

Heinrich G. Bauer
Wolfgang Schadt *Hrsg.*

Walzen von Flachprodukten



MATWERK
Materialwissenschaft
und Werkstofftechnik



Springer

Walzen von Flachprodukten

Heinrich G. Bauer · Wolfgang Schadt
(Hrsg.)

Walzen von Flachprodukten

Herausgeber

Heinrich G. Bauer
Fertigungsdurchführung Kaltverformung
VACUUMSCHMELZE GmbH & Co. KG
Hanau, Deutschland

Wolfgang Schadt
Fertigungstechnik Kaltverformung
VACUUMSCHMELZE GmbH & Co. KG
Hanau, Deutschland

ISBN 978-3-662-48090-8

ISBN 978-3-662-48091-5 (eBook)

DOI 10.1007/978-3-662-48091-5

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

© Springer-Verlag GmbH Deutschland 2017

Das Werk einschließlich aller seiner Teile ist urheberrechtlich geschützt. Jede Verwertung, die nicht ausdrücklich vom Urheberrechtsgesetz zugelassen ist, bedarf der vorherigen Zustimmung des Verlags. Das gilt insbesondere für Vervielfältigungen, Bearbeitungen, Übersetzungen, Mikroverfilmungen und die Einspeicherung und Verarbeitung in elektronischen Systemen.

Die Wiedergabe von Gebrauchsnamen, Handelsnamen, Warenbezeichnungen usw. in diesem Werk berechtigt auch ohne besondere Kennzeichnung nicht zu der Annahme, dass solche Namen im Sinne der Warenzeichen- und Markenschutz-Gesetzgebung als frei zu betrachten wären und daher von jedermann benutzt werden dürften.

Der Verlag, die Autoren und die Herausgeber gehen davon aus, dass die Angaben und Informationen in diesem Werk zum Zeitpunkt der Veröffentlichung vollständig und korrekt sind. Weder der Verlag noch die Autoren oder die Herausgeber übernehmen, ausdrücklich oder implizit, Gewähr für den Inhalt des Werkes, etwaige Fehler oder Äußerungen. Der Verlag bleibt im Hinblick auf geografische Zuordnungen und Gebietsbezeichnungen in veröffentlichten Karten und Institutionsadressen neutral.

Planung: Dr. Rainer Münz

Gedruckt auf säurefreiem und chlorfrei gebleichtem Papier.

Springer ist Teil von Springer Nature

Die eingetragene Gesellschaft ist Springer-Verlag GmbH Deutschland

Die Anschrift der Gesellschaft ist: Heidelberger Platz 3, 14197 Berlin, Germany

Vorwort

Der DGM-Fachausschuss-Walzen veranstaltete im Rahmen des Symposiums „Umformtechnik“ zur Werkstoffwoche 2015 in Dresden, das öffentliche Forum „Walzen von Flachprodukten“. Etwa alle 10 Jahre, geben anerkannte Experten Einblicke in zahlreiche neue wissenschaftliche Erkenntnisse sowie in technologische Neuerungen und zeigen deren Zusammenhänge auf. Beispielsweise erzeugt die konsequente Einbindung physikalischer Modelle sowie der Simulationsverfahren und computergestützter Mess- und Regeltechnik in den Walzprozess, höhere Anforderungen an den klassischen Walzwerksmaschinenbau sowie an die verwendeten Betriebsstoffe. Das erfolgreiche Zusammenspiel von Innovation und Tradition ist Basis und Voraussetzung für Flachprodukte mit neuen, einzigartigen geometrischen und legierungsspezifischen Eigenschaften. Deshalb ist auch zur Einführung ein historischer Blick auf den Walzprozess im Allgemeinen gestattet. War es zum Beispiel vor rund 100 Jahren die Aufgabe eine industrielle Folienproduktion zu entwickeln, so sind es heute Flachprodukte aus weitaus komplexeren Werkstoffen und Werkstoffsystemen mit neuen Eigenschaften, die von den Anwendern gefordert werden. Aktuelle Entwicklungen in der Walzwerkstechnik geben hierauf nicht nur Antworten sondern auch zusätzliche Inspiration. Ein breites Spektrum neuartiger, hybrider Werkstoffkombinationen die durch Walzplattieren entstehen, sowie deren vielfältige Anwendung wird präsentiert. Gleichfalls findet die Wärmebehandlung, einer der wichtigsten Begleitprozesse bei der Halbzeugherstellung, zur gezielten Gefüge- und Eigenschaftseinstellung seine entsprechende Beachtung. Aufgrund der heute ausnahmslos geforderten, hohen Produktqualität, wird dem Messen, Prüfen und der Auswertung dieser Daten, vor allem zur online Walzprozesssteuerung und -regelung, aber auch zur Bestimmung der Prozesssicherheit eine immer größer werdende Bedeutung und Aufmerksamkeit zuteil. Aktuelle Verfahren und neueste Entwicklungen werden vorgestellt. Angesprochen werden Technologieunternehmen, die sich als Betreiber, Hersteller und Ausrüster von Walzwerken und der zugehörigen Bandanlagen über die zuvor erwähnten Entwicklungen informieren möchten. Mit eingeschlossen sind hierbei Hochschulinstitute der metallischen Umformung. Anwender von Flachprodukten, Kollegen der weiterverarbeitenden Industrie sind eingeladen sich über den Stand der Herstellungsmöglichkeiten und Trends im Bereich der Flachprodukte zu informieren und kompetente Ansprechpartner zu finden.

Heinrich G. Bauer,

Leiter DGM Fachausschuss Walzen

Inhaltsverzeichnis

1 Herstellung von Flachprodukten – Vom Handwerk zum industriellen Walzprozess 4.0 1

- 1.1 Metalle und ihre Verarbeitung 1
 - 1.1.1 Einblick in Mythos und Historie 1
 - 1.1.2 Die Anfänge des Walzens – Handwerk und Fabrik 2
- 1.2 Industrialisierung des Walzens 4
 - 1.2.1 Erste industrielle Revolution des Walzens – Walzprozess 1.0 4
 - 1.2.2 Zweite industrielle Revolution des Walzens – Walzprozess 2.0 6
 - 1.2.3 Dritte industrielle Revolution des Walzens – Walzprozess 3.0 7
 - 1.2.4 Vierte industrielle Revolution des Walzens – Walzprozess 4.0 8
- Literatur 9

Teil I: Anlagentechnik und Bandherstellung 11

2 Modellbasierte Auslegung und Optimierung von Kaltwalzwerken 12

- 2.1 Universelles Planheitsmodell für beliebige Walzgerüste 12
 - 2.1.1 Technologische Teilmodelle 14
 - 2.1.2 Planheitsmodell für 20-Rollen-Gerüste 16
- 2.2 Stellfeldberechnung und -optimierung 17
- 2.3 Geometrieoptimierung 19
- 2.4 Ausblick 20
- Literatur 21

3 Wärmeübergang bei der Walzenkühlung mit Walzöl 22

- 3.1 Einleitung 22
- 3.2 Spraykühlung 23

3.2.1	Größen und Definitionen bei der Spraykühlung	23
3.2.2	Bestimmung des Wärmeübergangs in der Literatur	25
3.3	Messaufbau und Versuchsdurchführung	26
3.3.1	Versuchsaufbau	26
3.3.2	Versuchsdurchführung	27
3.4	V Versuchsergebnisse	29
3.4.1	Wärmeübergang des abfließenden Öls	29
3.4.2	Wärmeübergang des Sprays	31
3.5	Anwendung und Validierung der Ergebnisse	33
	Literatur	35
	Danksagung	35
4	Technologieentwicklung zum Gieß- und Bandwalzen von Magnesiumlegierungen	36
4.1	Einleitung	36
4.2	Pilotanlage zur Entwicklung der Gieß- und Bandwalztechnologie am Institut für Metallformung der TU Bergakademie Freiberg	37
4.2.1	Gießwalzanlage und Gießwalzprozess	39
4.2.2	Erwärmung und Homogenisierungsbehandlung des gießgewalzten Vorbandes	43
4.2.3	Eigenschaften des Gießwalzbandes	44
4.3	Bandwalzanlage und Bandwalzprozess	47
4.3.1	Eigenschaften des gewalzten Bandes	52
4.4	Zusammenfassung	54
	Literatur	55
5	Übertragung der Oberfläche von EDT-Walzen auf Aluminiumband unter verschiedenen tribologischen Bedingungen	56
5.1	Einleitung	56
5.2	Der Nachwalzprozess von Aluminium	57
5.3	Versuchsaufbau und -durchführung	58
5.3.1	Streifenwalzwerk	58
5.3.2	Oberflächenmessung	60
5.3.3	Streifenziehanlage	60
5.4	V Versuchsergebnisse und Diskussion	61
5.4.1	Oberflächenübertragung	61
5.4.2	Reibungsmessung	65
5.5	Zusammenfassung	66
	Literatur	66

Teil II: Walzplattieren 67

6 Anwendungsorientierte Funktionswerkstoffe mittels Walzplattieren 68

- 6.1 Einleitung 69
- 6.2 Plattieren 69
 - 6.2.1 Allgemeines 69
 - 6.2.2 Walzplattieren 71
- 6.3 Anwendungsbeispiele 73
 - 6.3.1 Lotwerkstoffe 73
 - 6.3.2 Gleitlager 77
 - 6.3.3 Weitere Anwendungen 79
- 6.4 Zusammenfassung 82
- Literatur 82

7 Haftfestigkeit und Stofffluss beim Walzplattieren sowie Walzen von Werkstoffverbunden – Theorie und Experiment 83

- 7.1 Einleitung 83
- 7.2 Walz- und Plattiermodell 85
- 7.3 Parameterstudien 92
 - 7.3.1 Allgemeine Zusammenhänge 93
 - 7.3.2 Fazit 98
- 7.4 Vergleichsrechnung für das Walzplattieren anhand der Plattierung Al/Cu 99
- 7.5 Vergleich der Abhängigkeiten ausgewählter Kaltwalzplattierungen 106
- 7.6 Walzen 114
- 7.7 Zusammenfassung 115
- Danksagung 117
- Literatur 117

Teil III: Modellierung und Simulation 121

8 Walzkonzept für die Kalt- und Warmumformung neuer metastabiler Stähle auf der Flachbahn 122

- 8.1 Einleitung 123
- 8.2 Der metastabile Stahl 16-7-6 125
 - 8.2.1 Fließspannung und Modellansatz 125
 - 8.2.2 Werkstoffkennndaten 128
- 8.3 Berechnungsmodell und Stichplanerstellung 129

8.3.1	Berechnungsmodell	129
8.3.2	Stichplanerstellung	130
8.4	Versuchsdurchführung	132
8.5	Ergebnisse und Diskussion	132
8.5.1	Warmumformung	132
8.5.2	Kaltumformung	139
8.6	Zusammenfassung	144
	Danksagung	145
	Literatur	145

9 Prozessmodellierung der Wärmebehandlung 149

9.1	Einleitung	149
9.2	Physikalische Grundlagen des Modells	152
9.2.1	Der erste Hauptsatz der Thermodynamik	152
9.2.2	Der konvektive Wärmeübergang	153
9.2.3	Abschrecken mit Nebel und Wasser	155
9.2.4	Wärmestrahlung	156
9.2.5	Wärmeleitung	157
9.3	Modellierung der Wärmebehandlung	157
9.3.1	Modellierung	157
9.3.2	Rezeptgenerator	158
	Literatur	160

10 Kurzzeitwärmebehandlung kaltgewalzter metallischer Halbzeuge im Werkstofflabor unter Glühbedingungen wie in Banddurchlaufanlagen 161

10.1	Einleitung	161
10.2	Die Kurzzeitwärmebehandlung in einem Banddurchlaufofen	162
10.3	Der WSP/ITP Glühsimulator	166
10.4	Glühbeispiele	169
10.5	Zusammenfassung	175
10.6	Ausblick: Glühsimulator für Stahl	176

Teil IV: Messen, Prüfen, Auswerten – Qualität von Flachprodukten 177

11 Weiterentwicklung der Banddickenmessung: Laserbasierte Banddickenmessung mit VTLG 178

11.1	Bisheriger Standard	178
11.2	VTLG: Laserbasierte Banddickenmessung im Kaltwalzgerüst ist möglich	179

11.3	Wesentliche Entwicklungsergebnisse	180
11.3.1	Messfrequenz und Lasersteuerung	180
11.3.2	Temperaturmanagement	181
11.3.3	Optik/Sensorik	182
11.3.4	Freiblasung	183
11.3.5	Selbstkalibrierung	183
11.4	Aufbau des VTLG	184
11.4.1	C-Rahmen mit Einhausung	184
11.4.2	Bedieneinrichtung/HMI	185
11.4.3	Steuerkasten	185
11.4.4	Serienfertigung	185
11.5	Ausblick	186
12	2D und 3D online Oberflächeninspektionssysteme	187
12.1	Anforderung	187
12.2	Lösung	189
12.2.1	Messverfahren Laserlichtschnitt	189
12.2.2	Auslegung Messbügel	189
12.3	Zusammenfassung	190
13	Optische Messung: Camera-Cluster-Systeme	191
13.1	Hunderte von Mini-Kameras im Einsatz bei der Spaltbandfertigung	192
13.2	Die wahrscheinlich längste Kamera der Welt detektiert Kantenrisse, Löcher und erfasst gleichzeitig exakt die Bandbreite	193
13.3	CCS-Kamera mit dem „Mikroskop Auge“ detektiert Feinstlöcher (Pinholes)	195
13.4	Mini-Kameras und mehrere Laserpaare vermessen die Planheit und Ebenheit von Flachprodukten	197
14	Radarsystem zur Breitenmessung in Warmbandstraßen	199
14.1	Breitenregelung in Warmwalzwerken	199
14.2	Funktionsweise und Aufbau des Radarsystems	201
14.2.1	Messprinzip	201
14.2.2	Radar-Parameter	201
14.2.3	Laborergebnisse	201
14.2.4	Aufbau für den Einsatz im Warmwalzwerk	202
14.3	Einsatz im Warmwalzwerk	202

XII | Inhaltsverzeichnis

- 14.3.1 Integration in die Walzstraße 202
- 14.3.2 Erste Messergebnisse 203
- 14.4 Zusammenfassung und Ausblick 204
- Literatur 204

15 Qualitätsdaten speichern und auswerten – MEVInet-Q und -QDS 205

- 15.1 Einführung 206
- 15.2 Speicherung von Mess- und Technologiedaten 207
- 15.3 Materialverfolgung 208
- 15.4 Visualisierung und statistische Auswertung 208
 - 15.4.1 DataViewer – Merkmale 210
- 15.5 Produktvorschau 210
- 15.6 Qualitätsdatenbewertung – MEVInet-QDS 211
 - 15.6.1 Regelstruktur 211
 - 15.6.2 Regeleditor 212
 - 15.6.3 Versionsverwaltung 212
 - 15.6.4 Simulation 213
 - 15.6.5 Online-Bewertung 213
- 15.7 Realisierung im Werk 215

**Poster: Nullfehler-Philosophie für NE-Walzprodukte –
Ankündigung der gleichnamigen Broschüre 219**

1 Herstellung von Flachprodukten – Vom Handwerk zum industriellen Walzprozess 4.0

Heinrich G. Bauer und Wolfgang Schadt, VACUUMSCHMELZE GmbH & Co. KG

Walzen – seit Jahrhunderten bekannt – ist heute das wichtigste Umformverfahren zur Erzeugung eigenschafts- und abmessungsoptimierter metallischer Flachprodukte. Für hunderte weiterverarbeitende Industrien und Anwender stellen sie die Grundlage ihrer Produkte dar. Die weltweit bestehenden Bedürfnisse nach neuen Materialeigenschaften verbinden die MatWerk untrennbar mit den prozessorientierten Entwicklungen. Mit diesem Einführungsvortrag zum Forum „Walzen von Flachprodukten“ wird ein kleiner historischer Einblick in die Entwicklung des Walzprozesses sowie des Produktspektrums gegeben. Der Stand der Technik und zukünftige Möglichkeiten spiegeln sich hierzu in den im Forum präsentierten Fachbeiträgen wider. Automatisierung, Modellierung, Simulation von Walzprozessen und Produkten führen bereits heute zu einzigartigen metallischen und hybriden Flachprodukten. Automatisierte und robuste Walzprozesse, die mitunter bereits heute das Prädikat 4.0 besitzen, sind innerhalb der nach Lean-Prinzipien optimierten Wertschöpfungskette die Grundlage bzw. die Voraussetzung einer zukünftigen Industrie 4.0.

1.1 Metalle und ihre Verarbeitung

1.1.1 Einblick in Mythos und Historie

Nach der Vorstellung der antiken Griechen sollte die Metallverarbeitung den Göttern vorbehalten bleiben. Aber gegen den Willen des Göttervaters Zeus wurde sie den Menschen übergeben. Dies vor allem durch den Feuer- und Schmiedegott Hephaistos sowie dem Technik-Titanen Prometheus. Hephaistos, der im Olymp für das Waffenarsenal des Helden Achilles, den Brustpanzer der Athene, für Zepter und Donnerkeil des Zeus oder für die Liebespfeile des Eros sorgte, verhalf der Menschheit zu dem zuvor von Zeus befürchteten Machtgewinn. Die göttliche Aufgabe der Schmiedekunst übernahm Vulcanus bei den Römern und Wieland der Schmiedegott bei den Germanen [1].

2 | 1 Herstellung von Flachprodukten

So nahm über Jahrtausende die Verarbeitung der Metalle in allen Kulturen ihren besonderen Platz ein. Epochen erhielten den Namen des Werkstoffes aus welchem Waffen und Werkzeuge hergestellt wurden - Kupfer, Bronze, Eisen. Das Schmiedehandwerk in und aus der Hitze bis hin zu den Hammerwerken des 19. Jahrhunderts waren hierbei wortwörtlich die treibende Kraft für die Verarbeitung, die Nutzbarmachung der Metalle sowie auch für das Zeitgeschehen.

Allgemein wird angenommen, dass Gold das erste Metall war, das durch den Menschen bearbeitet und von ihm genutzt wurde, aber dies reichte nicht, um zwischen der Jungsteinzeit und der Kupferzeit eine Goldzeit einzufügen, da Gold neben seiner Seltenheit, vor allem aufgrund seiner Eigenschaften nie für Waffen und Werkzeuge genutzt werden konnte. Auch ist es aus wissenschaftlicher Sicht stets sinnvoll die Epochen mit einer Region in Verbindung zu bringen. So begann beispielsweise in der Balkanregion die Kupferzeit mehrere tausend Jahre früher als in Mitteleuropa [2]. Und entsprechend ist der Rückschluss erlaubt, dass man - gleichsam wie Zeus - den technologischen Vorsprung der Metallverarbeitung so lange wie möglich nicht aus dem eigenen Kulturkreis bzw. Machtbereich hinaus gegeben hat.

Das althochdeutsche Wort „Hamar“ stammt aus dem Altgermanischen und bedeutet ursprünglich „Stein“ [3]. Und man darf davon ausgehen, dass es auch Steine waren, die man für das Schlagen und Hämmern der ersten Metallklumpen verwendet hat, um sie für die Verwendung im täglichen Leben nutzbar zu machen. Noch im 14. Jahrhundert wird immer wieder von der schweren Arbeit des Hämmerns per Hand berichtet. Eine fühlbare Erleichterung trat erst ein, als man gelernt hatte, die Wasserkraft für den Antrieb von Arbeitsmaschinen zu nutzen. Auf dem Metallsektor zu Beginn des 15. Jahrhunderts, zuerst bei der Gewinnung zur Betätigung der Blasebälge und erst etliche Jahrzehnte später fand die Wasserkraft Einzug in die Hammerhütten, wo das in der Blashütte erzeugte Roheisen zu Schmiedeeisen oder Stahl weiterverarbeitet wurde [4].

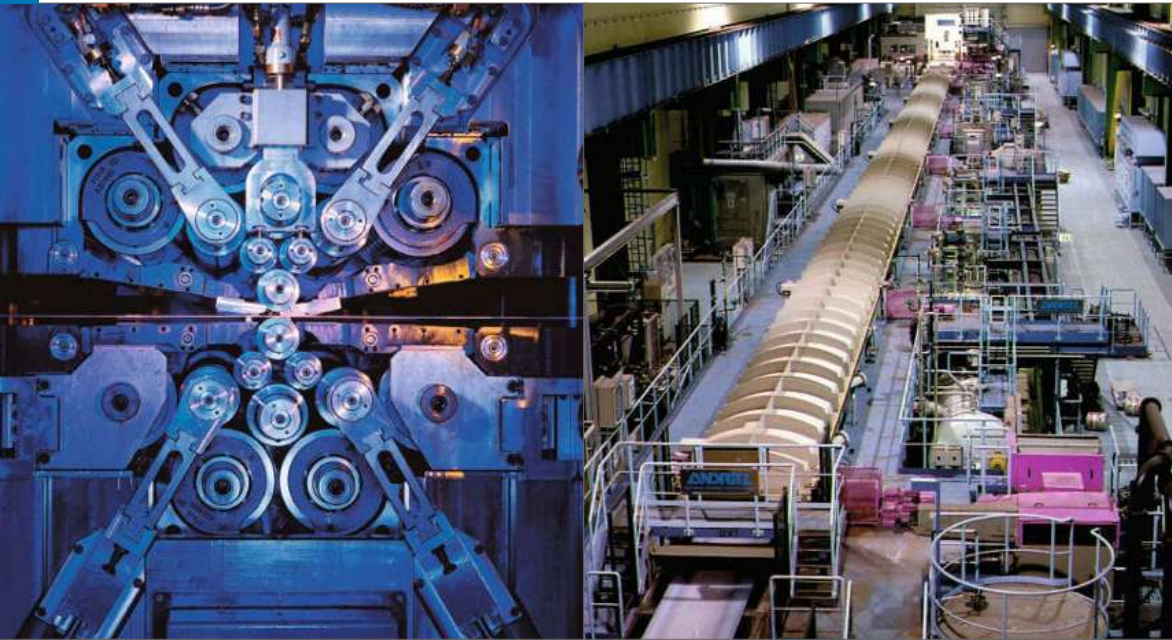
1.1.2 Die Anfänge des Walzens – Handwerk und Fabrik

Auch wenn Aristoteles (384–322 v. Chr.) in seinen „Mechanischen Problemen“ neben Kurbeln, Rollen und Zahnräder aus Nichteisenmetall und Eisen auch die „Walze“ erwähnt, so bleibt es ungeklärt wo und wann erstmals ein metallisches Walzgut in einer Vorrichtung zwischen zwei Walzen verformt wurde [5].

Es bedurfte mehr als weitere tausend Jahre und die Genialität eines Leonardo da Vinci, der 1495 konkret ein Walzwerk erwähnte und mit einer Skizze erläuterte [6]. Seine Notizen hierzu waren: „Art, eine dünne und gleichmäßige Zinnplatte zu machen. Die Walzen sollen aus Glockenmetall sein und mit eisernen Achsen versehen werden. Indem eine Walze die andere umdreht, strecken sie eine Platte, die etwa eine halbe Elle breit ist, aus.“ Weitere Walzwerksskizzen

Metals experience

Kompetenz aus einer Hand



ANDRITZ METALS zählt zu den weltweit führenden Lieferanten von kompletten Linien für die Herstellung und Weiterverarbeitung von Kaltband aus Edelstahl, Kohlenstoffstahl und Nichteisenmetall.

Diese Linien bestehen aus Anlagen zum Kaltwalzen, zur Wärmebehandlung, Oberflächenveredelung, Bandbeschichtung und -veredelung, zum Stanzen und Tiefziehen sowie zum Regenerieren von Beizsäuren. Darüber hinaus liefert

ANDRITZ METALS schlüsselfertige Industrieofenanlagen für die Stahl-, Kupfer- und Aluminiumindustrie sowie Laser- und Rollnaht-Widerstandsschweißsysteme für die Metall verarbeitende Industrie.

ANDRITZ AG
Eibesbrunnengasse 20
1120 Wien, Österreich
Tel.: +43 50805 0
metals.at@andritz.com

ANDRITZ Sundwig GmbH
Stephanopeler Strasse 22
58675 Hemer, Deutschland
Tel.: +49 (2372) 54 0
sundwig_welcome@andritz.com

ANDRITZ Maerz GmbH
Corneliusstr. 36
40215 Düsseldorf, Deutschland
Tel.: +49 (211) 38425 0
welcome-maerz@andritz.com

www.andritz.com

zum Walzen von Gold und Fensterblei oder daubenförmiger Eisenstäbe zum Bau von Geschützen folgten aus seiner Feder. Wann und in welcher Folge diese Gedanken zur Ausführung gekommen sind, ist uns heute leider nicht bekannt.

