblatt 4, März 2013:
Metallische Werkstoffe - Prüfung von statischen einachsigen Prüfmaschinen - Teil 1: Zug- und Druckprüfmaschinen - Prüfung und Kalibrierung der Kraftmesseinrichtung, Beiblatt 4: Informationen zur Berücksichtigung der Messunsicherheit bei der Klassifizierung von Werkstoffprüfmaschinen
DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 2013

[DIN 8580] DIN 8580 September 2003:
Fertigungsverfahren Begriffe, Einteilung,
DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 2003

[DIN 8583-2] DIN 8583-2 September 2003:
Fertigungsverfahren Druckumformen, Teil 2: Walzen,
DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 2003

[DIN 8588] DIN 8588 September 2003:
Fertigungsverfahren Zerteilen, Einordnung, Unterteilen, Begriffe,
DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 2003

[DIN 9869-2] DIN 9869 Blatt 2 Oktober 1969:
Begriffe für Werkzeuge der Stanztechnik, Schneidwerkzeuge,
DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 1969

[DIN 9870-2] DIN 9870 Blatt 2 Oktober 1972:
Begriffe der Stanztechnik, Fertigungsverfahren und Werkzeuge zum Zerteilen,
DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 1972

[DIN 10149-1] DIN EN 10149 Teil 1 November 1995:
Warmgewalzte Flacherzeugnisse aus Stählen mit hoher Streckgrenze zum Kaltumformen, Teil 1: Allgemeine Lieferbedingungen,
DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 1995

[DIN 10149-2] DIN EN 10149 Teil 2 November 1995:
Warmgewalzte Flacherzeugnisse aus Stählen mit hoher Streckgrenze zum Kaltumformen, Teil 2: Lieferbedingungen für thermomechanisch gewalzte Stähle,
DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 1995

[DIN 13005] DIN V ENV 13005 Juni 1999:
Leitfaden zur Angabe der Unsicherheit beim Messen,
DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 1999

[DIN 50125] DIN 50125 Juli 2009:
Prüfung metallischer Werkstoffe – Zugproben,
DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 2009

[DIN 50602] DIN EN 50602 September 1985:
Metallographische Prüfverfahren; Mikroskopische Prüfung von Edelstählen auf nichtmetallische Einschlüsse mit Bildreihen,
DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 1985

[DIN 51412] DIN 51412 Teil 2 Januar 2013:
Prüfung von Mineralölerzeugnissen – Bestimmung der elektrischen Leitfähigkeit – Teil 2: Feldverfahren,
DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 2013

[DIN 60584-1] DIN EN 60584-1 Oktober 1996:
Thermopaare, Teil 1: Grundwerte der Thermospannungen,
DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 1996

[DIN 60584-2] DIN EN 60584-2 Oktober 1994:
Thermopaare, Teil 2: Grenzabweichungen der Thermospannungen,
DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Berlin, 1994

[DKD 3] Richtlinie DKD-3:
Angabe der Messunsicherheit bei Kalibrierungen,
Deutscher Kalibrierdienst (DKD), Ausgabe 01/1998, 1998

[DKD 5-3] Richtlinie DKD-R 5-3:
Kalibrierung von Thermoelementen,
Deutscher Kalibrierdienst (DKD), Ausgabe 12/2000, 2002

[JCGM 100] JCGM 100:2008 September 2008:
Evaluation of measurement data - Guide to the expression of uncertainty in measurement, GUM 1995 with minor corrections,
Joint Committee for Guides in Metrology (JCGM), 2008

[NIST 90] NIST ITS-90 Thermocouple Database:
NIST Standard Reference Database 60, Version 2.0 (Web Version),
National Institute of Standards and Technology (NIST), 1995

[SEP 1520] Stahl-Eisen-Prüfblatt, 3. Ausgabe, September 1998:
Mikroskopische Prüfung der Carbidausbildung in Stählen mit Bildreihen,
Verlag Stahleisen GmbH, Düsseldorf. 1998

[VDI 2662-2] VDI-Richtlinie 2662 Blatt 2:
Kalibrieren von Messmitteln für elektrische Größen: Methoden zur Ermittlung der Messunsicherheit,
Verein Deutscher Ingenieure, Düsseldorf, 2003

[VDI 2906-2] VDI-Richtlinie 2906 Blatt 2:
Schnittflächenqualität beim Schneiden, Beschneiden und Lochen von Werkstücken aus Metall: Scherschneiden,
Verein Deutscher Ingenieure, Düsseldorf, 1994

[VDI 2906-5] VDI-Richtlinie 2906 Blatt 5:
Schnittflächenqualität beim Schneiden, Beschneiden und Lochen von Werkstücken aus Metall: Feinschneiden,
Verein Deutscher Ingenieure, Düsseldorf, 1994

[VDI 3368] VDI-Richtlinie 3368:
Schneidspalt-, Schneidstempel- und Schneidplattenmaße für Schneidwerkzeuge der Stanztechnik,
Verein Deutscher Ingenieure, Düsseldorf, 1982

15 Anhang

15.1 Exemplarische Berechnung zum elektrischen Ersatzschaltbild der Kontaktverhältnisse

Das elektrische Ersatzschaltbild des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes geht davon aus, dass die gemessene Thermospannung aus vielen einzelnen parallelgeschalteten Elementarspannungsquellen, die jeweils mit einem Innenwiderstand in Reihe geschalten sind, resultiert. Jede Spannungsquelle kann einem Kontakt von Rauigkeitsspitzen zwischen der Stempel- und der Blechoberfläche zugeordnet werden. Im Folgenden wird exemplarisch anhand des Kontaktes dreier Rauigkeitsspitzen die Thermospannung des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes berechnet (Abbildung 15.1).