Der Übergang vom Hämmern von Platten und Blechen zum gleichmäßigeren Walzen ging langsam von statten. Anfänglich wurden kleine handbetriebene Walzwerke zum Auswalzen vorgehämmerter Bleche und Streifen verwendet. Goldschmiede und Glaser machten sich dieses neue Verfahren gerne zu Eigen. Mit der Einführung von Göpeln und Wasserräder ließen größerer Konstruktionen nicht lange auf sich warten und die Entwicklung vom anfänglichen Walzhandwerk zum Fabrikbetrieb wurde in Gang gesetzt.

Hans Hermann Stopsack berichtet in seinem Buch „Vom Wasserrad zur Fabrik“, dass bereits Walzwerke in Frankreich und „Deutschland“ im ersten Drittel des 16. Jahrhunderts bekannt waren [7]. Belegbar findet sich aus dieser Zeit, dass um das Jahr 1550 in der Münze Hall in Tirol ein mit Pferden angetriebenes Walzenprägewerk aufgestellt und betrieben wurde. Die damalige Neuerung bestand darin, dass das Münzblech zwischen zwei eisernen Walzen auf die gewünschte Dicke ausgewalzt wurde. Später ließ man gleichzeitig mit dem Durchlauf durch die Walzen das Münzbild auf die Bleche prägen [8] und nicht mehr im Münzstempel zwischen Hammer und Amboss. Eine Weiterentwicklung zum bekannten „Taschen-Münzwerk“ folgte, dieses war wesentlich kleiner, konnte mit der Kraft eines Mannes betrieben werden und verbreitete sich schnell im damaligen Europa.

Früheste Hinweise auf weitere walzwerksähnliche Maschinen erhalten wir bereits 1532 von Eobanus Hessus bei der Beschreibung der Nürnberger Eisen(draht)mühle. Max Schwab aus Augsburg fertigte 1550 für Heinrich II. ein Walzwerk an, das später im Louvre zur Herstellung von Münzen aufgestellt wurde [9]. Ausführlicher hat Vittorio Zonca im Jahre 1607 ein Walzwerk zum „Aushöhlen von Fensterblei“ beschrieben und 1615 entwarf De Caus [10] in seinem Werk „Les raisons des forces mouvantes“ ein handbetriebenes Walzwerk für Blei und Zinn zur Herstellung von Blech für Orgelpfeifen, dessen Walzen bereits durch zwei Schraubenspindeln angestellt wurden. Seit 1645 sollen in Frankreich die Platten für die Münzfabrikation standardmäßig nicht mehr gehämmert sondern gewalzt worden sein [11].

Ein in Deptford, England, im Jahre 1670 von Thomas Haie errichtetes Umkehrwalzwerk für Bleiplatten, gilt als erstes seiner Art und wurde von 6 Pferden angetrieben. Mit einem baugleichen Walzwerk wurden in Hamburg 1730 Kupferbleche für Schiffsböden gewalzt. Und Ende des 17. Jahrhunderts schlossen sich an die Hammerwerke oft Eisenwalz- und Schneidwerke an, die durch die mit Wasserkraft betriebene Hammerwelle mit angetrieben wurden.

Es wurden hierbei die geschmiedeten Platten in Streifen geteilt und anschließend ausgewalzt. Die älteste Abbildung eines Eisenwalz- und Schneidwerkes

findet sich in Swedenborgs „De Ferro“ vom Jahre 1734. Swedenborg sagt, dass man diese Werke an verschiedenen Stellen der Umgebung von Lüttich, aber auch in Deutschland und England findet [12].

In Franz Feldhaus technischer Enzyklopädie von 1914 finden wir viele weitere Patente und Beschreibungen von Walzwerken aus Frankreich, England und Deutschland, welche die Grundlage der folgenden Industrialisierung darstellen. Jedoch bleiben viele der damaligen bekannten und vermuteten Produktionsstandorte bezüglich ihrer Produkte und Mengen unbeschrieben, so dass auch Schlussfolgerungen auf Walzgerüstdimensionen und Antriebsarten kaum möglich sind.

Nach persönlicher Rücksprache mit Herrn Dr. Wilhelm Bolte als Vertreter des Deutschen Kaltwalzmuseums Hohenlimburg, führt eine interessante Spur über den Kanal in das „Science Museum London“, eine weitere in das Hagener Stadtarchiv, dem im vergangenen Jahr sechs Ordner gefüllt mit Recherchen zur Geschichte des Walzens von Herrn Wilhelm Bleicher überstellt wurden. Demnach wird diesem Kapitel bei Gelegenheit noch einiges Interessantes anzufragen sein, um damit nach Möglichkeit diese historische Lücke zu füllen.

1.2 Industrialisierung des Walzens

1.2.1 Erste industrielle Revolution des Walzens – Walzprozess 1.0

Bis zur Mitte des 18. Jahrhunderts hatte sich das Walzen von Metallen mehr und mehr verbreitet. Das Walzen trug gegenüber dem Hämmern deutlich mehr Verfahrensmerkmale, die für eine Industrialisierung kennzeichnend waren. Der eigentliche Verformungsvorgang lief gegenüber einer Vielzahl von Hammer schlägen kontinuierlich ab. Das gewalzte Blech war deutlich gleichmäßiger in seiner Dicke und das Endergebnis deutlich weniger vom Geschick und der Aufmerksamkeit des Werkers abhängig. Die Form der Walzen und die Einstellung des Walzspaltes waren jetzt bestimmend für die Qualität des fertigen Bleches [13]. Und zu guter Letzt war ein deutlicher Kostenvorteil mit all diesen Verfahrensmerkmalen verbunden.

Das Walzen von Eisenblech war zuerst in England z. B. für die Weißblechfabrikation eingeführt worden. Schwarzblech gebeizt und verzinkt wurde zu Weißblech und war die Grundlage unzähliger Haushaltsgüter und speziell der Geschirrproduktion.

Die durch das Walzen verbesserte und verbilligte Fabrikation basierte auf der Erfindung von Major Hanbury von dessen Erfindung bereits 1697 berichtet wird [14] und der Patentanmeldung durch John Payne am 21. November 1728.

Eine weitere Verbesserung im Walzen glatter Feinbleche führte folgend John Baskerville mit seinem Patent vom 16. Januar 1742 ein [15].

Der industrielle Durchbruch erfolgte gleichfalls in England und begann mit der Errichtung eines Walzwerkes 1759 in Birmingham durch Matthew Boulton. Dieses Walzwerk gilt als der Ausgangspunkt einer Großindustrie des Kupfers und Messings [16] und als Meilenstein der Industrialisierung. Auch sollen hier bereits 1781 zwei Dampfmaschinen in Zusammenarbeit mit deren Erfinder Watt für ein Kupferwalzwerk eingesetzt worden sein. Unzweifelhaft hingegen ist, dass John Wilkinson um 1784 auf einer großen Eisenhütte in Bradley ein Dampfwalzwerk errichtet hat. Die Bedeutung der Dampfmaschine für das Walzen von Metallen bestand hauptsächlich darin, dass sie eine zuverlässigere und stetigere Antriebskraft darstellte, als die von der Natur abhängigen Wasserräder [17]. Mit der Dampfkraft eröffneten sich neue Möglichkeiten, um in noch größere Walzwerksdimensionen vorzustoßen und weitaus größere und gleichmäßigere Flachprodukte herzustellen. Diese Entwicklung beschleunigte sich vor allem durch die Erfindung des Puddelverfahrens durch Henry Cort, welches zu deutlich größeren Rohblöcken führte. Das zur damaligen Zeit exklusive Bedachungsmaterial aus geschmiedetem Schwarzblech aus Eisen und auch aus Kupfer oder Zink wurde aufgrund der nun wirtschaftlicheren Produktionsmöglichkeit günstiger und populärer. Mansardendächer aus Metall, Dächer mit flachen Neigungswinkeln und Dachrinnen wurden im 19. Jahrhundert zum Standard.

Beispielhaft setzte die Walzwerkstechnik in Verbindung mit der Dampfkraft große Wellen des technischen Fortschritts unmittelbar für England in Gang und mit der folgenden Abschottung der Märkte durch die Kontinentalsperre wurde der technologische Austausch gleichfalls unterbrochen, so dass der Vorsprung Englands beträchtlich wuchs [18].

In Deutschland nahmen im letzten Drittel des 18. Jahrhunderts die ersten Blechwalzwerke ihren Betrieb auf, dies nicht zuletzt durch den Qualitäts- und Kostendruck seitens des Wettbewerbers aus England.

Heinrich Wilhelm Remy, Pächter des Rasselsteins, einer Weißblechfabrik östlich von Koblenz bei Neuwied, nahm die Herausforderung an und 1769 wurden die ersten deutschen Stahlbleche am Rasselstein gewalzt [19]. Der in den ersten Jahren angefallene Ausschuss konnte sinnvollerweise in der angeschlossenen Sanitäts-Geschirr-Fabrik noch gewinnbringend verarbeitet werden, um Remys Anlaufkosten in den Lehrjahren als Blechwalzwerkseigner zu mildern. In diesem Fall war es die Weißblechproduktion, die sich in den darauf folgenden Jahren, vor allem nach der Inbetriebnahme eines Puddelofens am Rasselstein wieder behaupten konnte. Und mit einer weiteren Inbetriebnahme eines Stabeisenwalzwerkes am Rasselstein in 1824 wurde der Grundstein zur Schienenproduktion gelegt, dies für die 1835 erste deutsche Eisenbahnlinie zwischen Nürnberg und Fürth [20].

Die Zeichen der Zeit wurden nicht nur im Rheinland sondern gleichfalls in Westfalen erkannt, so dass vergleichbare arbeitsfähige Puddel- und Walzwerke von Eberhard Hoesch und von Fritz Harkort errichtet wurden.

Aber auch an weiteren Orten wie beispielsweise in Elveringsen wurde 1789 eine erste Plattenwalze und Schwarzblechfabrik angelegt und 1797 soll Christian von der Beck ein Messingplatten-Walzwerk besessen haben [21]. Bei dieser im ausgehenden 18. Jahrhundert im zunehmenden Maße stattfindenden Substituierung der Hammerwerke, durch die noch wassergetriebenen Walzwerke, konnte meist auch weiterhin das traditionell hergestellte Vormaterial wie z. B. das Plattenmessing als Rohling bzw. Bramme für den Walzprozess eingesetzt werden [22]. Die Wasserkraft wurde in Deutschland meist erst nach Mitte des 19. Jahrhunderts völlig durch Dampfkraft ersetzt. Parallel entwickelte sich bereits die Grundlage zur darauffolgenden Energieform für Kaltwalzgerüste.

1.2.2 Zweite industrielle Revolution des Walzens – Walzprozess 2.0

Von der Mitte des 18. Jahrhunderts bis Mitte 19. Jahrhundert verdreifachte sich nahezu die Bevölkerung Englands. „Die Welt füllte sich mit Kindern, jungen Paaren und mit Menschen im besten Arbeitsalter.“ [23] Mit der explodierenden Bevölkerung stieg entsprechend der Bedarf an industriellen Produkten, was auch rationellere Fertigungsmethoden förderte. Neben den Produktanforderungen war es auch die zunehmende „Verwissenschaftlichung“, die ein Antrieb für optimierte Fertigungseinrichtungen und Fertigungsverfahren wurde. Wenn auch die Gründung der Berliner Technischen Hochschule auf das Jahr 1799 zurückgeht, war es die zweite Hälfte des 19. Jahrhunderts, in der die akademische Ausbildung von Ingenieuren einen bedeutenden Wirtschaftsfaktor darstellte. 1899 erhielten die entsprechenden Einrichtungen Preußens das Promotionsrecht (gegen den Widerstand der Universitäten) und waren damit den traditionellen Hochschulen gleichgestellt.[24]

Die Dampfkraft war noch nicht die ideale Energieform für Kaltwalzgerüste. 1834 entwickelte Hermann Jacobi den ersten praxistauglichen Elektromotor und nachdem Werner von Siemens 1866 seine „Dynamomaschine“ patentieren ließ, konnte man elektrische Energie in größerem Umfang erzeugen.[25] Jetzt hatte man die Energieform, die bis heute für Kaltwalzwerke bestimmend ist, aber auch diese Technik musste sich zunächst weiterentwickeln, bis sie die ältere ersetzen konnte. Erst Anfang des 20. Jahrhunderts wurde die Elektrotechnik zum Technologieschub bei Walzwerken [26]. Energieerzeugung war noch lange Zeit mit hohen Investitionen verbunden und die entsprechenden Einrichtungen waren nur mit großem Aufwand zu betreiben. Noch wurden sie deshalb zentralisiert eingesetzt und die Kraftübertragung erfolgte gewöhnlich durch Transmissionssysteme. Walzen war abgesehen vom Antrieb des Walzenstän-

ders Handarbeit. Größere Längen konnten nur bei schmalen Bändern, die sich in offenen Bunden aufwickeln ließen, erreicht werden. Um effektiv mehrere Stiche auszuführen, fasste man mehrere Gerüste zu Staffeln zusammen. Da ein umsteuern der Walzen zu schwerfällig war, verwendete man Trio-Walzgerüste, ursprünglich schon 1810 von Elie Beaumont für das Feinwalzen erfunden, Warm- und Kaltwalzen im Reversierbetrieb war „Plattenwalzen“ mit Handzufuhr.

Mit der zunehmenden Bedeutung der Walzprodukte entstanden auch Forderungen nach gleichmäßiger Qualität, was besonders die Band- bzw. die Plattendicke betraf. Als Folge entstand das Quartowalzwerk, in dem die Durchbiegung der Arbeitswalzen durch Stützwalzen verringert werden konnte, ohne dass der Arbeitswalzendurchmesser vergrößert werden musste. Anwendungen von immer dünneren Walzprodukten, zum Beispiel für elektromagnetische Bauteile zwangen zu kleinen Arbeitswalzendurchmesser, die auch Querkräfte ohne Verbiegung auffangen mussten. Im Jahr 1930 ließ dafür Willhelm Rohn, der Gründer der Vacuumschmelze in Hanau, ein Mehrrollenwalzwerk patentieren, bei dem die beiden Arbeitswalzen jeweils durch einen Sektor von 2 Stützwalzen und einem weiteren Sektor mit 3 noch größeren Stützwalzen umgeben waren. 1932 erwarb die Firma Sundwig, die auch heute noch zu den führenden Walzwerksherstellern gehört, eine Lizenz und entwickelte diese Technik weiter. Das 1935 patentierte Sendzimier-Gerüst, bei dem die schwimmend gelagerte Arbeitswalze durch eine Sektorenfolge 2-3-4 von Stützwalzen umgeben wurde, setzte sich dann für die Zukunft durch. Gegenwärtig sind die 20-Rollen-Walzwerke für die Folienproduktion eine häufige Wahl.

1.2.3 Dritte industrielle Revolution des Walzens – Walzprozess 3.0

War die Elektrizität bis weit in die erste Hälfte des 20. Jahrhunderts für den Walzwerksbetrieb konzentriert auf die Antriebsenergie, führte die Entwicklung der Elektronik und der elektronischen Regelungstechnik zu einer neuen Stufe des Walzwerksbaus. Geregelter Haspelanlagen ermöglichten nun große Bandlängen. Die „Stückproduktion“ konnte durch den kontinuierlichen Prozess ergänzt bzw. ersetzt werden. Nicolas Minorsky entwickelte 1922 eine Schiffsteuerung mit PID-Regler, ein Verfahren, das sich auf die unterschiedlichsten Prozessführungen, auch auf die Steuerung eines Walzwerks übertragen ließ.[27] Elektromotoren als Einzelantrieb konnten einzelne Komponenten steuern und zusammen mit Messsystemen den Regelkreislauf bilden.

Nach dem Zweiten Weltkrieg begann dann zaghaft (hauptsächlich nach 1960) die Einführung analoger Regelungen, basierend auf den theoretischen Arbeiten von Norbert Wiener, dem Entwickler der Kybernetik, die er zum Beispiel in: „Cybernetics or Control and Communication in the Animal and the Machine“,

1948 beschrieb, die es erlaubten die Walzgeschwindigkeit mit den Haspeln zu synchronisieren und Verfahren zur Dickenreglung zu implementieren.

Digitalreglung 1969 SPS. Nach der Entwicklung der Speicherprogrammierbaren Steuerung (SPS), die auf die Arbeiten von Richard Morley und Odo J. Struger zurückgeht, löste ab Mitte der 1970er bis Anfang der 1990er Jahre die Digitaltechnik die analoge Technik ab und ermöglichte eine hochflexible Regelung und Steuerung der Walzwerke. [28]

Gegenwärtig lässt sich das vollautomatische Kaltwalzwerk realisieren. Für alle Aspekte, die die Qualität des Produkts bestimmen, gibt es automatische Messsystem-Stellglieder und Simulationsverfahren, die nach wissenschaftlichen Kriterien die Arbeitsweise optimieren. Berührungslose Dickenmessung, Messung von Planheit und Querprofil, die Bandzüge und die Walzkraft können im laufenden Betrieb in den Regelkreis eingebunden werden. Arbeitswalzen und Bandbünde lassen sich mit Robotern wechseln

1.2.4 Vierte industrielle Revolution des Walzens – Walzprozess 4.0

Seit der Begriff Industrie 4.0 im Jahr 2006 von einer Arbeitsgruppe der Bundesregierung als Arbeitstitel für ein staatlich gefördertes Entwicklungsprogramm geprägt wurde, das auf Basis moderner IT-Technologie die Präsenz deutscher Industrieunternehmen nachhaltig sichern und verbessern soll [29], wurden bis heute nicht wenige Verbandsausschüsse, Plattformen sowie Spitzen- und Exzellenzcluster gebildet, um die Grundlagen für eine strategische Umsetzung einer digitalisierten und vernetzten Industrie zu gestalten und sich damit im Internet der Dinge und Dienste zu etablieren.

Für sechs zentrale Branchen wird laut Bitkom eine Produktivitätssteigerung von rund 80 Mrd. € für die nächsten 10 Jahren prognostiziert. Gleichfalls erschallen aber auch die berechtigten Warnungen vor Cyberspionage und Cyberattaken.

Die Smarte-Fabrik, die eine digitale Vernetzung aller Akteure der Wertschöpfungskette - Mensch, Maschine, Produkt und Geschäftsprozesse – beinhaltet, wird z. B. ihr Energieversorgungssystem (Smart Grids) echtzeitnah nach Auftragslage und Effizienz online organisieren und Kunden werden ihre Aufträge online übermitteln und mitverfolgen.

Der heutige Status moderner Walzwerke für sich, sowie die aktuellen Entwicklungen bei Automation und Simulation - wie wir in den folgenden Beiträgen erfahren werden - verdienen mitunter bereits heute das Prädikat 4.0. Jedoch eine fabrikinterne Kommunikation, oft noch bestehend aus IT-Insellösungen und Medienbrüchen bis hin zur Datenerfassung auf Papier, ermöglicht in der Regel noch keine smarte, intelligente Fabrik.

Mit einem Blick auf den Status Quo ist zu erkennen, dass die Weiterentwicklung der Walzprozesse bzw. der Walzgerüste zu intelligenten sich selbst steuernden Produktionsanlagen in großen Schritten in Richtung 4.0 voran geht. So gilt es heute diese Zeit mit zu nutzen, um die Robustheit dieser einzelnen, vernetzungsfähigen Produktionsprozesse in den kommenden Jahren zu steigern. Vor einer datentechnischen Verschmelzung zur Intelligenten-Fabrik, ist neben den Medienbrüchen schwerpunktmäßig die gesamte Wertschöpfungskette nach Lean-Prinzipien zu optimieren. Denn nur gut aufeinander abgestimmte Prozesse haben die Chance erwartete Produktivitätssteigerungen auf dem Weg in das Internet der Dinge und Dienste zu erbringen.

Literatur

- [1] Raabe Dierk, Morde, Macht, Moneten, Metalle zwischen Mythos und High-Tech, WILLEY-VCH. 2001
- [2] www.rieme.de/wiki/geschichte S. 3 vom 17.04.2015
- [3] Drosdowsky G., Grebe P.: Etymologie Duden. Bibliographisches Institut. Mannheim 1963
- [4] Schmöle Carl, Von den Metallen und ihrer Geschichte Band 2 Vom Rohstoff zum Werkstoff S. 77,78,79. Menden 2000
- [5] Schmöle Carl, Von den Metallen und ihrer Geschichte Band 2 Vom Rohstoff zum Werkstoff S. 103. Menden 2000
- [6] Feldhaus, Franz M.: Leonardo da Vinci, der Techniker und Erfinder, Eug. Dietrichs. Leipzig 1992
- [7] Stopsack Hans-Hermann, Vom Wasserrad zur Fabrik S. 69, Hemer 2003
- [8] <https://de.wikipedia.org/wiki/Walzenprägung> vom 02.06.2015
- [9] http://www.digitalis.uni-koeln.de/Feldhausm/feldhausm_index.html vom 03.06.2015
- [10] Feldhaus, Franz M.: Die Technik der Vorgeschichte, der geschichtlichen Zeit und der Naturvölker. Heinz Mooser Verlag. München 1965
- [11] Reichert J.W. u. Buchmann E.: Die Stahlwalzwerke in ihrer volkswirtschaftlichen und weltwirtschaftlichen Bedeutung, Walzwerkswesen, Julius Springer. Berlin 1929
- [12] Kleinen C. und Langen R., Das Zinkwalzwerk Hoesch und die Geschichte der frühen Walztechnik S. 18, v.d. Linnepe Verlag. Hagen 1981
- [13] http://www.geschichtswerkstatt-lammersdorf.de/geschichte/wurzeln_der_Otto_Junker_GmbH_Die_Stollberger_Wurzeln_von_Friedrich_Holtz,_Stolberg 10.03.2015
- [14] Kleinen C. und Langen R., Das Zinkwalzwerk Hoesch und die Geschichte der frühen Walztechnik S. 18, v.d. Linnepe Verlag. Hagen 1981

- [15] Auszug aus Rasselstein 150 jähriges Bestehen - Rasselstein Eisenwerks Gesellschaft GmbH. 1910
- [16] J.W Reichert u. E. Buchmann: Die Stahlwalzwerke in ihrer volkswirtschaftlichen und weltwirtschaftlichen Bedeutung, Walzwerkswesen, Julius Springer. Berlin 1929
- [17] Schmöle Carl, Von den Metallen und ihrer Geschichte Band 2 Vom Rohstoff zum Werkstoff S. 111. Menden 2000
- [18] http://www.thyssenkrupp-rasselstein.com/fileadmin/pdf/unternehmen/Zeitstrahl_Druckversion/Geschichte_ThyssenKrupp_Rasselstein_Druckversion.pdf vom 14.09.2015
- [19] <http://de.wikipedia.org/wiki/Weißblech> vom 17.04.2015
- [20] http://www.thyssenkrupp-rasselstein.com/fileadmin/pdf/unternehmen/Zeitstrahl_Druckversion/Geschichte_ThyssenKrupp_Rasselstein_Druckversion.pdf vom 14.09.2015
- [21] Stopsack Hans-Hermann, Vom Wasserrad zur Fabrik S. 69. Hemer 2003
- [22] http://www.geschichtswerkstatt-lammersdorf.de/geschichte/wurzeln_der_Otto_Junker_GmbH_Die_Stollberger_Wurzeln_von_Friedrich_Holtz,_Stolberg 10.03.2015
- [23] Hobsbawm E.: Europäische Revolutionen, S. 333. Köln 2004
- [24] Einen ausgezeichneten Überblick über die Technikentwicklung gibt: Radkau J.: Technik in Deutschland. Frankfurt 2008
- [25] Lindner H.: Strom 1985, Reinbeck bei Hamburg, Kap. 4 und 5
- [26] Weber W.: Tagungsbericht zur 29. Technikgeschichtlichen Tagung der Eisenbibliothek 2006, erschienen in: Ferrum: Nachrichten aus der Eisenbibliothek, 79 (2007), S. 133-135
- [27] <https://de.wikipedia.org/w/index.php?title=Regelungstechnik&oldid=145117049> vom 16.08.2015
- [28] https://de.wikipedia.org/w/index.php?title=Speicherprogrammierbare_Steuerung&oldid=145224449 vom 19.08.2015
- [29] Meißner Stefan, Nr. 2 Industrie 4.0 – was ist das eigentlich?, stahl und eisen 135. 2015

Teil I:

Anlagentechnik und Bandherstellung

2 Modellbasierte Auslegung und Optimierung von Kaltwalzwerken¹

Um Walzprozesse zu optimieren und die Bandqualität und Produktivität von Walzanlagen weiter zu steigern, hat die ANDRITZ Sundwig GmbH ein modular aufgebautes und universell für alle Gerüsttypen einsetzbares Planheitsmodell mit konfigurierbaren Planheitsstellgliedern entwickelt. Das Modell berücksichtigt alle an der Planheitsausbildung beteiligten Effekte und Komponenten. Neueste Erkenntnisse und Methoden zur Beschreibung der Effekte wurden einbezogen. Dabei wurde besonderer Wert auf die Recheneffizienz der implementierten Lösungsalgorithmen gelegt, um Onlineanwendungen wie die Gerüstvoreinstellung zu ermöglichen. Das Kapitel beschreibt das Modell und dessen Anwendung zur Auslegung und Geometrieoptimierung von Walzanlagen.