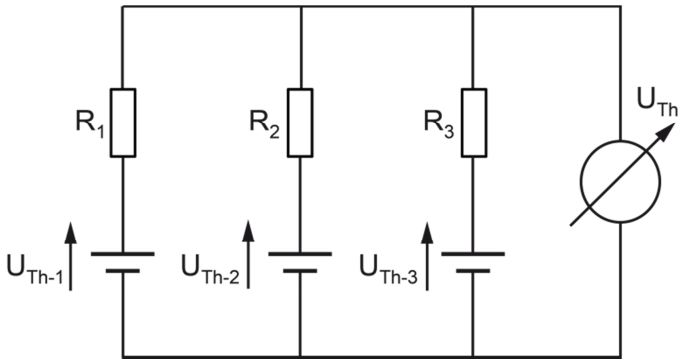


Abbildung 15.1: Elektrisches Ersatzschaltbild für drei Kontaktstellen

Die gemessene Thermospannung U_{Th} am Werkzeug-Werkstück-Thermoelement für drei Berührpunkte ergibt sich aus:

$$U_{Th} = \left(\frac{U_{Th\text{-}1}}{R_1} + \frac{U_{Th\text{-}2}}{R_2} + \frac{U_{Th\text{-}3}}{R_3}\right) \cdot \left(\frac{R_1 \cdot R_2 \cdot R_3}{R_2 \cdot R_3 + R_1 \cdot R_3 + R_1 \cdot R_2}\right) \qquad \textit{Formel 15-1}$$

$$= U_{Th\text{-}1} \cdot \underbrace{\left(\frac{R_2 \cdot R_3}{R_2 \cdot R_3 + R_1 \cdot R_3 + R_1 \cdot R_2}\right)}_{a_1} + U_{Th\text{-}2} \cdot \underbrace{\left(\frac{R_1 \cdot R_3}{R_2 \cdot R_3 + R_1 \cdot R_3 + R_1 \cdot R_2}\right)}_{a_2}$$

$$+ U_{Th\text{-}3} \cdot \underbrace{\left(\frac{R_1 \cdot R_2}{R_2 \cdot R_3 + R_1 \cdot R_3 + R_1 \cdot R_2}\right)}_{a_3}$$

mit

U_{Th}	resultierende Thermospannung des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes [µV]
U_{Th-n}	resultierende Thermospannung an der n. Kontaktstelle [µV]
R_n	Innenwiderstand der n. Spannungsquelle im Ersatzschaltbild [Ω]
a_n	Gewichtungsfaktoren [-]

Die gemessene Thermospannung setzt sich nach Formel 15-1 aus den einzelnen Spannungswerten der Quellen, die mit einem Gewichtungsfaktor multipliziert werden, zusammen. Der jeweilige Gewichtungsfaktor ist eine Funktion der einzelnen Innenwiderstände der Spannungsquellen. Die Spannung der Quelle des kleinsten Innenwiderstandes wird dabei stärker gewichtet, da ein geringer Innenwiderstand zu einer Verkleinerung des Zahlenwertes der Gewichtungsfaktoren der anderen Spannungen führt. Weisen beispielsweise alle Innenwiderstände identische Werte auf, wird das arithmetische Mittel aller Einzelspannungen erfasst. Sobald jedoch ein Widerstandswert größer respektive kleiner ist, wird ein gewichtetes Mittel gebildet.

Durch diese exemplarische Rechnung bestätigt sich folglich, dass kein arithmetischer Mittelwert der einzelnen Spannungsquellen, sondern ein gewichtetes Mittel aller Einzelspannungen gemessen wird. Die Spannungsquelle mit dem kleinsten Innenwiderstandes bestimmt die Thermospannung des Werkzeug-Werkstück-Thermoelementes.

15.2 Charakterisierung des Vorverstärkers mit integriertem Tiefpassfilter

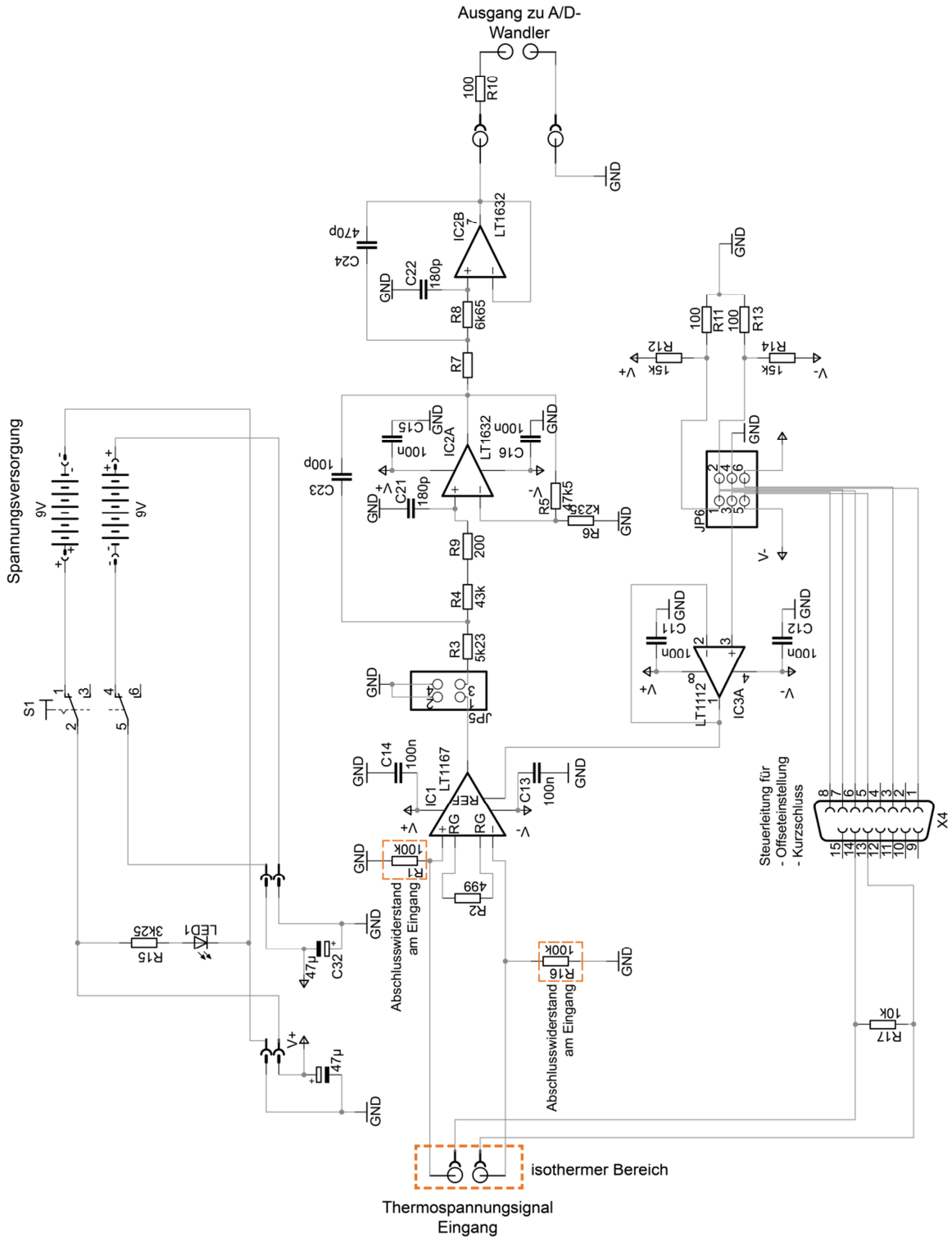


Abbildung 15.2: Schaltplan der Vorverstärker- und Tiefpassfiltereinheit

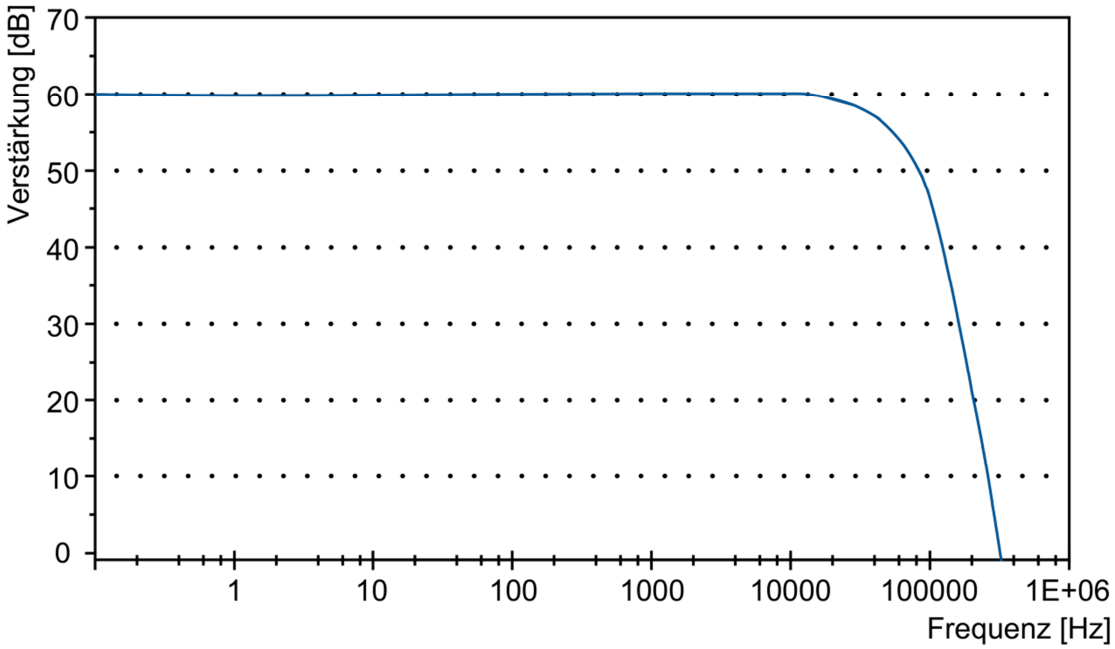


Abbildung 15.3: Bodediagramm der Vorverstärker- und Tiefpassfiltereinheit

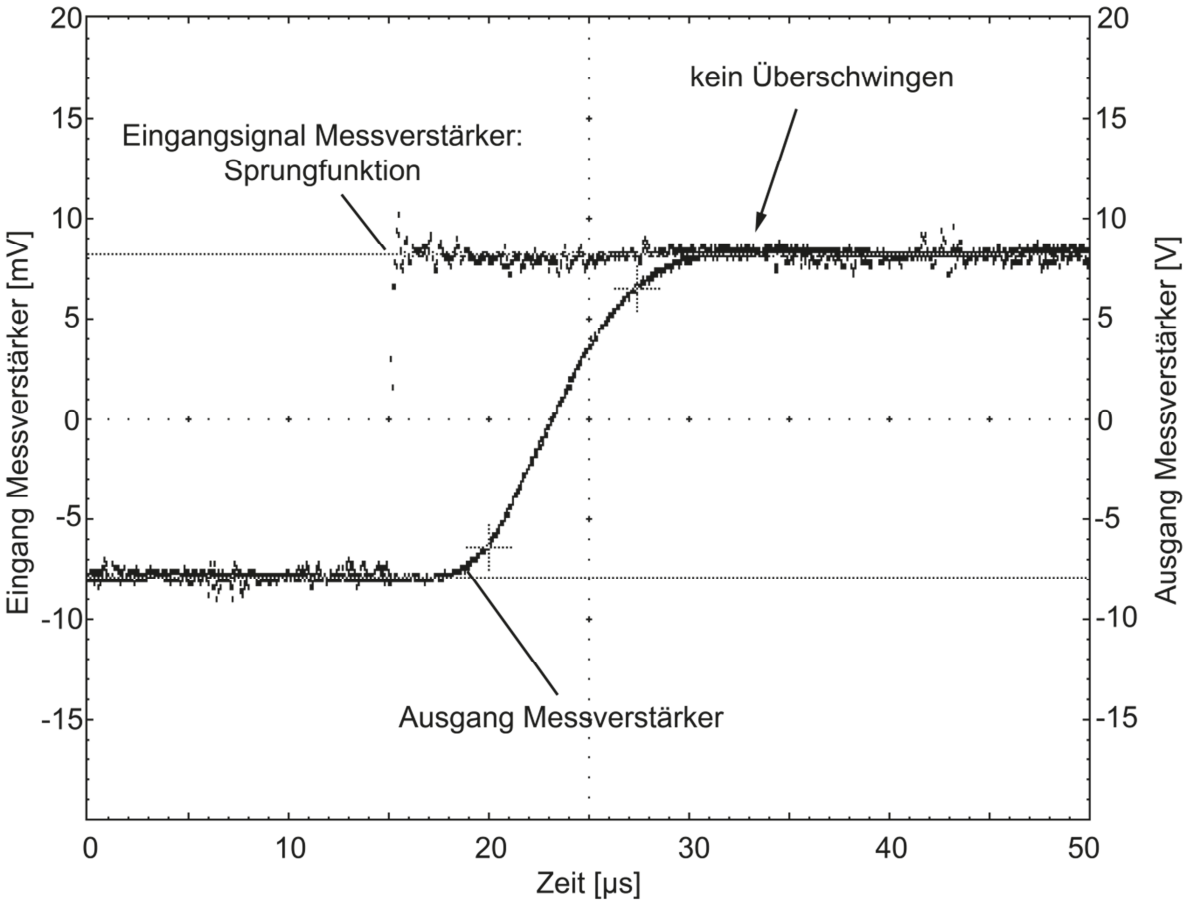


Abbildung 15.4: Sprungantwort und Ansprechverhalten der Vorverstärker- und Tiefpassfiltereinheit

15.3 Wirkung der Papierunterlage

Zur Erfassung der Blitztemperatur an der geometrisch bestimmten Messstelle der Stempelschneidkante wurde, wie in Kapitel 8.2.2 erläutert, ein Papierblatt auf der der Stempelstirnfläche zugewandten Blechoberfläche platziert. Der Kontakt zum Blech reduziert sich dadurch auf die kleine Fläche der Schneidkantenverrundung des Stempels. In die gewichtete Mittelung der Thermospannungswerte fließen aus diesem Grund vermehrt Spannungsquellen mit geringem Innenwiderstand und hoher Spannung ein. Hingegen werden bei einer Messung ohne Papierunterlage zusätzlich Messstellen im ringförmigen Kontakt zwischen Blech und Stempelstirnfläche, an denen nur schwache Formänderungen stattfinden, miteinbezogen. Vermehrt hohe Innenwiderstände und geringe Thermospannungen im ringförmigen Kontaktbereich resultieren in einem Temperaturverlauf mit deutlich geringeren Temperaturwerten. Abbildung 15.5 belegt diese theoretische Annahme exemplarisch anhand zweier Temperaturverläufe welche mit und ohne Papierunterlage unter sonst identischen Versuchsbedingungen aufgezeichnet wurden.