2.1 Universelles Planheitsmodell für beliebige Walzgerüste

Technologische Prozessmodelle spielen in der Walzwerksautomatisierung eine große Rolle, da sie zur Vorausberechnung von Prozess- und Qualitätsgrößen und zur Bereitstellung geeigneter Voreinstellwerte dienen. Dadurch werden Bandqualität, Durchsatz, Anlagenverfügbarkeit und Sicherheit maßgeblich beeinflusst. Eine wesentliche Komponente von Pre-setting-Systemen ist das Planheitsmodell.

Mit Hilfe des Planheitsmodells lassen sich Einstellwerte für die Planheitsstellglieder zum Erreichen des optimalen Walzspaltprofils und der gewünschten Planheit berechnen. Die Komplexität der an der Planheitsausbildung beteiligten Effekte und der erforderliche Rechenaufwand erschweren häufig noch den

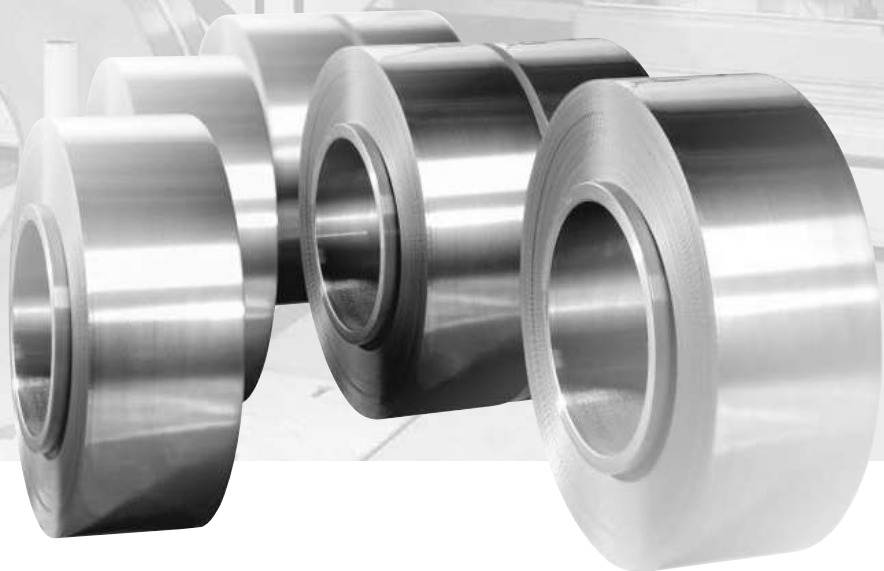
¹ Dieser Beitrag ist eine modifizierte und erweiterte Fassung des Artikels: Bartholdt C., Kopin F., Jelali M. „Universelles Planheitsmodell zur Prozessoptimierung in Kaltwalzwerken“, stahl und eisen 134 (2014) Nr. 11, S. 181–188.

Die VACUUMSCHMELZE mit 1.450 Mitarbeitern in Hanau entwickelt, produziert und vermarktet Spezialwerkstoffe, insbesondere mit magnetischen, aber auch anderen physikalischen Eigenschaften sowie daraus veredelte Produkte. In über 50 Ländern erzielt die VAC-Gruppe heute einen Jahresumsatz von über 400 Mio. Euro und zählt mit rund 800 Patenten zu den weltweit innovativsten Unternehmen bei der Entwicklung von hochwertigen industriellen Werkstoffen.

Das Produktangebot der VAC umfasst ein breites Spektrum magnetisch und physikalisch hochwertiger Halbzeuge und Teile, induktiver Bauelemente für die Elektronik, Magnete und Magnetsysteme, die in den unterschiedlichsten Bereichen und Industriezweigen zum Einsatz kommen.

Die maßgeschneiderten Lösungen der VAC werden in enger Zusammenarbeit mit den Kunden entwickelt und spiegeln die hohe Werkstoff- und Anwendungskompetenz verbunden mit neuester Fertigungstechnologie wider.

www.vacuumschmelze.com



Einsatz von Planheitsmodellen in der Stichplanberechnung und Prozessoptimierung.

Das von ANDRITZ Sundwig in Kooperation mit der Fachhochschule Köln entwickelte Modell zeichnet sich dadurch aus, dass es modular aufgebaut und universell für alle Gerüsttypen mit konfigurierbaren Planheitsstellgliedern anwendbar ist. Auch wurden neuere Erkenntnisse und Methoden [7, 1, 3, 6] zur Beschreibung der beteiligten Effekte und zur Erhöhung der Recheneffizienz einbezogen.

Das Modell berechnet u. a. die Walzspaltform bzw. die Bandplanheit unter Berücksichtigung folgender Parameter bzw. Komponenten:

- Geometrie und Eigenschaften des einlaufenden Bandes
- Elastische Walzendeformation (Durchbiegung, Abplattung) aufgrund von Walzkraft
- Hydraulische Biegesysteme an den Walzenzapfen und ggf. über dem Walzenballen (20-Roller)
- Axiale Walzenverschiebesysteme (Konuswalzenverschiebung, Continuously Variable Crown)
- Walzenkühlung und ggf. Walzenaufheizung.

Die umfassende physikalische Abbildung des Gerüsts und des Walzprozesses gewährleistet eine flexible Produktion von Bändern verschiedenster Abmessungen, Zusammensetzungen und Eigenschaften auf unterschiedlichen Gerüsttypen, siehe Abbildung 2.1. Abbildung 2.2 zeigt beispielhaft eine Walzanlage, die mit dem Modell optimiert wurde.

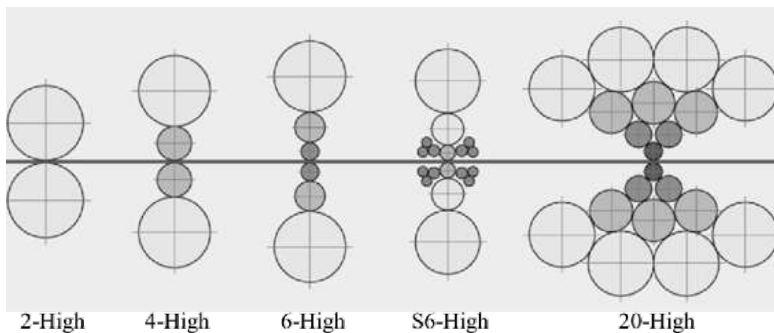


Abbildung 2.1 Anwendungsbereich für das Modell

2.1.1 Technologische Teilmodelle

Abbildung 2.3 zeigt eine Übersicht über die wesentlichen Eingangsdaten und Modellkomponenten, die zur Beschreibung des Planheitsmodells implementiert sind und nachfolgend kurz dargestellt werden.

Eine der Hauptaufgaben des Modells besteht in der Vorausberechnung des elastischen Deformationsverhaltens des Walzgerüsts. Unter Last biegen sich die Walzen dergestalt, dass eine mehr oder weniger stark konvexe Walzspaltkontur entsteht. Mit Hilfe der Biegekräfte lässt sich der Walzspalt dabei je nach Biegerichtung konkaver oder konvexer einstellen. Bei der hier betrachteten Kaltwalzanwendung findet ein auf der Grundlage allgemeiner Biegetheorien entwickeltes Modell Einsatz, das nahezu das gesamte Spektrum konventionellen Walzens abdeckt. Alle relevanten Gerüst-, Walzen- und Materialdaten gehen in die Berechnung als Eingabedaten ein, wodurch auch bei veränderten Arbeitsbedingungen exakte Ergebnisse erzielt werden.

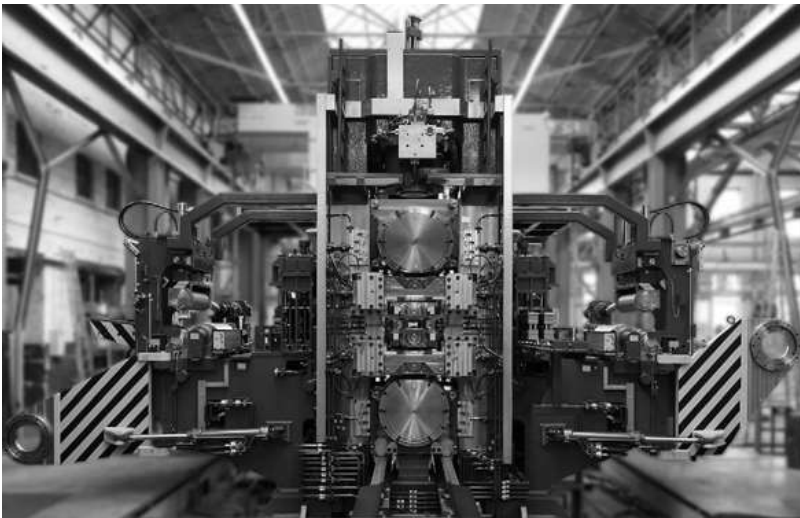


Abbildung 2.2 ANDITZ SUNDWIG Sechswalzen-Reversiergerüst bei Dongkuk in Korea

Neben der Durchbiegung (inkl. Querkontraktion und Schubverformung) der Walzen gehört zur vollständigen Beschreibung des Deformationsverhaltens die Abbildung von elastischen Abplattungseffekten zwischen den Walzen und zwischen Arbeitswalze und Band. Diese lassen sich als radiale Verschiebungen der Walzenoberfläche quantitativ erfassen, die sich stärker auf die randnahen Bereiche auswirken als auf die inneren und insbesondere auf die Bereiche, die der Belastung unterliegen. Dazu kommt hier das Modell von Stubbs [7] zum Ein-

satz, der das Übertragungsverhalten zwischen Belastung und Walzenabplattung analytisch herleitet.

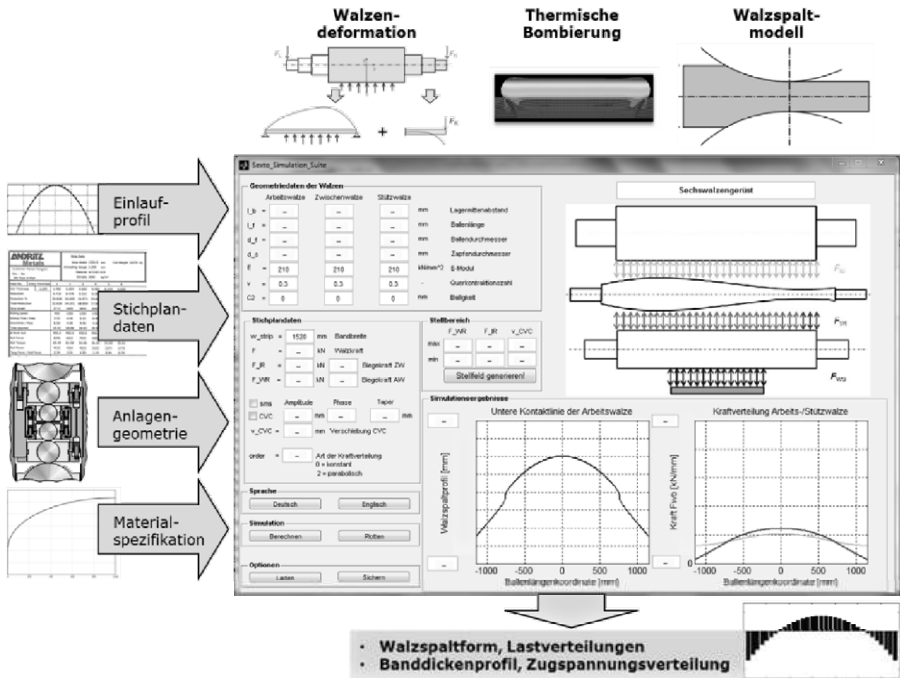


Abbildung 2.3 Übersicht über das Planheitsmodell: Eingangsdaten, Modellkomponenten und errechnete Größen

Eine weitere Modellkomponente stellt die Beschreibung der thermischen Bombierung der Arbeitswalzen. Das thermisch bedingte Anwachsen des Arbeitswalzenballens, das über die Ballenlänge unterschiedlich ist, verursacht veränderte Walzspaltgeometrien über die Breite. Am Bandanfang muss beim Pre-setting auf diese veränderten Walzspaltgeometrien durch Anpassung der Arbeitswalzenbiegung, der axialen Walzenverschiebung und ggf. auch der Walzkräfte reagiert werden. Die thermischen Effekte sind besonders zu berücksichtigen, wenn Arbeitswalzen mit großem Durchmesser und geringer Kühleffizienz in Kombination mit einer hohen Wärmezufuhr vom Walzspalt im Einsatz sind, wie z. B. beim Aluminiumwalzen [4]. Insbesondere hier können Planheitsfehler höherer Ordnung effektiv nur durch eine gezielte thermische Beeinflussung der Arbeitswalzenkontur beseitigt werden.

Der Vergleich der Walzspaltkontur mit dem einlaufenden Bandprofil führt zu lokalen Reduktionsunterschieden, die ihrerseits lokal unterschiedliche Drücke zur Folge haben. Die Wechselwirkung zwischen lokaler, elastischer Walzen-

auffederung sowie Reduktions- und Druckunterschieden wird mit Hilfe eines Differentialgleichungsansatzes analytisch beschrieben, der dann sowohl die lokale Abplattung unter Berücksichtigung spezieller Kanteneffekte wie auch die Reduktionsunterschiede über die Breite liefert. Die Reduktionsunterschiede lassen sich in Längendifferenzen überführen, die dann der Bestimmung der Zugspannungsdifferenzen über die Breite dienen. Details hierzu sind in [3, 8] zu finden.

2.1.2 Planheitsmodell für 20-Rollen-Gerüste

Die Vorausberechnung des Deformationsverhaltens eines 20-Rollen-Walzgerüsts ist für eine effiziente Bandplanheitsregelung unabdingbar. Neben der Ermittlung des Walzspaltprofils und der Gerüstauffederung werden die Verformungen der unter Last stehenden Walzen benötigt. Diese können unter Vorgabe der Walzkraft, der geometrischen und werkstofftechnischen Eigenschaften, sowie der Randbedingungen in Form von Achsen- oder Kontaktlinienverschiebungen ausgedrückt werden. Für die Modellbildung wird eine Methode zur Beschreibung der Kontaktlinienverschiebungen angewendet, mit der sich unter Anwendung weiterer, zusätzlicher Gleichungen in wenigen Schritten ein Gleichungssystem aufstellen und lösen lässt.

Die Ermittlung der Walzendeformationen wird in zwei Hauptaufgaben aufgeteilt. Im ersten Schritt werden die Kontaktkräfte zwischen den Walzen und die Starrkörperbewegungen der einzelnen Walzen berechnet. Dies lässt sich mithilfe eines linearen Gleichungssystems bewerkstelligen, in dem die für eine numerische Rechnung benötigten, diskreten Kraftvektoren und Starrkörperbewegungen über Gewichtungsmatrizen bzw. Matrizen zur Berücksichtigung des Kraft- und Momentengleichgewichts mit den diskreten externen Auslenkungsvektoren in Beziehung gesetzt werden. Unter externen Auslenkungsvektoren werden die Auslenkungen verstanden, die auf Bombierungen und äußere Belastungen zurückgeführt werden. Die Starrkörperbewegungen berücksichtigen zweidimensionale Translationen und Richtungsänderungen der jeweiligen Walze.

Im zweiten Schritt werden mithilfe dieser Ergebnisse und der Einflussmatrizen die Kontaktlinienverschiebungen für jede einzelne Walze berechnet. Für einen bestimmten Kontakt werden damit zwei Verschiebungsvektoren ermittelt, dessen Elemente bei konsistenten Ergebnissen im Bereich des Bandes deckungsgleich sind.

Das resultierende lineare Gleichungssystem ist überbestimmt, weshalb zusätzlich Gleichungen aufgestellt werden müssen, die das Kräftegleichgewicht berücksichtigen und das überbestimmte Gleichungssystem in ein Bestimmtes umwandeln.

Für die Modellbildung einfacherer Walzgerüste, z. B. eines S6-High-Gerüsts, lassen sich die Kontaktverschiebungslinien und Gleichungen zur Beschreibung des Kräftegleichgewichts aus dem 20-Rollen-Modell ableiten. Aufgrund des abweichenden Aufbaus müssen jedoch die Walzengruppen in geeigneter Weise bestimmt werden.

Abbildung 2.4 zeigt die Eingabemaske des Programms zur Walzspaltform- und Planheitsberechnung für 20-Rollen-Gerüste. Es lassen sich für alle Walzen bzw. Walzenkontakte die berechneten Walzenkonturen bzw. Kraftverteilungen anzeigen. Die Berechnung der Bandplanheit ist ebenfalls möglich, auch unter Berücksichtigung des einlaufenden Bandprofils.

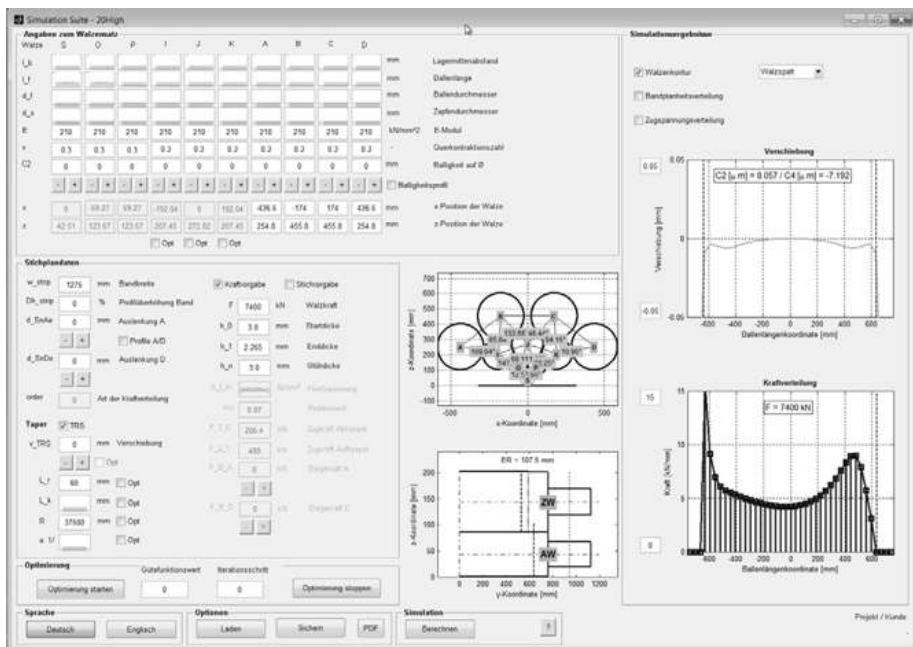


Abbildung 2.4 Eingabemaske zur Planheitsberechnung für 20-Rollen-Gerüste

2.2 Stellfeldberechnung und -optimierung

Stellfelder ermöglichen die komprimierte und anschauliche Darstellung der Wirkung von Stellmöglichkeiten auf die Walzspaltform in Abhängigkeit von Stellgliederaktivitäten und Gerüst- bzw. Bandparametern. Zunächst wird das Walzspaltprofil anhand des Planheitsmodells für die jeweilige Bandbreite berechnet. Dann erfolgt eine Zerlegung des Profils mit Hilfe einer Tschebyscheff-Polynom-Approximation 10. Ordnung, wie in Beisemann [2] beschrieben. Al-

ternativ kommen z. B. Gram-Polynome [5] in Frage. Die Zerlegung beschränkt sich auf das Intervall jeweils 50 mm von der Bandkante entfernt. Für die Stellfelddarstellung werden nur die Anteile zweiter und vierter Ordnung, d. h. c2 und c4, herangezogen.

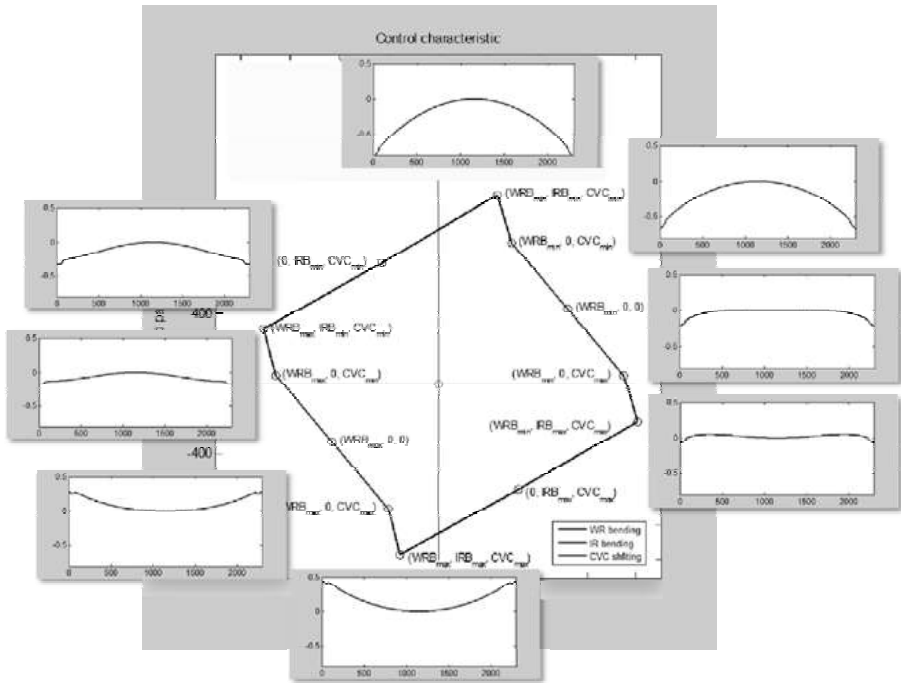


Abbildung 2.5 Beispiel eines berechneten Stellfeldes mit zugehörigen Walzspaltformen für ein Sechswalzen-Gerüst

Zur Ermittlung des Stellfeldes für ein Sechswalzen-Aluminium-Walzerüst werden die Walzspaltprofile für bestimmte Extremwerte der Stellglieder (AW-Biegung, ZW-Biegung und ZW-Verschiebung) mit Hilfe des Planheitsmodells berechnet und einer Tschebyscheff-Polynom-Zerlegung unterzogen. Für jede Stellgliederwertekombination ergibt sich ein Eckpunkt im Stellfeld $c2 = f(c4)$. Zusätzlich werden hier die Stellgliederbewegungen farblich unterschiedlich gekennzeichnet; siehe Abbildung 2.5.

Hier sieht man, dass signifikante nicht-quadratische Anteile (c4) die quadratische Walzspaltkontur aufgrund der Arbeitswalzenbiegung überlagern. Das bedeutet, dass Planheitsfehler höherer Ordnung, z. B. Viertelwellen oder kombinierte Mitten- und Randwellen, mit Hilfe der Arbeitswalzenbiegung kompensiert werden können. Dabei hängt dieser Einfluss von der Bandbreite und vom Schlankheitsgrad der Arbeitswalze ab. Die Stellmöglichkeiten werden noch in hohem

Maße durch eine Zwischenwalzenverschiebung verstärkt. Der Einfluss der Zwischenwalzenbiegung ist vergleichsweise gering und fast rein quadratisch, bietet jedoch eine zusätzliche Vergrößerung des Stellfeldes zur Optimierung der Bandplanheit.

Abbildung 2.6 zeigt das Ergebnis einer Stellfeldoptimierung. In der Abbildung rechts ist das Stellfeld mit dem Ziel einer möglichst symmetrischen Form optimiert worden. Dazu wurden die Konuswalzparameter angepasst.

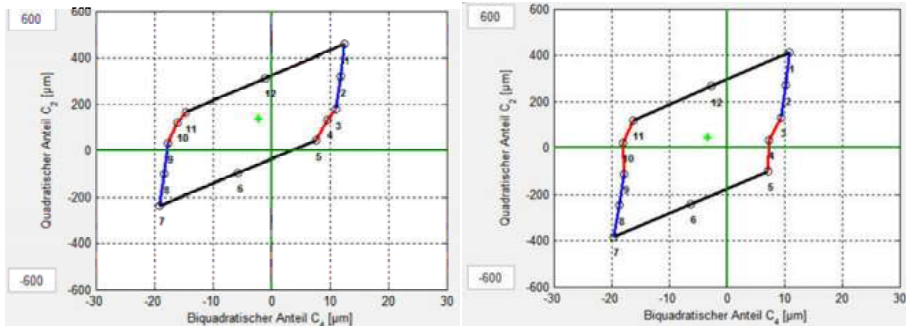


Abbildung 2.6 Beispiel einer Stellfeldoptimierung: links – anfängliches Stellfeld; rechts – optimiertes Stellfeld

2.3 Geometrieoptimierung

Die systematische und richtige Wahl der Walzengeometrieparameter (Walzendurchmesser, Walzenschliffe, Anphasungen, Continuously Variable Crown-Parameter, ...) kann viel Aufwand und damit viel Zeit bei der Inbetriebnahme und beim Betrieb von Walzanlagen sparen. Trotz der Anschaulichkeit und der unbestrittenen Wirkung von Walzenschliffen auf die Walzspaltform ist eine optimale Wahl nicht trivial. Die Hauptherausforderung liegt darin, optimale Walzenschliffe möglichst für das gesamte Produktspektrum (Material, Breite, Dicke, Durchmesser, etc.) und unter Minimierung von Walzenwechselhäufigkeit bzw. Schleifarbeit zu für alle beteiligten Walzen finden. Darüber hinaus können Sollplanheiten bei ungeeigneter Auswahl von Walzenschliffen schwierig oder unmöglich zu erreichen sein. Auch ist der Einfluss bzw. die Gewichtung von Walze zu Walze unterschiedlich.

Auf Basis des beschriebenen Modells wurden Tools entwickelt, die eine automatisierte Geometrieoptimierung erlauben. Die Möglichkeit der Optimierung wichtiger Parameter (mit „Opt“ gekennzeichnet) ist in Abbildung 2.4 zu sehen. Die grundsätzlichen Ein- und Ausgaben eines solchen Programms sind in Abbildung 2.7 dargestellt.

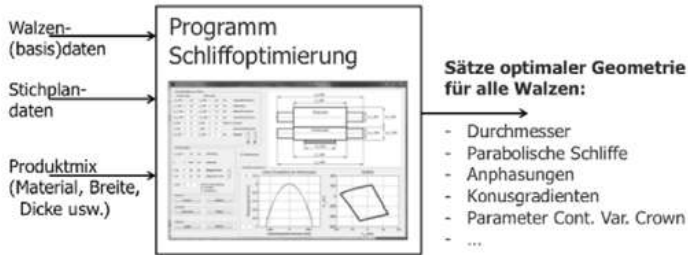


Abbildung 2.7 Ein- und Ausgaben eines Programms zur Walzengeometrieoptimierung

Abbildung 2.8 zeigt das Ergebnis einer Schliffoptimierung. In der Abbildung rechts ist das Walzspaltprofil beinahe „kastenförmig“, was bedeutet, dass sich eine optimale Planheit einstellt.

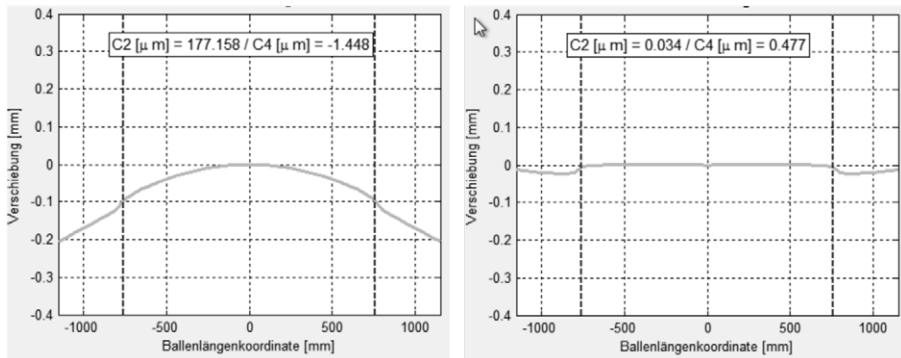


Abbildung 2.8 Beispiel einer Schliffoptimierung (Walzspaltprofil)

2.4 Ausblick

Für die nahe Zukunft ist geplant, das Planheitsmodell explizit bei der Stichplangestaltung zu nutzen, mit dem Ziel einer pro Walzstich zu optimierenden Bandplanheit. Dies führt zur Erhöhung der Nutzung der Gerüststellmöglichkeiten und zur Steigerung der Reduktion pro Walzstich und damit zur Steigerung der Produktivität von Walzanlagen. Zur planheitsorientierten Stichplanberechnung und Gerüstvoreinstellung sind Strategien und Optimierungsalgorithmen weiterzuentwickeln, die mit den verschiedenen, zum Teil widersprüchlichen Anforderungen und Kriterien umgehen können.

Literatur

- [1] Allwood, J.M.; Bryant, G.F.: Fast modelling of roll stack behavior for control applications, In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, Part C: Journal of Mechanical Engineering Science 211 (1997), p. 373–386.
- [2] Beisemann, G.: *Theoretische Untersuchung der mechanisch einstellbaren Bereiche für die Walzspaltform an unterschiedlichen Walzwerksbauarten*, Umformtechnische Schriften, Band 7, 1987, Verlag Stahleisen.
- [3] Jelali, M.: Explicit models of thickness profile and tension stress distribution for process control applications, *Steel Research* 71 (2000), No. 6+7:228–232.
- [4] Feldmann F., Gerdau M., Vollmer A.: Walzmodelle – Adaptive Modelle für die Gerüstvoreinstellung in Kaltwalzwerken, *ABB Technik* 1/2009:43–48.
- [5] Jelali, M.; Wolff, A.; Sonnenschein, D.: Internal Model Control zur Regelung der Bandplanheit in Kaltwalzwerken. *Automatisierungstechnik* 57:206–216, 2009.
- [6] Malik, A.S.: *Rolling Mill Optimization Using an Accurate and Rapid New Model for Mill Deflection and Strip Thickness Profile*, PhD Thesis, Wright State University, Dayton, USA, 2007.
- [7] Stubbs, R.E.: *Development of a General Three-Dimensional Model for Online Control of Modern Rolling Processes*, PhD Thesis, University of London, 1995.
- [8] Yuen, W.Y.D.; Cozijsen, M.: Strip shape analysis in cold rolling, In: *MWSP Conference Proceedings*, Vol. XL, (2002), p. 279–290.

3 Wärmeübergang bei der Walzenkühlung mit Walzöl

M. Stähler und A. E. Barten, Achenbach Buschhütten GmbH, Kreuztal

Abstract: Beim Walzen von Aluminiumbändern und -folien wird das Walzspaltprofil auch über die lokale thermische Ausdehnung der Arbeitswalzen beeinflusst. Hierfür wird über verschiedene in Reihen und Zonen angeordnete Flachstrahldüsen Walzöl auf die Arbeitswalzen gesprüht. Es werden die physikalischen Einflussgrößen sowie die experimentellen Ergebnisse von Kühlversuchen dargestellt. Gezeigt werden der Verlauf des Wärmeübergangs des über einer Oberfläche abfließenden Ölfilms sowie der Wärmeübergang an der mit dem Spray beaufschlagten Oberfläche.

3.1 Einleitung

Bei der Herstellung von Flachprodukten aus Metall ist die Planheit des Produkts ein entscheidendes Kriterium für die Qualität. Während des Walzprozesses wird die On-Line Planheit über die lokalen Änderungen der Bandspannungen mit einer Planheitsmessrolle im Auslauf der Anlage gemessen. Die lokalen Spannungsänderungen ergeben sich dabei aus Differenzen zwischen dem einlaufendem Bandprofil sowie der durch die Arbeitswalzen gebildeten Kontur des Walzspalts. Ziel der Planheitsregelung ist es also, über die die Walzspaltkontur beeinflussenden Stellglieder Walzkraft, Schräglage, Walzenbiegung, VC-Walze oder CVC-Verschiebung sowie die Form der Walzenballen das einlaufende Bandprofil nachzubilden.

Die Form der Walzenballen ergibt sich aus dem mechanischen Schliff der Walzen, dem aktuellen Verschleißbild und dem thermischen Profil der Walze, welches durch die Stellglieder der Vielzonenkühlung und der Heißöleinbringung im laufenden Prozess wirken.

Die lokale Kühlung der Arbeitswalzen erfolgt über mehrreihige Düsenbalken, in denen heutzutage hauptsächlich eine Druckzerstäubung des Kühlmittels über Flachstrahldüsen erfolgt. Hierbei werden die einzelnen Düsen über Ventile angesteuert. Beim Walzen von Aluminium wird der Kühlschmierstoff Walzöl eingesetzt, eine dem Kerosin ähnliche Substanz mit den Hauptbestandteilen

Dodekan, Tridekan und Tetradekan. Hinzu kommen je nach Prozess Zusatzstoffe wie zum Beispiel Laurinsäure.

In der Literatur finden sich viele Arbeiten, bei denen die Spraykühlung von Oberflächen mit Wasser als Kühlmedium eingesetzt wird, einzelne setzten auch Emulsion mit einem Ölanteil bis 5% ein. Für den Einsatz von Walzöl liegen jedoch keine belastbaren Quellen vor. Diese Lücke soll mit der vorliegenden Arbeit geschlossen werden.

3.2 Spraykühlung

3.2.1 Größen und Definitionen bei der Spraykühlung

Bei der Walzenkühlung kommen heutzutage hauptsächlich Flachstrahldüsen zum Einsatz, seltener sind Vollkegeldüsen zu finden. Letztere ermöglichen zwar aufgrund der größeren Trefferfläche eine höhere Wärmeabfuhr, im Bereich der Walzenkühlung kommt es aber auf eine scharfe Abgrenzung der Kühlzonen an, um lokal höhere Temperaturgradienten in der Walze zu erreichen. Flachstrahldüsen werden zu den Einstoff-Druckdüsen gezählt, genauer zu den Lamellendüsen (Walzel 1990).

Die für eine Einstoff-Druckdüse relevanten Größen sind in Abbildung 3.1 dargestellt. Der Spritzdruck und der Volumenstrom sind nicht unabhängig voneinander änderbar, sie sind über die Düsengeometrie miteinander verbunden. Hierdurch hat jede Einstoffdüse ein für sie typisches Druck-Volumenstrom-Diagramm. Dieses wird in der Regel für Wasser erstellt, bei abweichenden Fluiden kann der Volumenstrom über die Dichte umgerechnet werden (Lechler 2011):

$$\dot{V}_{öl} = \dot{V}_{H_2O} \cdot \sqrt{\frac{\rho_{H_2O}}{\rho_{öl}}} \quad (3.1)$$

Die mit dieser Umrechnung ermittelten Durchflüsse wurden im Rahmen der Versuchsdurchführung durch eigene Volumenstrommessungen überprüft. Im Mittel liegen die gemessenen Werte um 2 % unter den berechneten.

Als wichtige Größe zur Klassifizierung der Düsen im Hinblick auf den Wärmeübergang wird die Beaufschlagungsdichte gesehen. Überschlüssig betrachtet kann diese Größe gebildet werden aus dem Volumenstrom oder Massenstrom durch die Düse geteilt durch die Trefferfläche, wodurch sich die volumetrische (Formel 2.2) oder die gravimetrische (Formel 2.3) Beaufschlagungsdichte ergibt:

$$B_{vol} = \frac{\dot{V}_F}{A_{II}} \quad (3.2),$$

$$B_{gra} = \frac{\dot{m}_F}{A_{II}} \quad (3.3).$$

Die Einheiten dieser Größe sind somit $\text{m}^3/\text{m}^2\text{s}$ oder $\text{kg}/\text{m}^2\text{s}$.

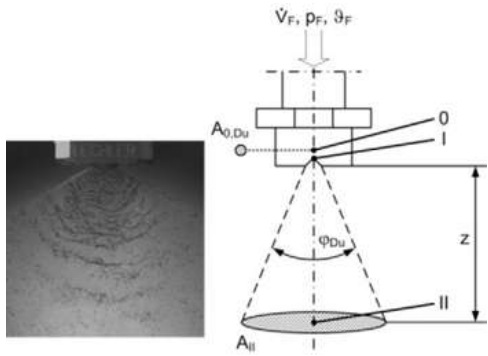


Abbildung 3.1 Relevante Größen an der Flachstrahldüse (Stähler et al. 2010)

Neben der Beaufschlagungsdichte gibt es weitere potentielle Einflussgrößen auf den Wärmeübergang und die Übergangstemperaturen in den verschiedenen Wärmeübergangsregimen, sie sind qualitativ nach Stähler (2012) in Abbildung 3.2 aufgeführt.

Steigender Parameter	Einfluss auf									
	Konvektion		Blasenver-dampfung			Partielle und stabile Filmverdampfung				
	\dot{q}_l	T_A	\dot{q}_B	\dot{q}_E	T_E	\dot{q}_B	\dot{q}_C	T_C	\dot{q}_l	
Oberflächenrauheit	+	+	+	-	+				+	o
Umgebungsdruck p_U							o	-		
Wärmeeindring-koeffizient ζ			o	+	-	+	+	-		o
Tropfengeschwin-digkeit w_T	+/o	o	o	+/o	o	+	o	+/o	+/o	
Tropfengröße d_T	-	-	o	o/-	-	-	o	-	+/-	
Weber-Zahl We_n			+	+		+	+	+	+/o	
Beaufschlagungs-dichte \dot{M}_D	+	o	+/o	+	+/o	+	+	+	+	
Fluidtemperatur ϑ_F	-	+/o	o	-	+/-	o	o	+	o/-	

Indizierung:
Wärmestromdichte \dot{q} und Temperaturpunkt T bei:
1 – Konvektion 2 – Sieden
3 – partielle Filmverdampfung 4 – stabile Filmverdampfung
A – Beginn des Blasen siedens B – Nukleya-Punkt
C – Leidenfrost-Punkt

Abbildung 3.2 Einfluss der Kühlparameter auf Wärmestromdichten und Übergangs-temperaturen zwischen den einzelnen Wärmeübergangsregimen nach Stähler (2012)

Ein typischer Verlauf des Wärmeübergangskoeffizienten bei der Spraykühlung mit Wasser, variiert über der Oberflächentemperatur und der Beaufschlagungsdichte, ist nach den empirischen Formeln von Hall et al. (1997) in Abbildung 3.3 dargestellt. Bei der Kühlung der Arbeitswalzen liegt deren Temperatur in der Regel unter 100 °C, der Siedebereich des Walzöls beginnt je nach Hersteller und Typ ab 220 °C. Daher liegt der Prozess vollständig im Bereich des konvek-

tiven Wärmeübergangs, so dass ein Wechsel des Wärmeübergangsregimes nicht betrachtet werden muss.

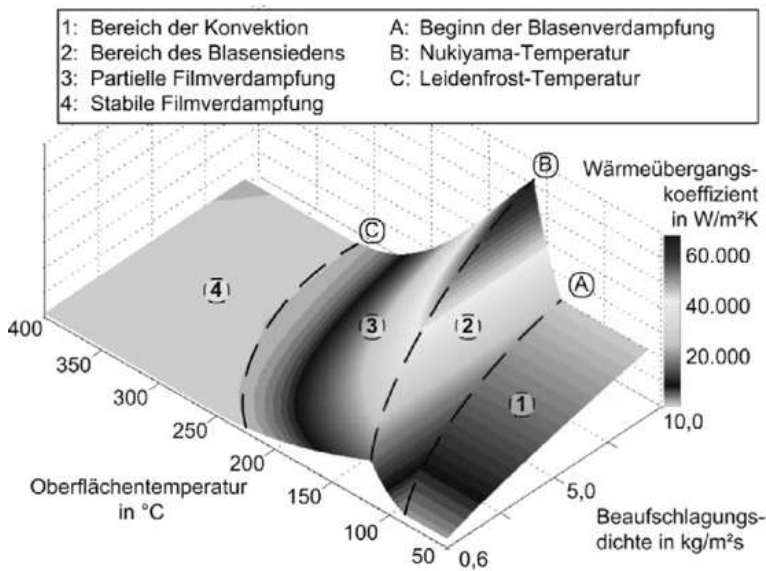


Abbildung 3.3 Wärmeübergangsregime, dargestellt über Oberflächentemperatur und Beaufschlagungsdichte nach Hall et al. (1997)

3.2.2 Bestimmung des Wärmeübergangs in der Literatur

In der Literatur finden sich zwei grundlegende Ansätze zu Bestimmung des Wärmeübergangs, sie können als stationäre und instationäre Methode bezeichnet werden (Stähler 2012).

Bei der stationären Methode befindet sich die Probe im thermischen Gleichgewicht, das heißt die von der Spraykühlung abgeführte Wärmemenge wird von einer Heizung aufgebracht, so dass die Probentemperatur konstant bleibt. Diese Methode ist durch die zur Verfügung stehende Heizleistung begrenzt, so dass sie nur für niedrige Wärmeübergangskoeffizienten und Beaufschlagungsdichten verwendet werden kann.

Die instationären Methoden arbeiten mit dem Temperaturverlauf während der Abkühldauer, es wird meist ein thermisches Modell der Probe verwendet, mit dem der Wärmeübergang berechnet wird. Mit diesem Ansatz wurden Spraykühlungen mit Wasser bis zu einer Beaufschlagungsdichte von $50 \text{ kg/m}^2\text{s}$ untersucht. Bei Beaufschlagungsdichten darüber hinaus wird der Wärmeübergang so groß, dass die Zeitauflösung der Temperaturmessung nicht mehr ausreicht, um belastbare Daten zu erhalten.

Um die im Walzwerk auftretenden Beaufschlagungsdichten von bis zu $1.500 \text{ kg/m}^2\text{s}$ für die Bestimmung des Wärmeübergangs zu nutzen, können die in der Literatur beschriebenen Versuchsaufbauten nicht verwendet werden.

3.3 Messaufbau und Versuchsdurchführung

Bei der Walzenkühlung im Aluminium-Walzwerk wird mit Walzöl ein Kühlschmierstoff eingesetzt, der in der Literatur bisher keine Beachtung bezüglich des Wärmeübergangs gefunden hat. Die stofflichen Daten zweier handelsüblicher Walzöle sind in der Tabelle-3.1 aufgeführt (ExxonMobil 2009 und Shell 2007). Bei den durchgeführten Versuchen wurde Somentor 32 ohne zusätzliche Additivierung eingesetzt.

Tabelle 3.1 Physikalische Größen von Walzölen (ExxonMobil 2009 und Shell 2007)

	Somentor 32	ShellSol D90 SC
Dichte (15 °C)	807 kg/m ³	788 kg/m ³
Flammpunkt	88 °C	95 °C
Siedetemperatur	220–236 °C	225–275 °C
Kin. Viskosität (25 °C)	2,44 mm ² /s	1,97 mm ² /s

3.3.1 Versuchsaufbau

Die Versuchsanlage besteht aus einem Öltank mit Temperaturfühler, einer Pumpe, einem Düsenbalken wie er auch in Walzgerüsten verwendet wird sowie einem Probenkörper mit mehreren Temperaturmessstellen. Im Düsenbalken wird ein Magnetventil verwendet, das identisch denen in Walzanlagen von Achenbach Bushhütten ist. Es werden zwei Druckaufnehmer verwendet, von denen einer den Pumpendruck, der andere den Öldruck direkt vor der Düse aufzeichnet. Die Position des Düsenaustritts zum Probenkörper ist in alle Raumrichtungen einstellbar.

Der Probenkörper besteht aus Edelstahl (Werkstoffnummer 1.4301), dessen thermische Eigenschaften in VDI (2006) beschrieben sind. Der Block kann über sechs Temperaturregelte Heizpatronen je 2 kW Heizleistung temperiert werden. Die Temperaturverteilung im Block wird über sieben Thermoelemente aufgezeichnet, die um einen zentralen Messeinsatz herum angeordnet sind. Der Messeinsatz ist thermisch nur über seine Rückwand mit dem Probenkörper verbunden, alle anderen Bereiche sind durch Isolationen davon getrennt. In verschiedenen Tiefen unter der Oberfläche sind schnelle Thermoelemente ein-

gesetzt, der Messeinsatz entspricht somit dem Versuchsaufbau für stationäre Messungen wie er in der Literatur zum Beispiel von Bernardin und Mudawar (1997) oder Yao und Choi (1987) beschrieben ist. Der Probenblock wird so positioniert, dass die Trefferfläche sich oberhalb des Messeinsatzes befindet und der Strahl waagrecht ausgerichtet ist, der Aufbau ist in Abbildung 3.4 dargestellt. Je nach Versuch kann um die Trefferfläche ein Rahmen gesetzt werden, der die Fläche des abfließenden Öls limitiert.

Die Datenaufzeichnung erfolgt über das System PDA der Firma Iba, wie es auch zur Aufzeichnung von Prozessdaten im Walzgerüst verwendet wird. Grund hierfür ist eine schnelle Datenaufzeichnungsrate von 1 ms.

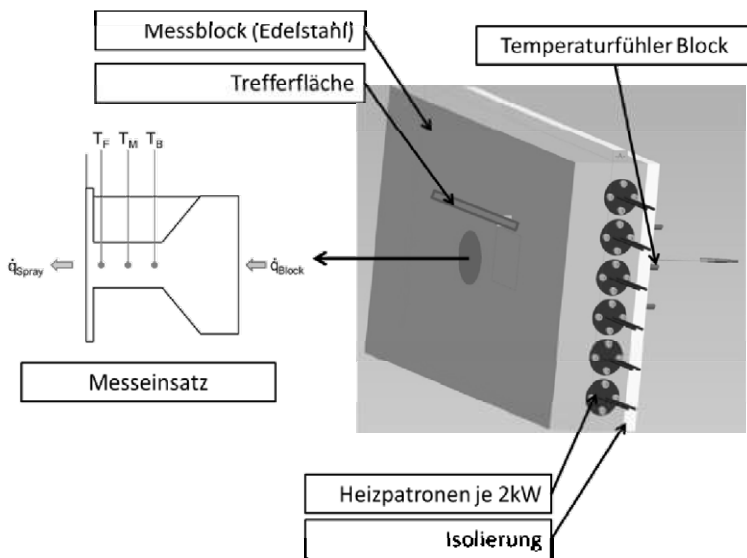







Abbildung 3.4 Aufbau des Probenkörpers

3.3.2 Versuchsdurchführung

Im ersten Schritt wird die Größe der Trefferfläche ermittelt, um in Kombination mit dem Volumenstrom oder Massenstrom die mittlere Beaufschlagungsdichte bestimmen zu können. Hierfür wird mittels drucksensitiven Papiers die Fläche über ein Druckbild des Sprays für die jeweilige Düse bestimmt. Ein Beispiel für verschiedene Düsenwinkel bei identischem Düsendurchmesser ist in Tabelle-3.2 aufgeführt. Die so ermittelte Fläche ergibt mit dem aktuellen Volumenstrom nach Formeln 2.2 oder 2.3 die mittlere Beaufschlagungsdichte.