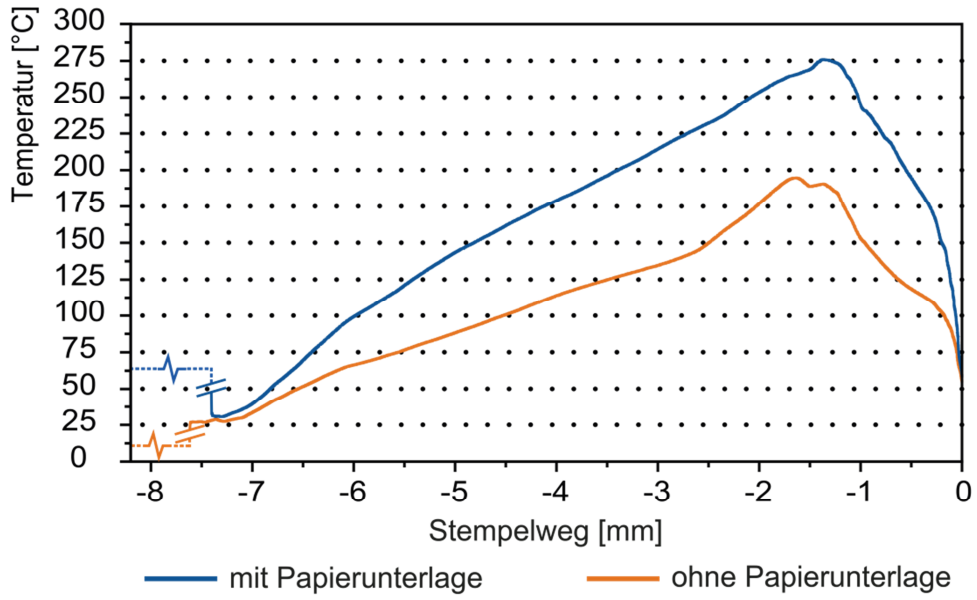


Abbildung 15.5: Verlauf der Blitztemperatur über den Stempelweg mit und ohne Papierunterlage (Blechwerkstoff S355MC Dicke 6 mm, Schneidspalt 0,06 mm, Schneidgeschwindigkeit 65 mm/s)

Der Temperaturverlauf ohne Papierunterlage in Abbildung 15.5 beginnt beim Aufsetzen des Stempels auf das Blech exakt bei der ebenfalls mit einem gesonderten Sensor aufgezeichneten Raumtemperatur. Dies bestätigt ergänzend die Funktionsfähigkeit des Messkonzeptes.

15.4 Einfluss der plastischen Verformung auf die thermoelektrischen Eigenschaften der Blechwerkstoffe

In den Untersuchungen zur Charakterisierung der thermoelektrischen Eigenschaften der Blechwerkstoffe konnte eine Korrelation zwischen der Thermospannung und dem Umformgrad festgestellt werden. Für die Beschreibung des thermoelektrischen Verhaltens wurde der relativen Seebeck-Koeffizienten der Werkstoffkombination Blechwerkstoff und Referenzwerkstoff Platin analysiert. Dieser errechnet sich aus der Ableitung der in der Kalibriervorrichtung gemessenen Thermospannungskurven nach der Warmstellentemperatur:

$$S_{Bl\text{-}Ref}(T_W) = S_{Bl}(T_W) - S_{Ref}(T_W) = \frac{dU_{Bl,T0}(T_W)}{dT_W} \qquad \textit{Formel 15-2}$$

mit

$S_{Bl\text{-}Ref}$ relativer Seebeck-Koeffizient der Werkstoffkombination Blechwerkstoff Referenzwerkstoff [µV/°C]

S_{Bl} absoluter Seebeck-Koeffizient Blechwerkstoff [µV/°C]

S_{Ref} absoluter Seebeck-Koeffizient des Referenzwerkstoffes Platin [µV/°C]

$U_{Bl,T0}$ Thermospannung der Paarung Blechwerkstoff-Referenzwerkstoff bezogen auf eine konstante Referenzstellentemperatur T_0 [µV]

T_W Temperatur an der Warmstelle bei der Kalibrierung [°C]

Eine Kenntnis des absoluten Seebeck-Koeffizienten ist nicht erforderlich, da die Struktur und somit der Seebeck-Koeffizient des Referenzwerkstoffes während den Versuchsreihen nicht verändert wurde und demgemäß keine Beiträge liefert. In Abbildung 15.6 sind die relativen Seebeck-Koeffizienten in Abhängigkeit von der Warmstellentemperatur für drei Umformgrade aufgeführt. In den nachfolgenden Erläuterungen wird lediglich auf diese Umformgrade zur übersichtlicheren Darstellung eingegangen. Das Verhalten der nicht aufgeführten Umformgrade deckt sich mit den Beobachtungen dieser Umformgrade.

Nominell unterscheiden sich die beiden untersuchten Blechwerkstoffe nur in ihren Dicken. Geringe Unterschiede in der chemischen Zusammensetzung (vgl. Tabelle 5.1) führen bereits im Ausgangszustand bei einem Umformgrad von 0 zu verschiedenen temperaturabhängigen relativen Seebeck-Koeffizient. Der globale charakteristische sinusförmige Verlauf über den betrachteten Temperaturbereich ist

jedoch für alle Blechdicken und Umformgrade identisch. In einem definierten Temperaturbereich von circa 200°C bis 300°C nimmt der relative Seebeck-Koeffizient näherungsweise linear ab und signifikante Einflüsse durch die Vorverformung sind im Verlauf zu erkennen. Mit steigendem Grad der Vorverformung reduziert sich der relativen Seebeck-Koeffizient in diesem Temperaturfenster.