Tabelle 3.2 Beispiele verschiedener Trefferflächen bei identischem Volumenstrom

20 °	
30 °	
45 °	
60 °	
90 °	

Für jede Düse werden bei einem Durchfluss und einem Abstand zwischen Düse und Probenblock zwei unterschiedliche Versuche durchgeführt. Im ersten Durchgang werden Messungen durchgeführt, um bei variablen Blocktemperaturen die Wärmeabfuhr des abfließenden Öls zu bestimmen. Hierfür wird der Körper auf eine konstante Temperatur gebracht und das Spray für einige Sekunden eingeschaltet. Das Öl fließt nun über die Oberfläche des Messeinsatzes ab, über die thermische Modellierung der Wärmeleitung im Einsatz kann nun auf die Wärmestromdichte rückgerechnet werden. Als Vergleichswert wird die Größe der überströmenden Ölmenge aus dem Massenstrom und der langen Seite der Trefferfläche gebildet. Dieser Größe liegt die Annahme zugrunde, dass der Großteil des Öls senkrecht zur Flachstrahlbreite L_{Fl} nach oben und unten abfließt:

$$\dot{V}_{üb} = \frac{\dot{m}_{Fl}}{2 \cdot L_{Fl}} \quad (3.4)$$

Im zweiten Durchgang wird zunächst um die Trefferfläche der Rahmen gesetzt, der die Fläche begrenzt, über die das Öl abfließen kann. Der Block wird wieder auf eine konstante Temperatur gebracht und das Spray für wenige zehntel Sekunden eingeschaltet. Anschließend wird die Zeit abgewartet die der Block braucht, um wieder eine konstante Temperaturverteilung zu erreichen. Man erhält die Zeiten für die Beaufschlagung t_{Spray} und für den Temperatenausgleich t_{TA} . Der Energieverlust des Blockes im Versuch ergibt sich aus der Temperaturdifferenz dT vor und nach der Gesamtdauer, der Blockmasse m_{Block} sowie der Wärmekapazität des Edelstahl cp_{Block} :

$$dQ_{ges} = m_{Block} \cdot cp_{Block} \cdot dT \quad (3.5)$$

Der Gesamtenergieverlust setzt sich dabei zusammen aus dem Energieverlust des Blocks während des Temperatenausgleichs dQ_{TA} , dem Energieverlust des innerhalb des Trefferrahmens abfließenden Öls dQ_{Abfl} und dem gesuchten Energieaustrag des Sprays dQ_{Spray} :

$$dQ_{ges} = dQ_{Spray} + dQ_{Abfl} + dQ_{TA} \quad (3.6)$$

Die Wärmeabgabe des Blocks ohne aktive Kühlung wurde separat bestimmt und fließt in die Versuchsauswertung mit ein, der Wärmestrahlung des abfließenden Öls wurde im ersten Versuchsdurchgang bestimmt und kann so für die Versuchsauswertung eingerechnet werden. Die Wärmestromdichte des Sprays kann somit berechnet werden durch seinen Energieaustrag, die Spraydauer und die Trefferfläche:

$$\dot{q}_{\text{Spray}} = \frac{dQ_{\text{Spray}}}{t_{\text{Spray}} \cdot A_{\text{II}}} \quad (3.7)$$

3.4 Versuchsergebnisse

3.4.1 Wärmeübergang des abfließenden Öls

Für jede eingesetzte Düse wurden 20 bis 70 Einzelversuche durchgeführt, bei denen die Starttemperatur des Probenblocks variiert wurde. Die Ergebnisse für eine Düse sind in Abbildung 3.5 dargestellt. Der abgebildete, mit steigender Oberflächentemperatur linear zunehmende Verlauf der Wärmestromdichte ist typisch für die durchgeführten Messungen.

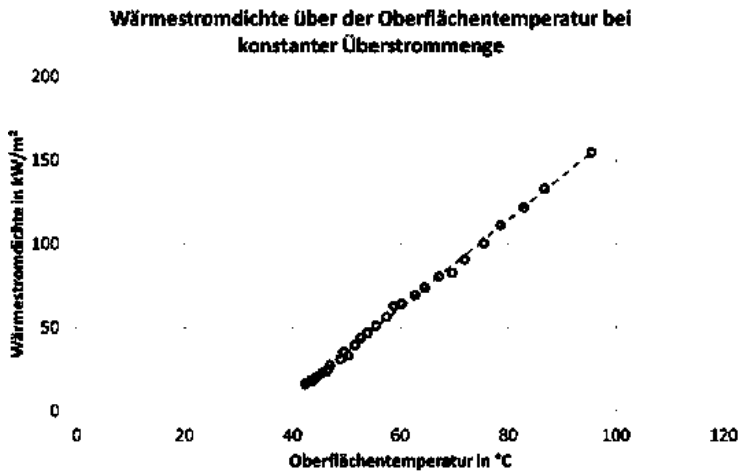


Abbildung 3.5 Wärmeabfuhr durch abfließendes Öl über der Oberflächentemperatur

Werden die Ergebnisse aller Düsen für eine konstante Oberflächentemperatur über der überströmenden Ölmenge aufgetragen, so ergibt sich Abbildung 3.6. Bis zu einem Wert von etwa 0,6 kg/ms steigt die Wärmestromdichte kontinuierlich an, darüber hinaus flacht der Kurvenverlauf ab.

30 | 3 Wärmeübergang bei der Walzenkühlung mit Walzöl

Für eine feste Oberflächentemperatur folgt die Wärmestromdichte einer Funktion der Form:

$$\dot{q}_{Abfl} = A \cdot \ln \dot{V}_{\ddot{u}b} + B \quad (3.8),$$

als Linie dargestellt in Abbildung 3.6.

Den Verlauf der Wärmestromdichte über der Oberflächentemperatur und der überströmenden Ölmenge ist in Abbildung 3.7 zu sehen.

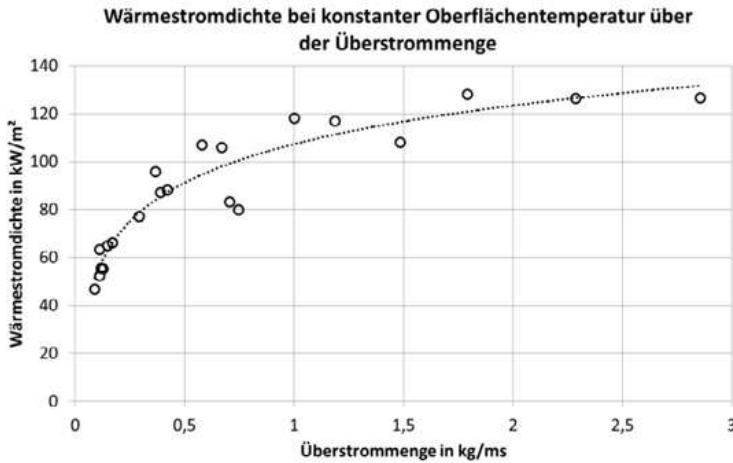


Abbildung 3.6 Wärmeabfuhr durch abfließendes Öl bei konstanter Oberflächentemperatur über der überströmenden Ölmenge

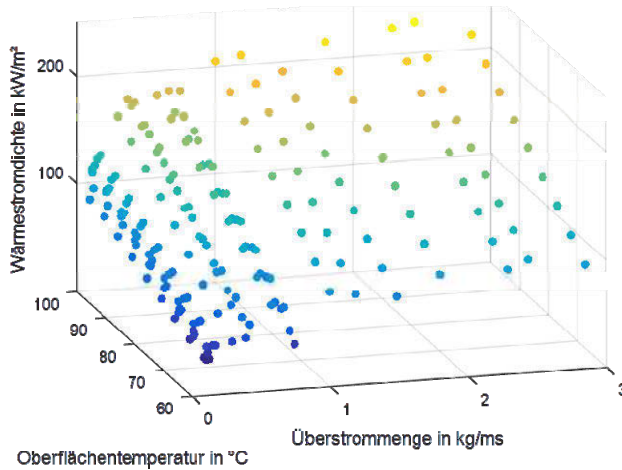


Abbildung 3.7 Wärmeabfuhr durch abfließendes Öl über Oberflächentemperatur und der überströmenden Ölmenge

3.4.2 Wärmeübergang des Sprays

Wie bei der Bestimmung des Wärmeübergangs beim abfließenden Öl wurden auch bei der Bestimmung des Spray-Wärmeübergangs mehrere Versuche je Düse durchgeführt, üblicherweise zwischen 25 und 50. Ein typischer Verlauf ist in Abbildung 3.8 zu sehen. Charakteristisch ist der lineare Anstieg bis zu einer Oberflächentemperatur von rund 95 °C, darüber hinaus steigt die Wärmestromdichte stärker an. Dieser Temperatur-Knick liegt sehr dicht bei dem Flammpunkt des verwendeten Öls. Dieser Punkt ist dadurch gekennzeichnet, dass ab dieser Temperatur die Ölverdampfung so stark ist, dass eine entstehende Flamme nicht mehr von selber erlischt. Es konnte auch in den Versuchen beobachtet werden, dass oberhalb dieser Temperatur eine starke Dampfbildung einsetzt. Die stärker steigende Wärmestromdichte scheint also in der zunehmenden Verdampfung des Öls begründet zu sein.

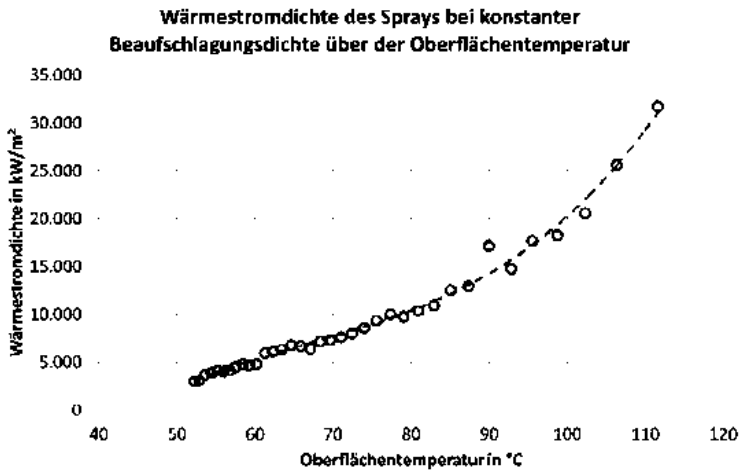


Abbildung 3.8 Wärmestromdichte eines Sprays bei konstanter Beaufschlagungsdichte über der Oberflächentemperatur

Trägt man die ermittelten Daten für eine Temperaturdifferenz zwischen Oberfläche und Öl über der Beaufschlagungsdichte auf, so ergibt sich Abbildung 3.9. Hier zeigt sich ein Verlauf, bei dem die Steigung der Wärmestromdichte mit zunehmender Beaufschlagungsdichte abflacht und sogar leicht abfällt. Dieser Bereich geht einher mit einer starken Schaumbildung des Öls, verursacht durch die zunehmende Turbulenz bei der Tropfenbildung und/oder beim Auftreffen des Sprays auf der Oberfläche. Die bei diesem Vorgang im Öl eingeschlossene Luft reduziert die Fähigkeit zur Wärmeaufnahme des Öls, wodurch der Wärmeübergang eingeschränkt wird.

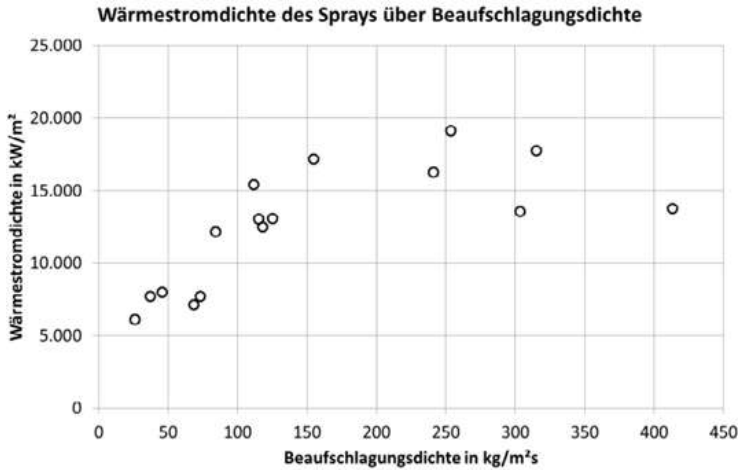


Abbildung 3.9 Wärmestromdichte eines Sprays bei konstanter Temperaturdifferenz über der Beaufschlagungsdichte

Die größere Streuung der Werte ist darauf zurückzuführen, dass die potentiellen Einflussgrößen Tropfengröße und -geschwindigkeit sowie die variierende Schaumbildung einen signifikanten Einfluss haben. Diese Größen hängen bei der Spraybildung mit der Turbulenz des Fluids zusammen, die über die Bildung einer Reynolds-Zahl eingebunden werden kann. Da die volumetrische Beaufschlagungsdichte die physikalische Einheit einer Geschwindigkeit hat, kann somit eine Spray-Reynoldszahl gebildet werden durch:

$$Re_{\text{Spray}} = \frac{B_{\text{vol}} \cdot d_{\text{Düse}}}{\nu_{\text{öl}}} \quad (3.9)$$

Hierin ist $d_{\text{Düse}}$ der Nenndurchmesser der Düsenöffnung und wird als charakteristische Länge eingesetzt. Trägt man nun die Wärmestromdichten über dieser Reynolds-Zahl auf, so ergibt sich Abbildung 3.10. Durch dieses Vorgehen ergibt sich ein deutlicherer Verlauf der Wärmestromdichte als bei der Auftragung über die Beaufschlagungsdichte.

Bis zu einer Reynolds-Zahl von etwa 200 steigt die Wärmestromdichte linear an, bis zu einem Re von 400 fällt der Verlauf flach ab. Nach den vorliegenden Daten liegt bei der verwendeten Versuchsanordnung im Bereich um die Reynolds-Zahl von 400 ein Maximum für die erreichbare Wärmestromdichte. Darüber hinaus fällt die Wärmestromdichte mit steigender Reynolds-Zahl kontinuierlich ab.

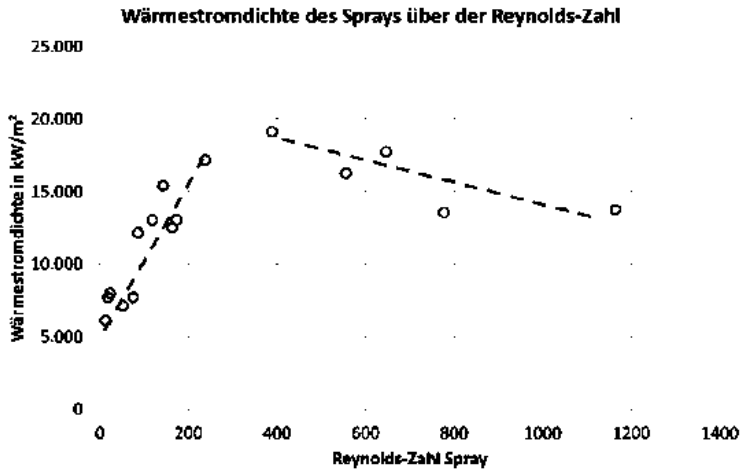


Abbildung 3.10 Wärmestromdichte eines Sprays bei konstanter Temperaturdifferenz über der Reynolds-Zahl nach Formel 4.2

3.5 Anwendung und Validierung der Ergebnisse

Die vorgestellten Ergebnisse werden bei Achenbach Buschhütten in verschiedenen Bereichen genutzt. Dies sind die Auslegung der Düsenbalken im Hinblick auf die eingesetzten Düsen, die detaillierte Off-Line Simulation des thermischen Profils der Walzen sowie die On-Line Berechnung des Walzenprofils im Rahmen der Level-2 Einbindung.

Über die geometrischen Bedingungen und den eingesetzten Vordruck bei der Ölführung wird zunächst die lokale Beaufschlagung der Walze, abhängig vom aktuellen Walzendurchmesser, berechnet. Das Ergebnis einer solchen Berechnung ist in Abbildung 3.11 dargestellt, abgebildet auf der abgewinkelten halben Walzenoberfläche. Hier kann die lokale Strahlüberdeckung sowie der maximale Durchfluss des Düsenbalkens ermittelt werden. Die mit der Durchflussmenge variierenden Druckverluste der Düsenventile werden dabei einbezogen, ebenso die für die Verwendung von Walzöl korrigierte Strahlgeometrie.



Abbildung 3.11 Berechnete Beaufschlagung einer Arbeitswalze, dargestellt die abgewinkelte halbe Walzenoberfläche

Über diese Berechnung kann in der Auslegungsphase die Abstufung der Düsendrößen und Strahlbreiten durchgeführt werden, so dass die Kombination der drei in einer Zone liegenden Düsen eine lineare Veränderung des Wärmeaustrags über die sieben Schaltzustände bewirkt, wie zum Beispiel in Abbildung 3.12 dargestellt.

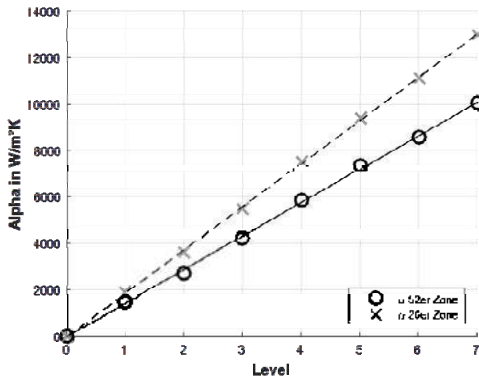


Abbildung 3.12 Berechnete Abstufung der Kühl-Level in den Zonen mit breiter und schmaler Düsenverteilung

Über die lokale Beaufschlagungsdichte und die Art der lokal verwendeten Düse kann eine Wärmeübergangs-Matrix für die Walzenoberfläche erstellt werden, die für die thermische Modellierung der Arbeitswalze Anwendung findet.

Die dargestellten Versuchsergebnisse legen den Schluss nahe, dass bei einer Anlagenkonfiguration, in der der überwiegende Anteil der Sprays bei einer mittleren Beaufschlagungsdichte von über rund $200 \text{ kg/m}^2\text{s}$ liegt, das Temperaturniveau der Arbeitswalzen nicht durch eine Steigerung der Ölmengen gesenkt werden kann. Dieser Effekt konnte in der Praxis beobachtet werden, indem der Öldruck bei ansonsten identischen Stichdaten erhöht und die Temperatur der Walzen gemessen wurde. Diese blieben unverändert, trotz größerer Ölmenge bei identischem Wärmeeintrag durch den Walzprozess.

Beim Kaltwalzen von Aluminium kommt in der Regel additiviertes Walzöl zum Einsatz, nicht ein reines Fluid wie in den durchgeführten Versuchen. Welchen Einfluss die unterschiedlichen möglichen Zusätze, wie zum Beispiel Laurinsäure, auf die Schaumbildung und das Wärmeübergangsverhalten haben, konnte im Rahmen der durchgeführten Arbeiten noch nicht betrachtet werden.

Literatur

- [1] Bernardin, J.D. und Mudawar, I. (1997) Film boiling heat transfer of droplet streams and sprays. *Int. J. Heat Mass Transfer* 40: 2579-2593
- [2] ExxonMobile (2009) Material Data Safety Sheet Somentor 32
- [3] Hall et al. (1997) Validation of a systematic approach to modeling spray quenching of aluminum alloy Extrusions, composites and continuous castings. *Journal of Materials Engineering and Performance* 6: 77-92
- [4] Lechler (2011) Präzisionsdüsen und Zubehör.
- [5] Shell (2007) Material Safety Data Sheet ShellSol 90 DC
- [6] Stähler et al. (2010) Entwicklung von effizienten Verfahren zur Oberflächenkühlung bei der Metallverarbeitung. Forschungsbericht
- [7] Stähler, M. (2012) Experimentelle Bestimmung und Modellierung des Wärmeübergangs bei der Spraykühlung an bewegten Metallbändern. Dissertation, Shaker Verlag
- [8] VDI (2006) VDI Wärmeatlas. Springer-Verlag
- [9] Walzel, P. (1990) Zerstäuben von Flüssigkeiten. *Chemie Ingenieur Technik* 62: 983-994
- [10] Yao, S.C. und Choi, K.J. (1987) Heat transfer experiments of mono-dispersed vertical impacting sprays. *International Journal of Multiphase Flow* 13: 639-648

Danksagung

Die dargestellten experimentellen Ergebnisse wurden im Rahmen eines Förderprojekts zur Energieeffizienz in der Industrie durch das Ministerium für Wirtschaft finanziell unterstützt, wofür wir uns an dieser Stelle herzlich bedanken möchten.

Gefördert durch:



**Bundesministerium
für Wirtschaft
und Energie**

**aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages**

4 Technologieentwicklung zum Gieß- und Bandwalzen von Magnesiumlegierungen

Matthias Oswald, Christina Krbetschek, Rudolf Kawalla
TU Bergakademie Freiberg, IMF Institut für Metallformung

4.1 Einleitung

Vor dem Hintergrund anhaltender Bestrebungen zur Steigerung der Energieeffizienz ergibt sich in vielen Bereichen der industriellen Fertigung sowie der Verkehrs- und Transporttechnik für neuartige Leichtbaulösungen eine immer stärkere Nachfrage. Der Einsatz neuer Werkstoffe und Werkstoffkombinationen ist hierbei von größter Bedeutung. Hinsichtlich der Kostensenkung und der Entwicklung neuer Produkte und Produktionsverfahren ist in den kommenden Jahren mit gesteigerten Anforderungen zu rechnen. Der Einsatz von Magnesiumlegierungen als leichteste metallische Konstruktionswerkstoffe bietet dabei enorme Potenziale. Aufgrund der geringen Dichte, ausreichender Festigkeit, des hohen Recyclingpotenzials und der hohen Verfügbarkeit besitzen Magnesiumlegierungen eine große Bedeutung für die Fertigung von Leichtbaukomponenten. In der Automobilindustrie, der Luft- und Raumfahrtindustrie und der Bahntechnik sind besonders umformtechnisch erzeugte Komponenten aus Magnesiumlegierungen von hochgradiger Relevanz. Weitere Anwendungsgebiete ergeben sich für den Spezialmaschinenbau (z. B. Textilmaschinen), die Wehrtechnik und für viele Bereiche der Verbrauchsgüterindustrie (z. B. Elektronikgeräte). Durch den Einsatz umformtechnischer Verfahren lässt sich die Herstellung von Qualitätsprodukten aus Magnesiumlegierungen rationell, energieeffizient und umweltverträglich realisieren und in Verbindung mit gezielten Wärmebehandlungen kann das Eigenschaftspotenzial des Werkstoffs maximal zur Geltung gebracht werden. Wie bei keinem anderen Fertigungsverfahren wird durch die Anwendung umformtechnisch hergestellter Bauteile eine einzigartige Kombination konstruktiver Lösungen mit optimalen Werkstoffeigenschaften erreicht. Dabei bietet die prozessstufenarme Verkettung von kontinuierlich arbeitenden Gießverfahren mit leistungsfähigen Umformverfahren neue

Möglichkeiten zur wirtschaftlichen und energieeffizienten Bereitstellung von Hochleistungsmaterialien aus Magnesium-Knetlegierungen, die dem aktuellen und zukünftigen Bedarf von Halbzeugen, Bau- und Formteilen in Art, Menge und Qualität entsprechen. In Verbindung mit dem Bandwalzverfahren kommt deshalb der Gießwalztechnologie zur Herstellung von Magnesiumflachprodukten, wie sie am Institut für Metallformung (IMF) der TU Bergakademie Freiberg und mittlerweile auch an anderen internationalen Forschungseinrichtungen entwickelt und erprobt wird, immer mehr technische Bedeutung zu, da mehrere Verfahrensstufen eingespart werden können und der gesamte Prozess in besonderem Maße wirtschaftlich und energieeffizient ist.

4.2 Pilotanlage zur Entwicklung der Gieß- und Bandwalztechnologie am Institut für Metallformung der TU Bergakademie Freiberg

Angeregt durch das gesteigerte Interesse an Bauteilen und Komponenten aus Magnesiumlegierungen, insbesondere im Bereich des Fahrzeugbaus, wurden in den letzten Jahren an vielen technischen Hochschulen Forschungsprojekte initiiert, aus denen, vielfach in direkter enger Zusammenarbeit mit Partnern aus der Industrie, neue grundlegende Ergebnisse zur Werkstoffentwicklung sowie neue technische Lösungen für die Verarbeitung von Magnesiumlegierungen hervorgegangen sind. Angesichts dieser Bestrebungen wurde im Jahr 1999 am IMF der Beschluss gefasst, die bislang hauptsächlich in der Aluminiumindustrie eingesetzte Gießwalztechnologie als neues Verfahren für die Herstellung von Magnesiumflachprodukten zu entwickeln und im industrienahen Maßstab zu erproben. Für diese Aufgabe konnte der ThyssenKrupp-Konzern als Partner gewonnen und mit Hilfe der vom Freistaat Sachsen bereitgestellten Fördermittel auf dem Gelände des IMF eine Pilotanlage zum Gießwalzen und Fertigwalzen von Bändern bis 700 mm Breite aufgebaut werden. Abbildung 4.1 zeigt die ca. 25 m lange Bandlinie in der Totalansicht, während Abbildung 4.2 das stark vereinfachte Schema des Anlagenaufbaus wiedergibt.

Im Jahr 2002 erfolgte der erste Anguss mit der Gießwalzanlage. Seither wurden in insgesamt 425 Gießwalzkanpanien die Legierungen AZ21, AZ31, AZ91, AM50, ZE10, ME21 und ZAX210 erfolgreich verarbeitet, wobei sich die Prozessentwicklung aber auf die Standardlegierung AZ31 konzentriert. Nachdem die prinzipielle Eignung des Gießwalzverfahrens für die Verarbeitung von verschiedenen Magnesiumlegierungen nachgewiesen werden konnte, erfolgte 2009 die Erweiterung der Pilotanlage um ein Bandwalzgerüst nebst Coilglühofen zum Walzen von Fertigbändern bis 1,0 mm Enddicke. Damit wurde die techni-

sche Voraussetzung für die ganzheitliche Entwicklung des Verfahrens, ausgehend von der Schmelze bis zum wärmebehandelten Fertigbandcoil geschaffen. Im Rahmen der langjährigen Forschungs- und Entwicklungsarbeit mit dieser Pilotanlage konnte am IMF in enger Zusammenarbeit mit der MgF Magnesium Flachprodukte Freiberg GmbH die kombinierte Gießwalz- und Bandwalztechnologie schließlich als vorteilhafte, wirtschaftliche Alternative zum konventionellen Blechherstellungsprozess bis zur industriellen Anwendungsreife entwickelt werden. Die walzbaren Abmessungen erlauben dabei die Herstellung von anwendungsnahen Demonstratorbauteilen bzw. einsatzfähigen Prototypen, geeignet für die Entwicklung von Blechverarbeitungstechnologien auf dem Gebiet der Umformung, Fügetechnik, mechanischen Bearbeitung und Oberflächenbeschichtung.



Abbildung 4.1 Gesamtansicht der Pilotanlage für Magnesiumband am Institut für Metallformung der TU Bergakademie Freiberg (vorn Quarto-Reversiergerüst mit Reversierhaspelanlage, linker Bildrand Gießwolzgerüst)

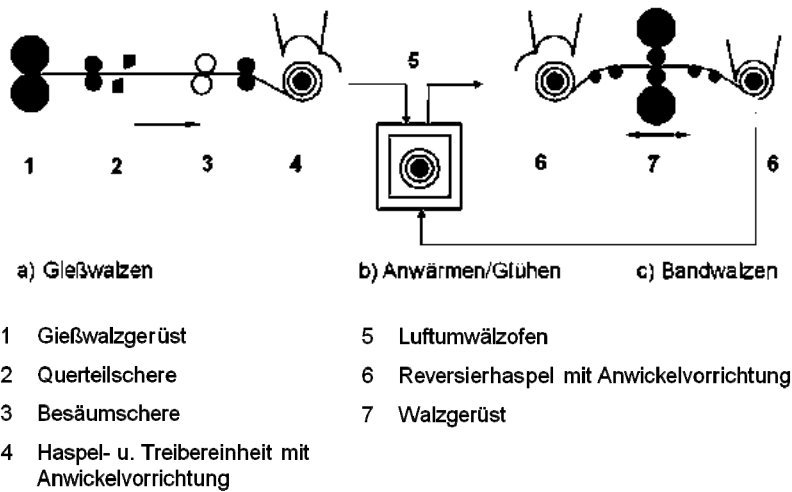


Abbildung 4.2 Schematische Darstellung des Bandherstellungsprozesses auf der Pilotanlage

4.2.1 Gießwalzanlage und Gießwalsprozess

Die insgesamt 16 m lange Gießwalzlinie besteht in ihren Hauptkomponenten aus dem Gießwalzgerüst (s. Abbildung 4.4), dem Schmelzofen und dem Schmelz-zuführungssystem (Gießrinne, Gießdüse). Hinter dem Gerüst durchläuft das austretende Band ein Treibgerüst, eine fliegende Querteilschere, eine Bandkan-tenbesäumschere und wird schließlich über ein zweites Treibgerüst dem Auf-wickelhaspel zugeführt. Das Anwickeln des Bandes auf dem Spreizdorn erfolgt mittels eines hydraulisch betätigten Rollenkorbes als Anwickelhilfe, da das Klemmen über Klemmschlitze im Haspeldorn zum Abbrechen des abgekühl-ten Bandkopfes führen kann. Zur Messung des Dickenquerschnitts ist vor der Besäumschere ein traversierend arbeitendes Dickenmessgerät (Röntgen- und Lasermessung) angeordnet. In Tabelle 4.1 sind die wichtigsten technischen Da-ten der Gießwalzanlage zusammengestellt.

Als Einsatzmaterial für den Schmelzofen dienen vorlegierte, handelsübliche Masseln. Zusätzlich wird der unmittelbar im Gießwalsprozess anfallende Schrott (Besäumabschnitte, Schopfreste etc.) dem Ofen als Kreislaufmaterial zugeführt. Mittels einer drehzahlgeregelten Förderpumpe wird aus dem Ent-nahmehereich des Ofentiegels kontinuierlich Schmelze in die höher gelegene, beheizte Gießrinne gefördert. Die Fördermenge wird entsprechend des austre-tenden Bandquerschnittes und der Gießwalzgeschwindigkeit über die Pumpen-drehzahl geregelt, so dass stets eine konstante Füllhöhe in der Gießrinne ge-

währleistet ist. Zur Erfassung des Rinnenfüllstandes dient eine berührungslos messende Sonde, deren Messwerte direkt an die Drehzahlregelung der Förderpumpe übergeben werden. Durch das konstant geregelte Gefälle zwischen Füllstandsniveau und Stichlinie fließt die Schmelze über die am vorderen Rinnenauslauf montierte Gießdüse gleichmäßig über die Bandbreite in den Walzspalt des Gießwalzgerüsts. Um ein Brennen der Schmelze zu verhindern, ist der Einsatz eines Schutzgases unerlässlich. Schmelztiegel und Gießrinne werden intensiv mit einem Gemisch aus Stickstoff und 0,2 % SF₆ gespült.

Tabelle 4.1 Technische Hauptdaten der Gießwalzlinie am IMF

Ofen		
Schmelzleistung	750	kg/h
max. Schmelzgewicht	1.200	kg
max. Gießtemperatur	730	°C
Gießwalzgerüst:		
max. Walzendurchmesser	840	mm
Ballenlänge	850	mm
max. Gießbreite	700	mm
max. Walzkraft	8.000	kN
max. Walzmoment (Abschaltmoment)	280	kNm
max. Antriebsleistung (Twin-Drive)	2 × 28,0	kW
max. Gießwalzgeschwindigkeit	3,0	m/min
max./min. Banddicke	8,0/4,0	mm
Haspel:		
max. Haspelzugkraft	35,0	kN
Coilinnendurchmesser	610	mm
Max. Coilaußendurchmesser	1250	mm

Abbildung 4.3 gibt eine vereinfachte Darstellung des Bandbildungsprozesses im Walzspalt des Gießwalzgerüsts wieder. Nach Eintritt der Schmelze in den Walzspalt kommt es an den gekühlten Ballenoberflächen der Ober- und Unterwalze zur Kristallisation von Randschalen, die sich innerhalb der Kontakt-

länge zwischen Material und Walzen miteinander verbinden, so dass der gesamte Materialquerschnitt noch vor dem Walzspaltaustritt durcherstarrt ist. Ab diesem Punkt der Durcherstarrung bildet sich innerhalb der Kontaktlänge eine plastische Umformzone aus, in der das feste Material in seine Dicke reduziert und gestreckt wird. Dies unterscheidet den Gießwalzprozess von anderen Bandgießverfahren, wie z. B. dem Hazelett-Verfahren, bei denen der Bandbildungsprozess lediglich durch eine Durcherstarrung des Querschnittes ohne zusätzliche Umformung stattfindet. Auf diese Weise entsteht beim Gießwalzen ein direkt haspelbares Vorband, während bei den anderen Bandgießverfahren zusätzliche Inline-Walzgerüste zur Erzielung eines haspelfähigen Bandquerschnittes benötigt werden.

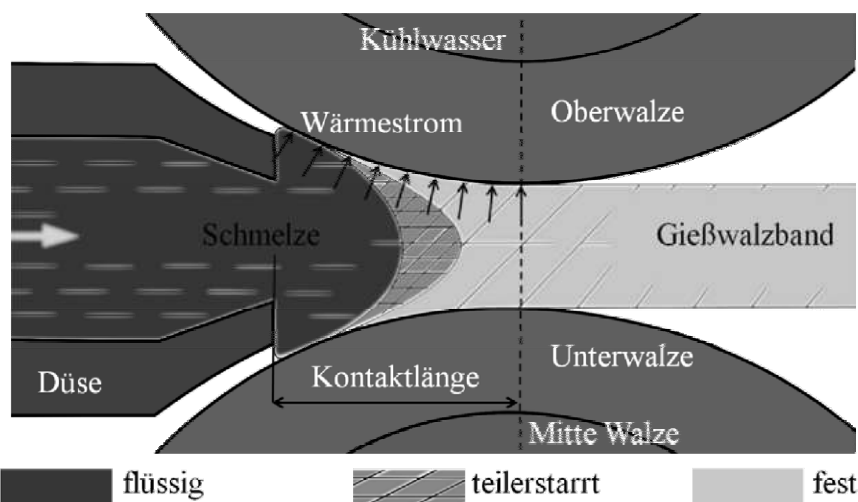


Abbildung 4.3 Vereinfachte Darstellung des Bandbildungsprozesses im Walzspalt der Gießwalzanlage

Die Grundkonstruktion des Gießwalzgerüsts unterscheidet sich nur unwesentlich von einem normalen Duo-Walzgerüst. Den Hauptunterschied zu anderen Walzgerüsten bildet die spezielle Konstruktion der innengekühlten Walzen. Zur Erzielung einer intensiven Kühlwirkung bestehen die Walzen aus einem mit Kühlwasserbohrungen und -kanälen versehenen Kern, auf dem ein nahtlos geschmiedeter Stahlmantel geschrumpft ist. Im Walzspalt wird die Erstarrungswärme durch den Walzenmantel an das im Walzenkern zirkulierende Kühlwasser abgeführt. Über einen Wärmeübertrager ist der Primärkühlwasserkreislauf an den Sekundär- oder Kühlturmkreislauf angeschlossen, in dem die Rückkühlung des Kühlwassers erfolgt.

Durch Veränderung der Gießwalzgeschwindigkeit wird bei gegebener Walzspaltgeometrie, konstanten Wärmeabfuhrbedingungen und konstanter Schmelze-

temperatur die Walzkraft eingestellt. Eine Verringerung der Geschwindigkeit bewirkt eine Verlagerung des Punktes der vollständigen Durcherstarrung innerhalb der Kontaktzone in Richtung Walzspalteintritt. Damit vergrößert sich die plastische Umformzone, woraus eine Erhöhung der Walzkraft resultiert. Im Gegenzug führt eine Erhöhung der Gießwalzgeschwindigkeit entsprechend zur Verringerung der Walzkraft. Erfahrungsgemäß wird beim Gießwalzen der Legierung AZ31 auf der Pilotanlage des IMF mit einer breitenbezogene Walzkraft von 9,5 bis 10 kN/mm gefahren.

Der derzeitige Entwicklungsstand des Gießwalzprozesses auf der Freiburger Anlage ermöglicht die Durchführung von Gießwalzkampagnen mit einer ununterbrochenen Prozessdauer von 24 Stunden. Wesentliche Voraussetzung für die Schaffung dieser Bedingungen war die Entwicklung einer entsprechend geeigneten Schmelzezuführung über eine formstabile Gießdüse. Die bislang in über 400 Gießkampagnen bewährte Gießdüsenkonstruktion besteht aus Hochtemperatur-Edelstahl-Komponenten, die zur Vermeidung von Schmelzeinfrierungen über elektrische Heizelemente im Prozess beheizt werden müssen. Die Anwendung alternativer Gießdüsenkonstruktionen aus keramischen Komponenten hat sich bislang auf Grund mangelnder Resistenz der Keramik gegenüber der Schmelze für eine längere Prozessdauer nicht bewährt. Dennoch verfügen keramische Gießdüsen gegenüber der Stahlkonstruktion über den Vorteil einer noch besseren Formstabilität bei geringeren Fertigungskosten. Derzeit bildet die Entwicklung einer für lange Gießzeiten geeigneten Keramikgießdüse einen wichtigen Forschungsschwerpunkt. Abbildung 4.4 zeigt die Stahlgießdüse im eingebauten Zustand während des Gießwalzens.

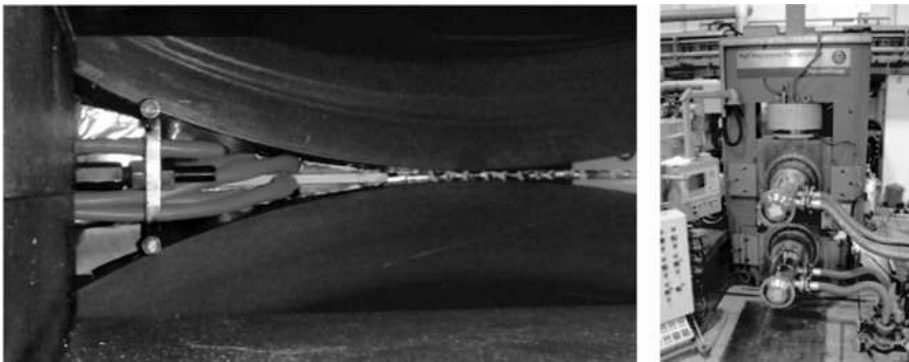


Abbildung 4.4 Ansicht Bedienseite des Gießwalzgerüsts (rechts) und der im Gießwalzspalt eingebauten Gießdüse während des Gießwalzens von 5,3 mm dickem Gießwalzband der Legierung AZ31 (links)

4.2.2 Erwärmung und Homogenisierungsbehandlung des gießgewalzten Vorbandes

Im Gießwalzprozess beträgt die mittlere Haspeltemperatur je nach Banddicke und Gießwalzgeschwindigkeit ca. 150 - 180 °C. Auf Grund der hexagonalen Gitterstruktur der Magnesiumlegierungen (hdp-Struktur) muss das Walzen des Gießwalzbandes zu Fertigbändern im Warmwalzprozess erfolgen. Ein Kaltwalzen ist auf Grund des geringen Umformvermögens kaum möglich. Vor dem Walzen ist deshalb eine Erwärmung der auf die geforderte Walzanfangstemperatur im Coilofen erforderlich. Die Walzanfangstemperaturen für das Walzen des Gießwalzbandes richten sich nach der Legierungszusammensetzung. Für AZ31 liegt die Anfangstemperatur, mit der die erwärmten Coils in die Bandwalzanlage übergeben werden, im Bereich von 350–360 °C. Um die beim Gießwalzen entstandenen Seigerungen auszugleichen, Primärausscheidungen weitgehend aufzulösen und übersättigt gelöste Legierungselemente zur Ausscheidung zu bringen, wird die Coilerwärmung mit einer Hochtemperatur- bzw. Homogenisierungsglühung gekoppelt. Das Glühen der Vorbandcoils erfolgt in dem in Abbildung 4.5 gezeigten elektrisch beheizten Kammerofen mit Luftumwälzung. Die Luftumwälzung ist bei dem geringen Emissionskoeffizienten der Magnesiumlegierungen Voraussetzung für eine homogene Temperaturverteilung im gesamten Coil (gemessen <5 K von Kern zu Rand). Außerdem wird durch die Luftumwälzung gewährleistet, dass die Coils an einzelnen Stellen, insbesondere an den Außenkanten, nicht überhitzt werden, Aufschmelzen und in Brand geraten. Ein in die Ofenkammerdecke eingebautes Radialgebläse saugt die Luft aus der Ofenkammer an und fördert sie zu den in den Seitenwänden der Ofenkammer befindlichen Heizzonen. Die Heizzonen sind von der Ofenkammer durch Blechwände abgeschottet und enthalten leistungsfähige elektrische Heizelemente, die ihre Wärme durch Konvektion an die vorbeiströmende Luft abgeben. Im Bodenbereich und im Bereich des Coilauges tritt die erwärmte Luft wieder in die Ofenkammer ein und umspült allseitig und gleichmäßig das Coil von unten nach oben. Leitvorrichtungen sorgen außerdem für eine ausreichende Querströmung der erhitzten Luft durch das Coilauge. Ein direkter Einfluss der von den Heizelementen abgegebenen Strahlungswärme auf die Coiloberfläche wird durch die verdeckte Anordnung der Heizelemente in den Luftkanälen ausgeschlossen. Die Beschickung des Ofens erfolgt durch einen Herdwagen, auf dem das Coil in einem Prisma liegend in die Ofenkammer ein- bzw. ausgetragen wird. Der Herdwagen ermöglicht die direkte Übergabe des erwärmten Coils an den Abwickelhaspel der Bandwalzanlage mit Hantierungszeiten von weniger als 5 min. Dadurch können Temperaturverluste zwischen Ofenausstrag und Walzbeginn von <20 K in der Coilaußenwindung eingehalten werden.

Der Erwärmungs- und Homogenisierungsvorgang wird bei ständiger Messung der Coil-temperatur über Thermoelemente programmgesteuert durchgeführt. Das Glühprogramm durchläuft die Zyklen:

- Erwärmen auf Homogenisierungstemperatur,
- Halten bei Homogenisierungstemperatur und
- Abkühlen auf Walzanfangstemperatur im Ofen



Abbildung 4.5 Geöffnete Kammer des Coilglühofens mit eingesetztem Gießwalsbandcoil

Die Homogenisierungstemperatur richtet sich nach der Legierungszusammensetzung und liegt deutlich über der Walzanfangstemperatur. In Abhängigkeit von der Coilmasse beträgt die Zeit für den gesamten Wärmebehandlungszyklus 20–22 h. Nach dem Glühen liegt ein Gefügestand vor, der ein Walzen des Gießwalsbandes mit hohen Einzelstichabnahmen (erprobt bis 60 % bei AZ31) in Kombination mit hohen Walzgeschwindigkeiten erlaubt. Dieser Ausgangszustand ist die grundlegende Voraussetzung für eine wirtschaftliche Auslegung des Bandwalzprozesses.

4.2.3 Eigenschaften des Gießwalsbandes

Bandprofil

Das Dickenquerprofil des Gießwalsbandes resultiert in erster Linie aus dem Zusammenspiel zwischen dem Verlauf der Erstarrungsfront im Walzspalt und den elastischen Formänderungen des Walzgerüsts sowie aus der Form des Walzenschliffes. Der Verlauf der Erstarrungsfront bestimmt die Ausbildung der plastischen Formänderungszone im Walzspalt und damit die Verteilung des Walzdru-

ckes über die Bandbreite. In Bereichen höherer Umformung treten entsprechend hohe spezifische Walzkräfte auf, die eine örtlich höhere elastische Abplattung der Walzenmäntel bewirken. Ursachen für die Ausbildung einer unregelmäßigen Erstarrungsfront können Temperaturunterschiede in der einlaufenden Schmelze, unterschiedliche Wärmeübergangsbedingungen an der Walzenoberfläche oder eine unregelmäßige Meniskusbildung im Übergangsbereich zwischen Düse und Walzenoberfläche sein. Zusätzlich verursachen thermisch bedingte Formabweichungen des Düsenaustrittsquerschnittes eine Abweichung von der homogenen Schmelzezuführung in den Walzspalt. Daraus resultiert ein unregelmäßiges Dickenquerprofil, das gewissermaßen ein Abbild des Temperaturprofils in der einlaufenden Schmelze widerspiegelt. Diese lokalen Dickenunterschiede im Querprofil können im Gießwalzprozess nur bedingt aktiv ausgeregelt werden und führen deshalb beim anschließenden Bandwalzen zu Planheitsfehlern im Fertigband. Deshalb kommt dem Einsatz einer Gießdüsenkonstruktion, die im Kontakt mit der Schmelze eine hohe Formstabilität aufweist, die größte Bedeutung zu. Eine konstante Gießdüsengeometrie ist die zwingende Voraussetzung für eine gleichmäßige Massestrom- und Temperaturverteilung in der dem Walzspalt zugeführten Schmelze. Auf der Pilotanlage des IMF werden diese Bedingungen derzeit mit der in Abbildung 4.6 gezeigten Düsenkonstruktion, deren Hauptkomponenten aus Hochtemperatur-Edelstahl bestehen, erreicht. Mit dieser Gießdüsenkonstruktion werden Prozesszeiten von min. 24 h im ununterbrochenen Betrieb realisiert. Die Gießdüse ist hierbei für bis zu 5 Gießkampagnen einsatzbereit.

Bandkante und Oberfläche

Die inhomogenen Strömungs- und Temperaturverteilungen der Schmelze in den Seitenrandbereichen der Gießdüse bewirken eine unregelmäßige Erstarrung der Bandkantenbereiche. Beim Bandwalzen führen die gießgewalzten Kanten zur Rissbildung und werden deshalb im Gießwalzprozess mittels einer Kreismesserschere abgetrennt. Der Saumschrott fällt im Prozess unmittelbar als Kreislaufmaterial an. Die Qualität des Scherschnittes ermöglicht das Walzen von Fertigbanddicken bis 2,0 mm ohne Kantenrissbildung. Eine Steigerung der Kantenqualität ließe sich zwar durch Kantenfräsen erreichen, jedoch infolge der erforderlichen sicheren Entfernung und Lagerung großer Mengen leicht entzündbarer Späne einen hohen zusätzlichen technischen Aufwand bedeuten, der die Qualitätsanforderungen an den Versuchsbetrieb deutlich übersteigt.

Die Oberflächenqualität des Gießwalzbandes wird in erster Linie durch die Rauheit der Walzen im Gießwalzgerüst sowie durch die Wirkung des Trennmittels und der Walzenbürsten bestimmt. Durch den Einsatz eines Trennmittels wird ein ungleichmäßiges Ankleben von Bandmaterial an der Walzenoberfläche, zu dem die verwendeten Magnesiumlegierungen je nach Legierungszusammensetzung mehr oder weniger stark neigen, verhindert. Mittels einer über die gesamte Ballenlänge traversierenden Düse wird jeweils an der Ober- und

Unterwalze ein dünner Trennmittelfilm aufgesprüht. Aus der zusätzlichen Schmierwirkung des Trennmittels resultiert eine deutliche Verringerung der Walzkraft und der Walzmomente. Durch rotierende Bürsten erfolgt zusätzlich eine permanente mechanische Reinigung der Ballenoberfläche von groben lokalen Anhaftungen. Trennmittelauftrag und Bürstenleistung werden im Gießwalzprozess derart geregelt, dass sich ein über die Bandbreite gleichmäßig dünner, stabiler Materialbelag (Coatingschicht) auf den Walzen aufbaut. Die Ausbildung der Coatingschicht bestimmt die Homogenität der Wärmeübergangsbedingungen innerhalb der Kontaktzone. Lokal abweichende Wärmeübergangsbedingungen führen unmittelbar zu Gefügeinhomogenitäten, die im Extremfall stark variierende Bandeigenschaften innerhalb des Bandquerschnittes zur Folge haben. Diese können in den nachfolgenden Prozessschritten der Wärmebehandlung und des Bandwalzens nur noch bedingt ausgeglichen werden.

Gefüge und mechanische Eigenschaften

Der Beginn der Erstarrung im Gießwalzspalt erfolgt durch Keimbildung an der Walzenoberfläche. Hierbei formen sich regellos orientierte Körner. Aufgrund des thermischen Übergangs erfolgt die Erstarrung in Normalenrichtung zur Walzenoberfläche. Darauffolgend wachsen Stengelkristalle bzw. Dendriten in das Band hinein, die aus den Kristalliten der Abschreckzone hervorgehen. Die interdendritischen Zwischenräume sind mit hochschmelzenden Verunreinigungen, z. B. Al₈Mn₅ Partikeln und Legierungselementen angereichert. Die sich bildende innere globulitische Zone wird zumeist von Verunreinigungen in der Schmelze verursacht. Während der Erstarrung wachsen die erstarrten Randbereiche, Randschalen genannt, aufeinander zu. Der Punkt an dem die Randschalen sich berühren wird als Durcherstarrungspunkt bezeichnet. Ab dem Erreichen des Durcherstarrungspunktes kann das Material Kräfte aufnehmen, woraus ein Umformprozess mit einem determinierten Umformgrad folgt. Durch die schnelle Erstarrung der Schmelze zwischen den gekühlten Walzen, bilden sich feine, homogene Stengelkristallzonen aus. Infolge der in der Walzzone auftretenden Scherspannungen wird das Erstarrungsgefüge partiell fragmentiert. Die im Gießwalzspalt herrschenden Temperaturen führen gleichzeitig zu einer lokalen dynamischen Rekristallisation. Des Weiteren treten, verglichen mit konventionell gegossenen Legierungen, nur sehr kleine und homogen verteilte Ausscheidungen auf, da durch die hohen Abkühlgeschwindigkeiten die Schmelze nur geringfügig seigert. Nach der homogenisierenden Wärmebehandlung liegt ein überwiegend feinkörniges Gefüge im Gießwalzband vor. In den verbleibenden groben Bereichen lassen sich nur noch vereinzelt Bereiche einer dendritischen Struktur sowie beginnende kornförmige Substrukturen erkennen. Abbildung 4.6 zeigt die lichtmikroskopischen Gefügebildungen (Schliffbilder) von Gießwalzband der Legierung AZ31 im Gießwalzzustand und im homogenisierten Zustand.