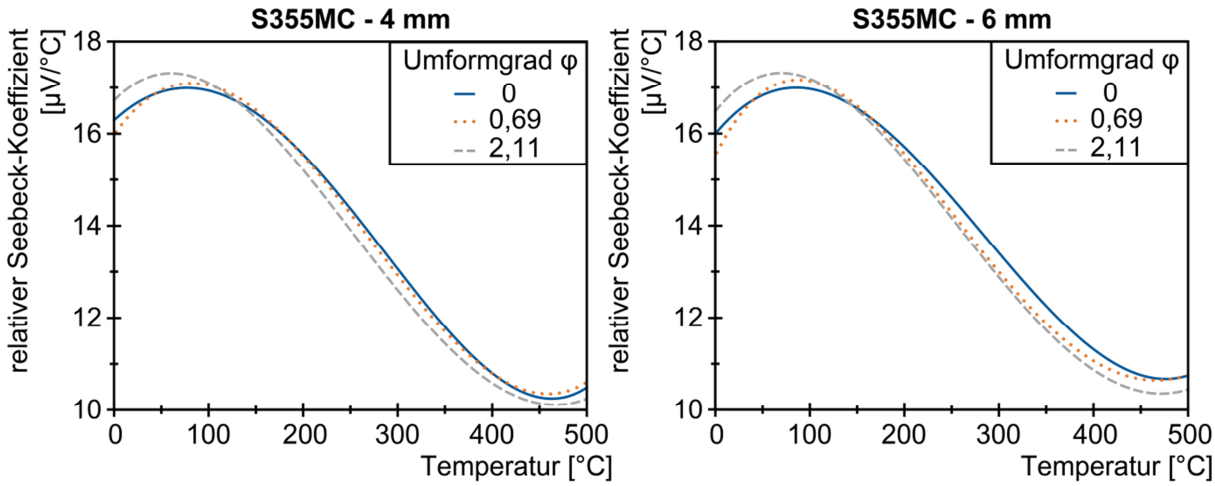


Abbildung 15.6: Abhängigkeit des relativen Seebeck-Koeffizienten vom Umformgrad und der Temperatur

Die Bewegung der Leitungselektronen im Inneren eines Metalls wird von den wirkenden Streumechanismen beeinflusst. Die freie Weglänge, das heißt vereinfacht der Weg den ein Elektron ohne Wechselwirkung mit einem Hindernis zurücklegen kann, kennzeichnet Streuprozesse. Die Streuung eines Elektrons ist temperaturabhängig und kann unter anderem an einer Störstelle im Gitter, an Atomrümpfen oder an einem anderen Elektron auftreten. Welcher Streumechanismus dominant vorherrscht ist sehr stark von der Energie der Leitungselektronen abhängig. Im untersuchten Temperaturbereich ist in der Regel mit Elektron-Phonon Streuung zu rechnen. [BARN 72, VINI 93]

Im Wesentlichen werden die Thermodiffusion und infolgedessen auch der Seebeck-Koeffizient von den wirkenden Streumechanismen im Werkstoff beeinflusst. Hierbei ist jedoch nicht, wie bei der elektrischen Leitfähigkeit, die absolute Stärke der Streuung ausschlaggebend, sondern die Abhängigkeit der Streuung von der Energie der Leitungselektronen in der Nähe der Fermi-Energie. Zwischen dem Seebeck-Koeffizienten, der elektrischen Leitfähigkeit und der Energie der Leitungselektronen kann daher folgender Zusammenhang festgestellt werden: [JÄCK 78]

$$S \sim \frac{d \ln \kappa(\varepsilon)}{d \ln \varepsilon}$$ *Formel 15-3*

mit

S	absoluter Seebeck-Koeffinzient [µV/°C]
κ	elektrische Leitfähigkeit [1/(Ω·m)]
ε	mittlere kinetische Energie der Leitungselektronen [eV]

Wie die gemessenen relativen Seebeck-Koeffizienten in Abbildung 15.6 verdeutlichen, ändert sich die Abhängigkeit der Stärke der Streuung von der Elektronenenergie bereits in einem Temperaturbereich von ungefähr 150°C bis 400°C unabhängig vom Umformgrad. Ein abfallender Verlauf ist festzustellen, der durch die plastische Verformung zusätzlich verstärkt wird.

Die plastische Verformung während des Walzprozesses wird durch eine Generierung einer Vielzahl an Versetzungen und deren Bewegung getragen. Mit fortschreitender Formänderung stauen sich die Versetzungen gegenseitig auf oder werden durch andere Hindernisse im Gefüge des Blechwerkstoffes behindert. Das Gitter verspannt sich was anhand einer steigenden Werkstoffhärte nachvollziehbar ist (Abbildung 15.7). Diese Strukturänderungen mit steigendem Umformgrad bilden neue Streuzentren für die Leitungselektronen.

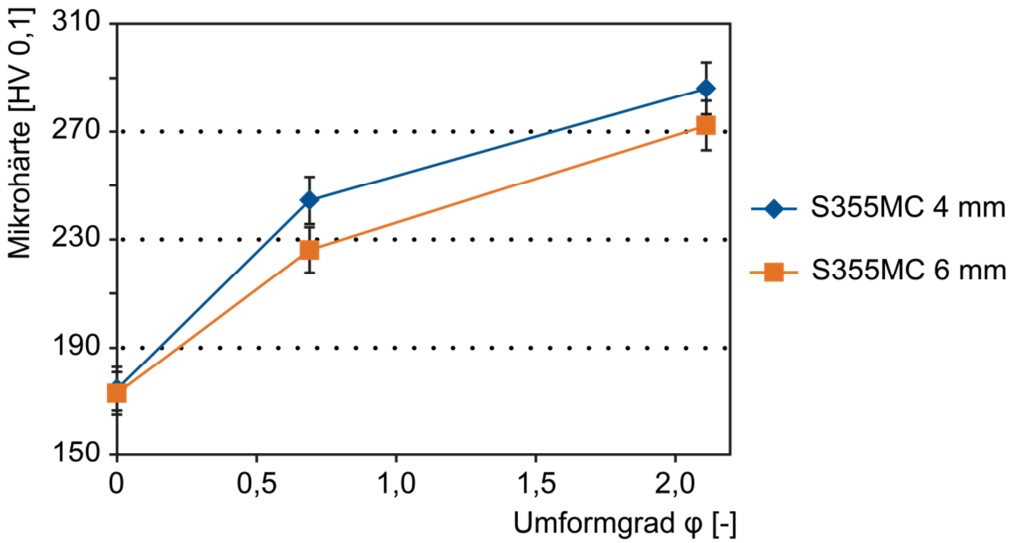


Abbildung 15.7: Entwicklung der Mikrohärte in Abhängigkeit von dem Umformgrad mit Angabe der Standardabweichung

In lichtmikroskopischen Aufnahmen (Abbildung 15.8) wird die Verformungstextur durch den Walzvorgang im Blech sichtbar. Mit steigendem Umformgrad kommt es zu

einer ausgeprägten Kornstreckung sowie einer Zerstückelung von Einschlüssen. Bei dem höchsten Umformgrad verwischen Korngrenzen durch die Zerstörung der Körner und Poren bilden sich aus. Dieses innerliche Aufreißen des Werkstoffes unter der Bildung dreidimensionaler Gitterfehler ist auf die Erschöpfung des Formänderungsvermögens des Werkstoffes bei diesem Umformgrad zurückzuführen. Poren stellen weitere Hindernisse für die Bewegung der Leitungselektronen dar. [DEMM 13-2]

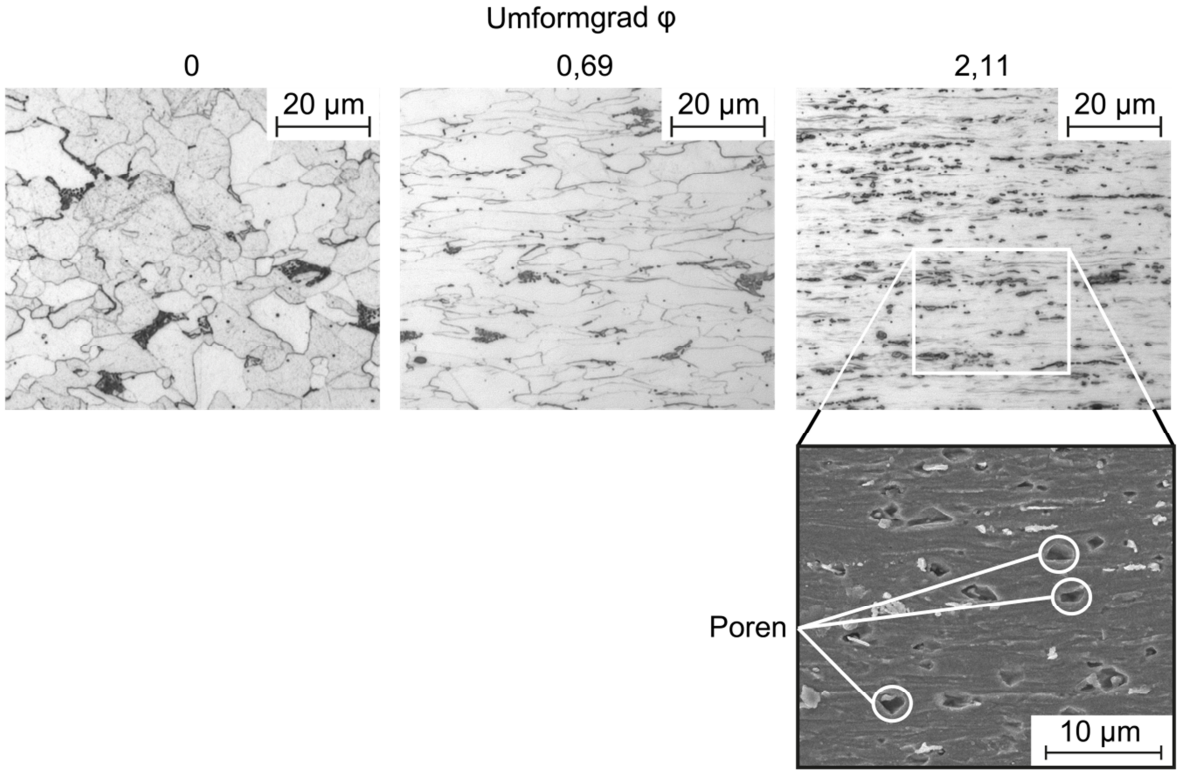


Abbildung 15.8: Gefügeveränderung durch den Walzprozess exemplarisch am Blechwerkstoff S355MC Dicke 4 mm

Durch die bei der Formänderung neu entstanden Streuzentren werden die Leitungselektronen als Funktion deren Energie folglich verschieden stark gestreut. Eine Änderung des relativen Seebeck-Koeffizienten durch plastische Verformungen ist aus diesem Grund festzustellen. Die Abhängigkeit des relativen Seebeck-Koeffizienten vom Umformgrad ist jedoch schwach im Vergleich zur Temperaturabhängigkeit.