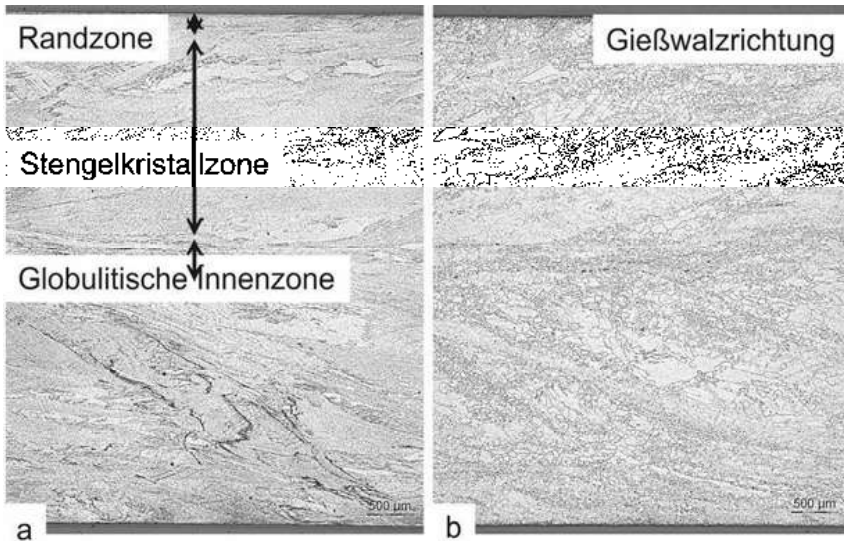


Abbildung 4.6 Schlichtbilder von Gießwalzbandproben der Legierung AZ31 im Gießwalzzustand (a) und im homogenisierten Zustand (b)

Im Gießwalzzustand weist das Material Dehnungen (A_{80}) im einstelligen Bereich auf, meist deutlich unter 4 %. Durch die Homogenisierung wird ein deutlicher Anstieg der Dehnungswerte auf bis zu 25 % für AZ31 bei den längs zur Gießwalzrichtung entnommenen Zugproben, bei gleichzeitiger Verminderung der $R_{p0,2}$ -Elastizitätsgrenze um bis zu 50 MPa, erreicht.

4.3 Bandwalzanlage und Bandwalzprozess

Das Abwalzen des Gießwalzbandes zu Fertigbändern erfolgt in einem verhältnismäßig einfachen Walzprozess auf dem in Abbildung 4.7 gezeigten Quarto-Reversiergerüst. Tabelle 2 enthält die wesentlichen technischen Daten dieser unmittelbar hinter der Gießwalzlinie angeordneten Walzanlage. In seiner Grundkonzeption besteht die Walzanlage aus folgenden Komponenten:

- automatische Walzspaltregelung über servohydraulische Anstellung und Arbeitswalzen-Biegesystem,
- Planheitsmessrollen, Banddickenmesssystem (berührend),
- Reversierhaspeln mit Anwickelhilfe,
- Schmierstoffsystem für Minimalmengenschmierung,
- Walzenbürstsystem mit Nasswäscheranlage.

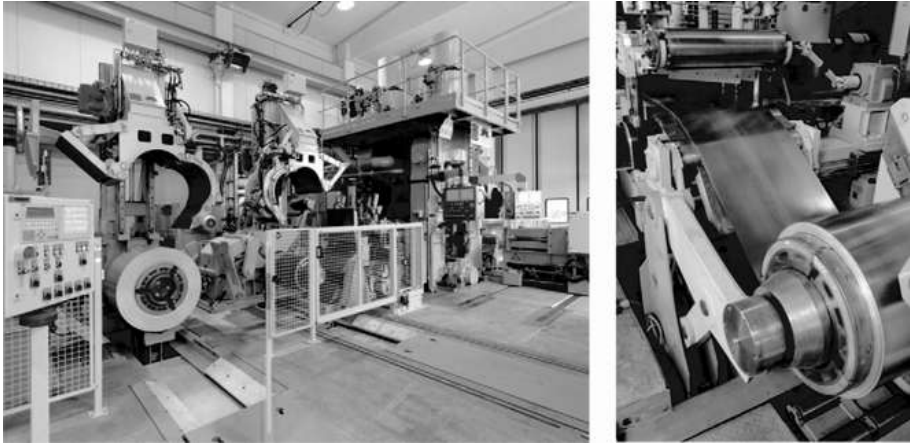


Abbildung 4.7 Ansicht der Bandwalzanlage mit dem Aufwickelhaspel der Gießwalzlinie (links), rechter Reversierhaspel mit BFI Planheitsmessrolle in Betrieb (rechts)

Ausgerüstet ist die gesamte Anlage mit einer Steuerungs- und Regelungstechnik nach dem aktuellen Stand der Walzwerksautomatisierung, bei deren Konzeption die Bedingungen eines den Forschungszielen des Institutes entsprechenden vielseitigen, breit gefächerten Versuchsbetriebes im besonderen Maße Berücksichtigung fanden. So erlaubt die Anlage neben Magnesiumbändern auch das Kaltwalzen anderer Werkstoffe, wie z. B. Aluminium- und Buntmetalllegierungen.

Im Bandwalzprozess, der auch die Zwischenglühung und das Fertigglühen der Coils einschließt, werden die für die Blechverarbeitung geforderten mechanischen Eigenschaften, Oberflächengüten und Dickenabmessungen eingestellt. Durch den endabmessungsnahen Querschnitt des gießgewalzten Vorbandes beschränkt sich die erforderliche Walzarbeit nur auf wenige Walzstiche, so dass gegenüber den bislang üblichen industriellen Walzprozessen eine deutliche Vereinfachung in der Produktion von Magnesiumblechen erreicht wird. In der Vergangenheit wurden Bleche industriell durch Abwalzen von kleineren Blöcken auf einzelnen Blechwalzgerüsten hergestellt. Einen wesentlichen technischen und wirtschaftlichen Fortschritt bei der konventionellen Blechherstellung bedeutete die Einführung des Walzens stranggegossener Walzbarren auf entsprechend leistungsfähigen Anlagen [1]. Die Gesamtwalzarbeit in einer derartigen Anlage umfasst in der ersten Stufe das Blocken und anschließende Abwalzen der bis 900 kg schweren Barren mit einer Dicke von ca. 250 mm auf 5 mm dicke Bandstreifen in einer Wärme. Im letzten Stich werden die Streifen in einer Wickelmaschine zu Ringen eingerollt. Hierbei wird mit Walzgeschwindigkeiten zwischen 120–180 m/min gearbeitet. Die eingesetzten stranggegossenen Walzbarren müssen vor dem Glühen und Walzen an der Oberfläche und den Kanten mechanisch bearbeitet werden. Das weitere Walzen der Ringe zu Fertigbändern erfolgt aufwändig mit mehreren Zwischenglühungen auf verschiede-

nen Quarto-Reversier-Gerüsten. Beim Fertigwalzen der Bänder werden maximale Walzgeschwindigkeiten von bis 334 m/min erreicht. Die Walztemperaturen betragen hierbei 370 bis 150 °C [1]. Im Gegensatz zur konventionellen Walztechnologie kommen bei der Pilotanlage des IMF unter einem spezifischen Zug von 9–10 N/mm² gewickelte Vorbandcoils zum Einsatz. Bei einem größtmöglichen Coilaußendurchmesser von 1200 mm und einer maximalen Walzbreite von 700 mm beträgt hierbei die höchste einsetzbare Coilmasse ca. 1000 kg.

Tabelle 4.2 Hauptdaten der Bandwalzanlage am Institut für Metallformung

Stützwalzendurchmesser	840	mm
Arbeitswalzendurchmesser	400	mm
max./min. Bandbreite	700/500	mm
min. walzbare Dicke (Mg)	0,6	mm
max. Walzkraft	11.700	kN
max. Walzmoment	140	kNm
max. Walzgeschwindigkeit	200	m/min
Antriebsleistung Walzen (max. dauernd)	1.160	kW
Antriebsleistung Reversierhaspel	2 × 270	kW
max. Haspelzugkraft	5,0	kN
Coilinnendurchmesser	610	mm
max. Coilaußendurchmesser	1250	mm
Planheitsmessung	2 Messrollen Bauart BFI	
Dickenmessung	2 BDM berührend	
Walzspaltregelung	AGC, AW-Biegung (+/-)	

Das Abwalzen der gießgewalzten Vorbandcoils mit einer Dicke von 5,0–5,5 mm erfolgt nach der oben beschriebenen Wärmebehandlung im Luftumwälzofen bis zu einer Fertigdicke von 2,5 mm in einer Wärme ohne Zwischenerwärmung, bis 1,0 mm mit einer und für Fertigbanddicken < 1,0 mm mit zwei Zwischenerwärmungen. Mit dem gegenwärtigen technischen Ausbaustand der Walzanlage können Fertigbänder bis 1,0 mm unter stabilen, darunter (bis 0,8 mm) nur mit eingeschränkter Prozessstabilität gewalzt werden. Die automa-

tische Dicken- und Planheitsregelung (AW-Biegung und Schwenken) ermöglicht dabei im Anfahrprozess bzw. nach dem Reversieren jeweils eine schnelle Stabilisierung des Walzprozesses bis zum Erreichen der Sollwalzgeschwindigkeit. Dadurch ist eine Minimierung der Wärmeverluste im Band über die gesamte Walzzeit gewährleistet und es ist möglich, die Anfangstemperatur im Hinblick auf verbesserte Bandoberflächenqualitäten auf das erforderliche Minimum abzusenken, ohne dabei die geforderten Endwalztemperaturen von 250 °C zu unterschreiten. Im Walzprozess fällt die mittlere Bandtemperatur, abhängig von der Fertigticke, Stichanzahl und der mittleren Walzgeschwindigkeit, auf Werte zwischen 270–300 °C im letzten Walzstich ab. Um einen Temperaturverlust im Bandquerschnitt von maximal 90 K über die gesamte Walzzeit einzuhalten, wird bis zu einer Anzahl von 3 Stichen in einer Wärme mit Geschwindigkeiten zwischen 80 bis 120 m/min gewalzt.

Bei der Stichplangestaltung muss berücksichtigt werden, dass die Streckgrenzenwerte der Magnesiumlegierungen im Bereich der Walztemperaturen auf extrem niedrige Werte abfallen. Für AZ31 beträgt die Streckgrenze bei 300 °C nur noch ca. 25 MPa und erreicht bei 350 °C einen Wert von unter 20 MPa. Um einerseits einen stabilen Bandlauf zu gewährleisten und andererseits keine Einschnürung des Bandes zu bewirken, wird mit spezifischen Bandzügen im Bereich von 12 bis 15 N/mm² gewalzt.

Prinzipiell ist auf der bestehenden Anlage das Walzen mit höheren Stichanzahlen in einer Wärme möglich, z. B. von 5,0 mm an 1,0 mm in 5 Walzstichen. Hierbei muss jedoch mit Walzgeschwindigkeiten von 150–200 m/min gewalzt werden, wobei die Endwalztemperatur hier bis auf 250 °C im letzten Stich abfällt. Das Walzen dünner Fertigbänder mit mehr als 3 Stichen in einer Wärme führt unter den gegenwärtigen technischen Voraussetzungen aufgrund der kritischen Temperaturverhältnisse zu instabilen Prozessbedingungen und zu inhomogenen Fertigbändeigenschaften. Deshalb hat sich auf der vorhandenen Anlage ein mehrstufiger Walzprozess mit Zwischenerwärmung bewährt, der folgende Vorteile bietet:

- zusätzliche Homogenisierung des bereits vorgewalzten und rekristallisierten Gefüges zwecks weiteren Ausgleichs von Seigerungen und Gefügeinhomogenitäten,
- stabilere Prozessbedingungen infolge Erholung des thermischen Ballenprofils durch Abkühlung der Arbeitswalzen bzw. durch Möglichkeit des Arbeitswalzenwechsels zum Fertigwalzen,
- bessere Temperaturführung im Walzprozess durch Gewährleistung einer homogenen Temperaturverteilung im Bandquerschnitt und dadurch Vermeidung bzw. Minimierung von Kantenrissen.

Die Zwischenerwärmung erfolgt im Luftumwälzofen mit denselben Parametern wie bei der Wärmebehandlung der gießgewalzten Vorbandcoils vor dem Walzen. Neben der weiteren Homogenisierung der Bandeigenschaften wird durch die Zwischenerwärmung eine „Erholung“ des thermischen Ballens der Arbeitswalzen erreicht. Betrachtet über die Gesamtumformung von der Ausgangs- zur Fertigbanddicke ergibt sich durch die Zwischenerwärmung eine homogene Temperaturverteilung im Bandquerschnitt, wodurch die Kantenrissbildung auf minimale Werte von < 5 mm bei 1,0 mm dicken Fertigbändern reduziert wird. Infolge der fehlenden Grundkühlung der Arbeitswalzen besteht im Walzprozess keine Möglichkeit zur gezielten Regelung des Temperaturgefälles zwischen Ballenmitte und Ballenrändern. Die lediglich zur Trenn- und Schmierwirkung aufgetragene Schmierstoffmenge ist eine reine Verlustschmierung ohne zusätzlich eine ausreichende Beeinflussung des thermischen Ballenprofils der Arbeitswalzen zu bewirken. Die Übertragung von leistungsfähigen Arbeitswalzenkühlensystemen mit im Kreislauf geführten überschüssigen Emulsionsmengen, wie sie bei anderen Walzprozessen dem Stand der Technik entsprechen, ist auf den Walzprozess für dünne Magnesiumbänder nicht ohne weiteres möglich. Der Einsatz höherer Kühlmittelmengen bewirkt beim Walzen dünner Bänder eine zu starke Abkühlung des Bandquerschnittes unter die kritische Walztemperatur, was besonders beim Reversieren zu nicht beherrschbaren Anfahrbedingungen bzw. Bandrissen führt. Vor dem Walzen müssen die Arbeitswalzen auf eine mittlere Einsatztemperatur von 125 °C durchgewärmt werden, um eine zu starke Abkühlung der Randschichten des Bandes beim Kontakt mit den Walzen zu vermeiden. Im Walzprozess verändert sich die konkave Ballenform der vorgeheizten Arbeitswalzen infolge des Kontaktes mit dem warmen Band und durch die entstehende Reibungs- und Umformwärme bereits innerhalb der ersten beiden Stiche in ein stark konvexes Ballenprofil. Diese dynamische Veränderung des thermischen Ballens muss durch die automatische Arbeitswalzenbiegung in weiten Stellgrenzen kompensiert werden, um den Walzprozess stabil zu halten. Im Gegensatz zur sonst in der Walzpraxis üblichen Grundkühlung kommt für das Magnesiumbandwalzen nur die gezielte Temperierung der Walzen, z. B. durch eine elektrische Innenbeheizung in Frage. Dadurch kann die Temperatur der Walzen über die Ballenbreite nahezu konstant gehalten werden und insgesamt auf ein noch höheres Niveau eingestellt werden. Die technische sehr anspruchsvolle Aufgabe der Realisierung einer derartigen Arbeitswalzenheizung für einen Quartowalzensatz ist u. a. Gegenstand der aktuellen Entwicklungsarbeit am Institut für Metallformung.

Um ein Ankleben des Bandes an den Walzen zu vermeiden, ist der Einsatz von Trenn- und Schmierstoffen erforderlich. Mittels eines Minimalmengenschmier-systems wird einlaufseitig ein Trenn- und Schmierstoff auf die Arbeitswalzen gesprüht. Die Sprühmenge wird dabei in Abhängigkeit der Walzgeschwindigkeit geregelt. Zusätzlich werden Anhaftungen auf den Walzenballen durch den Ein-

satz von Walzenbürsten beseitigt. Obwohl im Walzprozess eine Temperaturführung oberhalb der Rekristallisationstemperatur angestrebt wird, hat sich eine Abschlussglühung des Fertigbandes bei 330 °C mit 1 h Haltezeit im Luftumwälzofen bewährt. Dadurch wird eine homogene Verteilung der Eigenschaftswerte über die Bandbreite gewährleistet.

4.3.1 Eigenschaften des gewalzten Bandes

Die im Gießwalzprozess hergestellten und nachfolgend gewalzten Bänder zeigen ein stark anisotropes Verhalten in Abhängigkeit von der Fertigbanddicke [2], [3]. Die ermittelten Bruchdehnungswerte der quer zur Walzrichtung entnommenen Proben verbessern sich mit geringerer Blechdicke (<1,3 mm) und nähern sich den Bruchdehnungswerten der längs zur Walzrichtung entnommenen Proben an. Bei dünnen Bändern (1,0 mm) lässt sich eine starke Annäherung der Bruchdehnungswerte beobachten, d. h., die längs der Walzrichtung entnommenen Zugproben zeigen Bruchdehnungswerte, die dicht im Bereich derer liegen, die quer zur Walzrichtung entnommen wurden. Die Abbildungen 4.8a) und 4.8b) zeigen die Zugfestigkeiten (R_m) und die $R_{p0,2}$ -Elastizitätsgrenze von Fertigbändern in Abhängigkeit von der Endwalzdicke, alle gewalzt aus 5,3 mm dickem Gießwalzband der Legierung AZ31. Jeder der abgebildeten Messpunkte entspricht einer Messreihe, die jeweils sieben längs und sieben quer zur Walzrichtung entnommenen Zugproben entspricht. Aus den Messwerten wurden Mittelwerte gebildet. Es wird deutlich, dass diese Werte nur geringfügig von der gewalzten Banddicke abhängig sind. Anders verhält sich die A_{80} -Dehngrenze (Abbildung 4.9). Die auf Enddicken zwischen 3,0 mm und 1,4 mm gewalzten Bänder zeigen ein stark anisotropes Verhalten in Abhängigkeit von der Probenentnahmerichtung. Erst bei Banddicken unterhalb von 1,3 mm ist ein Anstieg der Bruchdehnungswerte bei den quer zur Walzrichtung entnommenen Proben zu verzeichnen.

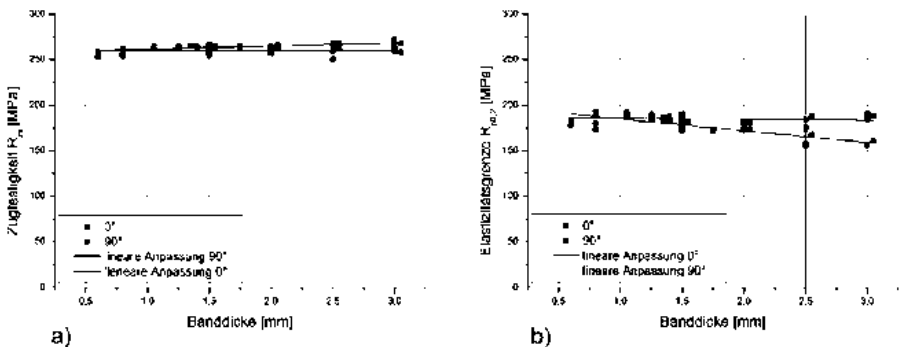


Abbildung 4.8 Zugfestigkeit R_m und Elastizitätsgrenze $R_{p0,2}$ in Abhängigkeit von der gewalzten Fertigbanddicke

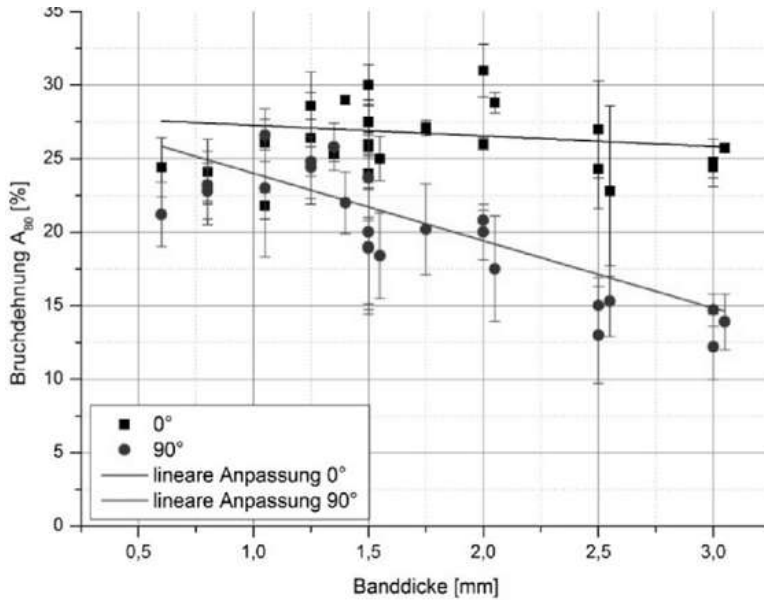


Abbildung 4.9 Bruchdehnung A_{80} in Abhängigkeit der gewalzten Fertigbanddicke

Die Abbildung 4.10 zeigt beispielhaft Schliffbilder zweier gewalzten Fertigbänder aus der Legierung AZ31 im abschlussgeglühten Zustand und zwar mit 2,5 mm (a), und 1,0 mm (b) Endwalzdicke. Deutlich sichtbar ist der Kornfeinungseffekt durch Rekristallisationsvorgänge während der Umformung. Die mittlere Korngröße der bis zu einem Umformgrad von $\epsilon = 52\%$ gewalzten Bänder liegt bei ca. $10\ \mu\text{m}$ und weist vereinzelt bis zu $80\ \mu\text{m}$ große in Walzrichtung gestreckte Körner auf. Bei höheren Gesamtumformgraden (z. B. $\epsilon = 81\%$) wird ein entsprechend feines und homogenes Gefüge mit einer mittleren Korngröße von $6\ \mu\text{m}$ erzielt.

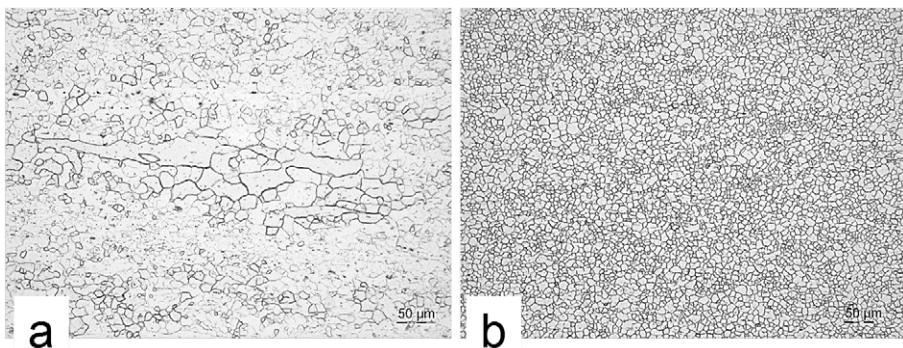


Abbildung 4.10 Lichtmikroskopische Aufnahmen von gewalzten und wärmebehandelten Gießwalzbändern a) 2,5 mm und b) 1,0 mm

In Magnesiumlegierungen sind Rekristallisationsprozesse die einzige Möglichkeit, um eine Kornfeinung zu erreichen. Die Rekristallisation bietet die Möglichkeit eine durch Umformung hervorgerufene scharfe Textur zu reduzieren. Als Textur wird eine Vorzugsorientierung bezeichnet, welche sich durch Umformung in einem Polykristall einstellt. Bei der Umformung von Magnesium bei Raumtemperatur findet fast ausschließlich ein Gleiten von Versetzungen auf einer Ebene, der Basalebene statt. Daher stellt sich eine Basaltextur ein, die auch bei höheren Temperaturen der dominierende Umformmechanismus ist. Für zusätzliche Detailuntersuchungen wurde ein Rasterelektronenmikroskop mit integriertem EBSD-System verwendet. Die Abbildung 4.11 zeigt als Beispiel die Ergebnisse der EBSD-Messung, aufgenommen an einer Probe aus einem abschlussgeglühten Fertigband der Legierung AZ31, gewalzt von 5,3 mm an 1,5 mm mit Zwischenglühung. Bei Gesamtumformgraden von über 70 % wird im Bandwalzprozess mit Zwischenglühung ein feinkörniges Gefüge eingestellt. Die Darstellung der zugehörigen Orientierungskarte verdeutlicht die lokale Orientierung der einzelnen Körner im gemessenen Bereich. Die Blickrichtung entspricht dabei der Blechnormalen, also der Wirkrichtung der Walzkraft und zeigt vornehmlich eine basale Orientierung, d. h. es liegt die für Magnesiumlegierungen typische Basaltextur vor [4].