15.5 Wichtige Kennwerte der Regressionsmodelle

Zur Bewertung der Güte der beiden Regressionsmodelle sind in Tabelle 15.1 die Kenngrößen der Modellanpassung aufgeführt. Die Kennwerte bedeuten im Einzelnen:

- Bestimmtheitsmaß „R^2“
- adjustiertes Bestimmtheitsmaß „adj. R^2“
- Vorhersagemaß „Q^2“
- Wiederholbarkeit „W^2“

Regressionsmodell	Kennwert			
	R^2	adj. R^2	Q^2	W^2
S355MC 4 mm	0,992	0,991	0,991	0,999
S355MC 6 mm	0,968	0,966	0,964	0,997

Tabelle 15.1: Kennwerte der Regressionsmodelle

15.6 Ergänzende Schnittflächenaufnahmen

Die in Abbildung 15.9 enthaltenen Schnittflächenaufnahmen sind vergrößerte Ausschnitte der Schnittflächenbilder in Abbildung 9.21 a.

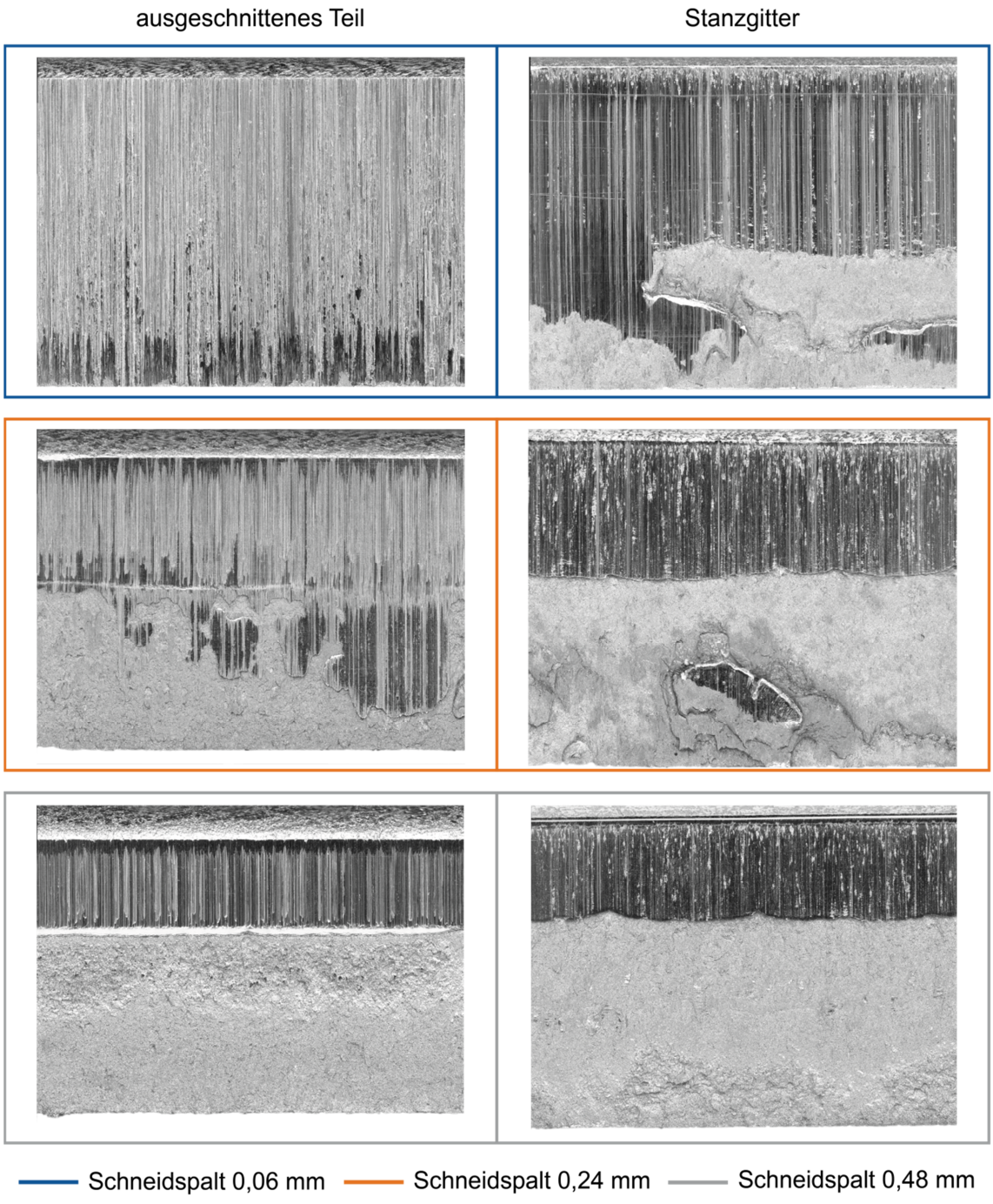


Abbildung 15.9: Draufsicht auf Schnittflächen für unterschiedliche Schneidspaltmaße (Blechwerkstoff S355MC Dicke 4 mm, Soll-Schneidgeschwindigkeit 40 mm/s)