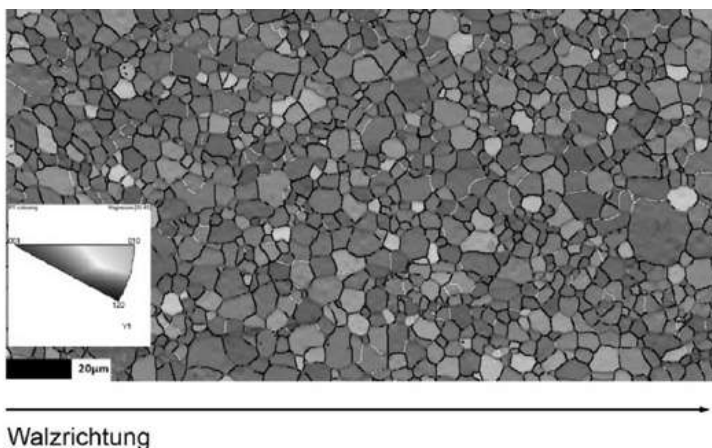


Abbildung 4.11 EBSD-Messung an Gießwalzband der Legierung AZ31, gewalzt mit einer Gesamtumformung von $\epsilon \approx 72\%$ und anschließender Wärmebehandlung (Orientierungskarte mit zugehörigem Orientierungsdreieck)

4.4 Zusammenfassung

Das gegenwärtige Entwicklungsniveau des Institutes für Metallformung ist gekennzeichnet durch die anwendungsnahe Forschungs- und Entwicklung auf dem Gebiet einer neuartigen Technologie zur Herstellung von Blechen aus verschiedenen Mag-

nesiumlegierungen durch kontinuierliches Gießwalzen von endmaßnahen Vorbandquerschnitten und dem anschließenden Bandwalzen bis an Fertigdicken unter 1,0 mm bei einer Breite von 700 mm. Die geleistete Entwicklungsarbeit beruht auf enger Kooperation mit Partnern aus der Industrie unter gleichzeitiger Berücksichtigung wirtschaftlicher, praktischer und technischer Gesichtspunkte. Dies ist umso mehr von Bedeutung, als das der Werkstoff Magnesium neben seinen Vorzügen technische Grenzen besitzt, die enger gezogen sind als bei vielen anderen Metallen.

Zurzeit liegt der Schwerpunkt der serienmäßigen Anwendung von Magnesiumlegierungen noch deutlich im Bereich der Gussteilproduktion. Weniger als 10 % entfallen auf umformtechnisch hergestellte Bauteile, obgleich diese wesentliche Vorteile in Bezug auf die erzielbaren mechanischen Eigenschaften und die Energieeffizienz aufweisen. Hemmend für den verstärkten Einsatz von Blechformteilen aus Magnesiumlegierungen haben sich bislang hauptsächlich die bei der konventionellen Feinblechherstellung anfallenden hohen Produktionskosten erwiesen. Gegenüber der konventionellen Herstellung über Stranggießen von Walzbarren und anschließendes Vor- und Fertigwalzen bedeutet jedoch die Anwendung der Gießwalztechnologie eine deutliche Kostenreduzierung beim Aufbau und Betrieb einer Produktionslinie. Die Senkung der Investitions- und Betriebskosten ist vor allem für die wirtschaftliche Herstellung von Magnesiumflachprodukten in überwiegend kleinen und mittleren Produktionsmengen, wie sie für den Einsatz dieses Werkstoffes in aktuellen und zukünftigen Leichtbaukonstruktionen in Frage kommen, relevant.

Neben der Produktionsanlage der Firma Posco Mg in Südkorea, auf der bereits Gießbreiten bis 2 m erreicht werden, verfügt nach aktuellem Kenntnisstand nur die beschriebene Pilotanlage des Institutes für Metallformung über die notwendigen technischen Voraussetzungen zur Herstellung von Feinblechen durch kombiniertes Gieß- und Bandwalzen bis zu einer Bandbreite von 700 mm.

Literatur

- [1] Ch. E. Nelson, Neueste Entwicklungen auf dem Gebiet des Magnesiums, Zeitschrift für Metallkunde. 1955: 338–349
- [2] C. Krbetschek*, F. Berge, M. Oswald, M. Ullmann, R. Kawalla: Microstructure Investigations of Inverse Segregations in Twin-Roll Cast AZ31 Strips, TMS 2016
- [3] K. Neh, M. Ullmann, M. Oswald, F. Berge, R. Kawalla: Twin Roll Casting and Strip Rolling of Several Magnesium Alloys. 06/2015; 2(1):45-52. DOI:10.1016/j.matpr.2015.05.013
- [4] Franz Berge, Lutz Krüger, Madlen Ullmann, Christina Krbetschek, Rudolf Kawalla: Anisotropy of the Mechanical Properties of Twin-roll Cast, Rolled and Heat-treated AZ31 as a Function of Temperature and Strain rate. 06/2015; 2(1):233-241. DOI:10.1016/j.matpr.2015.05.020

5 Übertragung der Oberfläche von EDT-Walzen auf Aluminiumband unter verschiedenen tribologischen Bedingungen

Matthias Vogt M.Sc., AMAP - SMS group GmbH
Dr. Hartmut Pawelski, SMS group GmbH
Dr. Walter Wengenroth, SMS group GmbH

Abstract: In der Stahlindustrie werden beim Nachwalzen seit längerem verbreitet Arbeitswalzen mit EDT-Oberfläche (Electron Discharge Texturing) eingesetzt.

Bei den meisten Stahlsorten ist die Verlängerung beim Nachwalzprozess innerhalb enger Grenzen festgelegt (üblich sind 0,6–1,2 %), da neben der Bandoberfläche auch die mechanischen Eigenschaften gezielt eingestellt werden.

Auch in der Aluminiumindustrie werden EDT-Walzen mittlerweile vermehrt eingesetzt. Hier entfällt meist die o. g. Einschränkung, so dass das Prozessfenster gegenüber Stahlanwendungen stark erweitert ist. Im Folgenden wird auf die Abhängigkeit der Oberflächenübertragung von der Walze auf das Band unter verschiedenen mechanischen und tribologischen Bedingungen eingegangen und die Bedeutung für die weitere Prozesskette erläutert.

5.1 Einleitung

Bei der Entwicklung neuer Automobile sind ständige Erhöhungen in der Sicherheitstechnik sowie eine Reduktion des Schadstoffausstoßes zu beobachten. Diese beiden Faktoren sind jedoch konträr, da eine Erhöhung der Sicherheit i.d.R. eine Gewichtszunahme bedeutet, für die Reduktion des Schadstoffausstoßes jedoch eine Gewichtsreduktion nötig ist. Als Konsequenz muss Gewicht

an geeigneter Stelle, der Karosserie z. B., eingespart werden. Dies kann durch Substitution von Stahl durch Aluminium an mechanisch unkritischen Bauteilen geschehen. Durch den großen Dichteunterschied können auch Bleche mit einer größeren Wandstärke verwendet werden. Dies erklärt unter anderem die steigende Nachfrage nach Aluminiumblechen (insbesondere nach Außenhautteilen) seitens der Automobilindustrie. Außenhautbleche sind aus optischen Qualitätsgründen in Europa i.d.R. texturiert, zunehmend auch in Nordamerika. Dies geschieht durch einen separaten Nachwalzprozess mit texturierten Walzen. Im Gegensatz zum Dressieren von Stahl ist das Nachwalzen von Aluminium weitaus weniger intensiv untersucht. Daher wird am AMAP Forschungscluster an der RWTH Aachen seitens der Aluminiumindustrie, des Anlagenbaus und der Hochschule an diesem Thema geforscht.

5.2 Der Nachwalzprozess von Aluminium

In der Prozessroute Stahl ist das Nachwalzen/Dressieren nötig, um die bei zahlreichen Legierungen auftretende ausgeprägte Streckgrenze zu eliminieren. Daher ist das Dressieren nach der finalen Glühung angeordnet. Aus diesem Grund ist das Prozessfenster schmal, da auf der einen Seite die ausgeprägte Streckgrenze überwunden werden muss, jedoch ein unnötig hoher Dressiergrad das Umformvermögen des Werkstoffs reduziert [1]. Beim Dressieren werden je nach Oberflächenanforderung geschliffene oder texturierte Walzen eingesetzt.

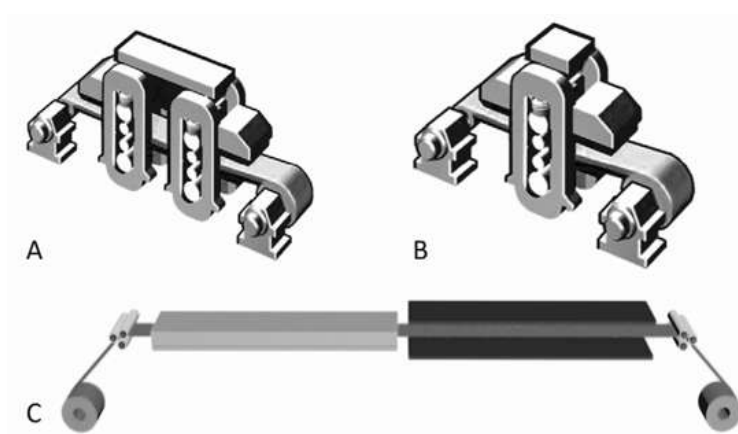


Abbildung 5.1 Prozessroute: Kaltwalzen von AA6xxx-Aluminiumlegierungen für die Automobilindustrie: A Reduzierwalzen, B Nachwalzen, C Wärmebehandlung in Conti-Glüh

Bei der Herstellung von Aluminiumlangprodukten für automobiler Anwendungen schließt sich das Nachwalzen direkt an den Kaltwalzprozess an. Die Lösungsglühung von AA6xxx Legierungen zur Einstellung der mechanischen Kennwerte für den Auslieferungszustand T4 findet erst anschließend statt, Abbildung 5.1.

Damit eröffnet sich im Gegensatz zum Stahl ein deutlich größeres Prozessfenster, vor allem für die zulässige Verlängerung, Geschwindigkeit und die Wahl des Schmierstoffs. Aufgrund der bisher geringeren Nachfrage nach texturierten Aluminiumbändern werden häufig Reduziergerüste für den Nachwalzprozess von Aluminium eingesetzt. Oft geben daher die Eigenheiten der verschiedenen Reduziergerüste die Randbedingungen (Schmierung, minimale Walzkraft, Stellglieder etc.) für das Nachwalzen vor.

Reine Nachwalzgerüste zum Texturieren von Aluminiumband waren bisher aus den genannten Gründen meist unwirtschaftlich. „Das“ optimale Prozessfenster und Gerüstkonzept ist noch nicht bekannt, da wichtige Prozessparameter bisher durch bestehende Anlagen vorgegeben sind.

Im Rahmen des Forschungsprojektes sollen u. a. der Mechanismus der Rauheitsübertragung untersucht und die wichtigsten Einflussfaktoren herausgearbeitet werden. Die Ergebnisse sollen in einem Modell abschließend zusammengeführt werden. Die Ermittlung optimaler Prozessparameter und eines dafür geeigneten Gerüstkonzeptes für das Nachwalzen von Aluminium sind weitere Ziele.

Ein wesentlicher Arbeitspunkt des Projektes ist die Verfolgung des Materialflusses einer AA6xxx-Legierung im Rahmen einer beispielhaften industriellen Produktionsroute. So wurde ein Barren bei Aleris (in Duffel) gegossen und bei AluNorf (in Neuss) homogenisiert, warm- und abschließend kaltgewalzt. Aus den wesentlichen Prozessschritten wurden Proben genommen. Nach dem Kaltwalzen werden alle weiteren Prozessschritte im Labor simuliert. Hierzu gehört auch das Nachwalzen der Aluminiumlegierung. Am Streifenwalzwerk der SMS group werden Nachwalzversuche mit texturierten Arbeitswalzen durchgeführt und die Aluminiumstreifen bzgl. Oberflächenübertragung (3D-Oberflächenmessung) und Reibung miteinander verglichen.

5.3 Versuchsaufbau und -durchführung

5.3.1 Streifenwalzwerk

Mit dem Streifenwalzwerk können Streifen bis zu einer Breite von 30 mm gewalzt werden. Die Arbeitswalzen werden separat angetrieben; deren Durchmes-

ser beträgt 400 mm, Abbildung 5.2A. Bei diesem Versuchsaufbau können keine Bandzüge aufbracht werden. Die Arbeitswalzen werden bei einem Dienstleister industriell texturiert, sodass sowohl vom Arbeitswalzendurchmesser als auch von der EDT-Struktur die Vergleichbarkeit zur industriellen Bänderzeugung gegeben ist. Die Walzversuche werden mit der bereitgestellten AA6xxx Legierung durchgeführt. Die Bleche haben eine Dicke zwischen 1,15 mm und 6 mm, siehe Tabelle 5.1.

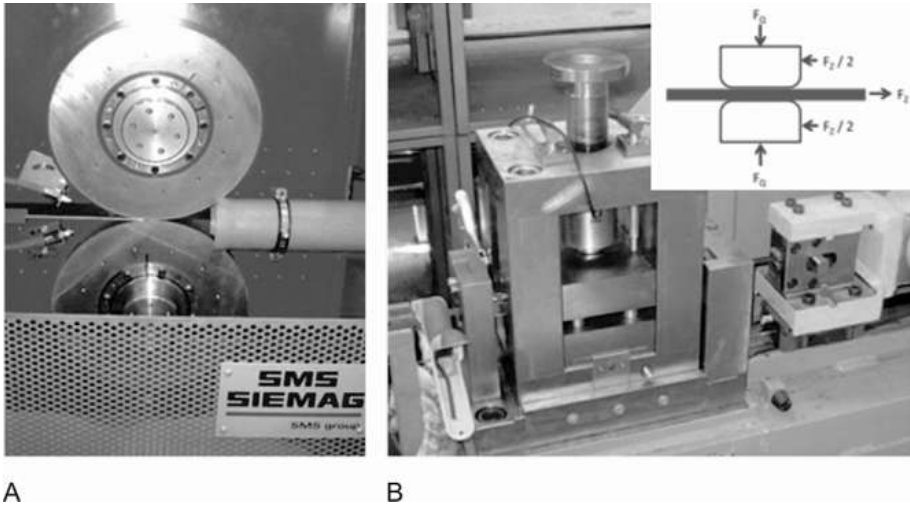


Abbildung 5.2 A Arbeitswalzen des Streifenwalzwerkes, B Streifenziehyanlage

Tabelle 5.1 Ausgangsmaterial für die Nachwalzversuche

Material	Streifendicke [mm]	Streifenlänge [mm]	Werkstoffzustand
WB	6,00	539	erholt
CR1	3,50	579	verfestigt
CR1 RX	3,50	409	rekristallisiert
CR2	2,00	640	verfestigt
CR3	1,15	540	verfestigt
CR3 RX	1,15	540	rekristallisiert

Aus den Blechen werden Streifen auf eine Breite von 25 mm wasserstrahlgeschnitten, die Länge ist je nach Prozessschritt unterschiedlich, vgl. Tabelle 5.1.

Diese werden trocken und mit Walzöl jeweils mit verschiedenen Verlängerungen bei einer Walzenumfangsgeschwindigkeit von 12 m/min nachgewalzt. Das Walzöl wird durch Düsen in den Walzspalt gepumpt. Es besteht aus einem

Basisöl mit einer Viskosität von 2 cSt bei 40 °C und ist zu 2 % mit 1-Dodecanol additiviert. Im Falle des Trockennachwalzens werden die Arbeitswalzen nach jedem Versuch gereinigt.

Im Anschluss werden die nachgewalzten Streifen gereinigt und die Verlängerung bestimmt. Walzkräfte, Drehzahlen und Momente werden aufgezeichnet und im Filetstück ausgewertet.

5.3.2 Oberflächenmessung

Die Ausgangsoberflächen sowie die nachgewalzten Proben werden mit einem Konfokalmikroskop „µsurf“ [3] der Firma Nanofocus vermessen. Zur Bestimmung der lokalen Oberflächenübertragung werden auf die Walzen Markierungen aufgebracht, die sich auf das Band abprägen, sodass die Walzen- und Bandtextur lokal miteinander verglichen werden können. In den Rohdaten enthaltene Artefakte und Messfehler werden durch Interpolation korrigiert, anschließend werden die Messdaten nach DIN EN ISO 4288:1998 [2] ausgewertet. Aus praktischen Gründen, wie z. B. Kanten- und Breitungseffekten, beträgt die Messlänge unabhängig von der Rauheit 4 mm, die Einzelmessstrecke 0,8 mm. Die Oberflächen werden bzgl. des arithmetischen Mittenrauwerkes R_a und der Spitzenzahl RP_c sowohl für die Bandunter- als auch für die Bandoberseite in der Bandmitte in Querrichtung bestimmt. Die R_a -Werte werden über beide Seiten gemittelt. Zusätzlich werden die Spitzenzahlen RP_c in Walzrichtung bestimmt.

Zur Beurteilung der einzelnen Oberflächen werden zudem Grauwertbilder der Oberflächentopographien miteinander verglichen.

5.3.3 Streifenziehanlage

Es wird zur Bestimmung der Reibungszahl der Flachbahnreibungversuch verwendet, da dieser den Niederhalterbereich im Umformprozess abbildet [4] und in der Literatur häufig verwendet wird. Die Streifenziehanlage ist eine Reibungsmessapparatur mit weggeregelter hydraulischer Ziehbank. Die Streifen sind 12 mm breit und können somit aus dem Filetstück der im Streifenwalzwerk nachgewalzten Streifen geschnitten werden. Kanteneffekte, die beim Nachwalzen durch den Walzdruckabfall am Streifenrand entstehen, haben somit keinen Einfluss auf das Ergebnis des Ziehprozesses. Die Streifen werden mit einer konstanten Geschwindigkeit von 0,1 m/s durch zwei parallel angeordnete Ziehbacken gezogen, Abbildung 5.3.

Jede Ziehbacke ist 35 mm lang, wobei einlauf- und auslaufseitig jeweils ein Radius von 4 mm vorhanden ist. Als Schmiermittel für den Ziehversuch wird ein typisches Tiefziehöl verwendet (KTL N 16). Dieses wird mit Filzen vor der

Reibungsmessapparatur auf den Streifen aufgetragen. So wird gewährleistet, dass der gesamte Streifen vollständig mit Öl benetzt ist. Die Probe wird zu Beginn mit einer bestimmten Querkraft vorgespannt, die sich aufgrund der Dynamik während des Versuches ändert. Im stationären Bereich werden aus der resultierenden Querkraft und der Zugkraft die Reibungszahl sowie die Standardabweichung bestimmt. Nach jedem Versuch werden die Ziehbacken gereinigt und mit Öl benetzt, um die Reibung am Versuchsanfang zu minimieren.

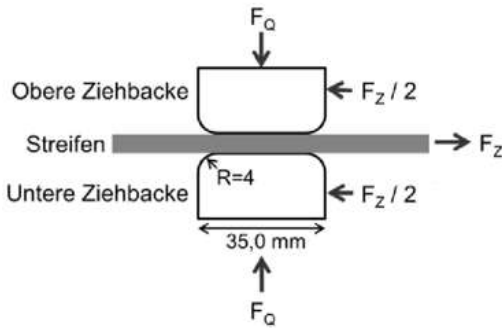


Abbildung 5.3 Schematische Darstellung der Reibungsmessapparatur

Zum Testen des Versuchsaufbaus wird eine AA6xxx Legierung mit EDT-Oberfläche sowohl in Quer- als auch in Walzrichtung gezogen. Die Kontaktlänge der Streifen mit dem Werkzeug beträgt insgesamt ca. 300 mm.

5.4 Versuchsergebnisse und Diskussion

5.4.1 Oberflächenübertragung

Eine Modellvorstellung zur Oberflächenübertragung beim Nachwalzen von Aluminium ist in Abbildung 5.4 anhand einer einzelnen Rauheitsspitze der Walze dargestellt. Die Bandoberfläche wird als eben angenommen. In der Nacheilzone ist die Spitze (Walze) schneller als das Band. Im Kontaktbereich der Nacheilzone kratzt die Spitze über die Bandoberfläche und schiebt Material vor sich her. Da der Walzdruck gering ist, dringt die Spitze kaum in die Bandoberfläche ein. In der Haftzone ist der Walzdruck am höchsten und die Spitze dringt tief in das Band ein. Dabei wird Material rückwärts nach oben gepresst. Die Spitze wird in dieser Zone geometriegetreu abgeprägt.

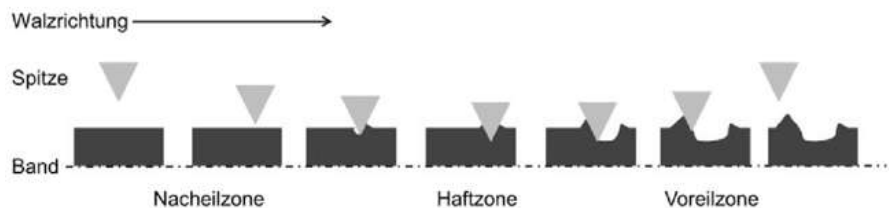


Abbildung 5.4 Modellvorstellung zur Abprägung beim Nachwalzen von Aluminium

In der Voreilzone ist das Band schneller als die Spitze. Es staut sich Material hinter der Spitze auf und es entsteht eine „Heckwelle“. In diesem Bereich verlässt die Spitze den Walzspalt und der Übertragungsvorgang ist beendet.

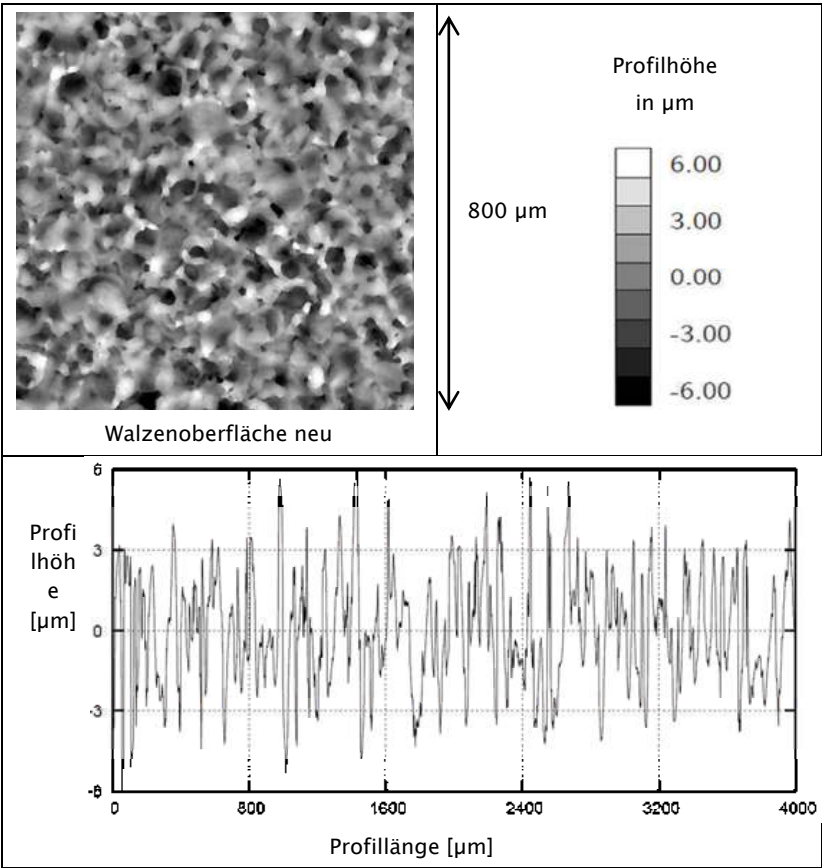


Abbildung 5.5 Oberflächentopographie und -profil der texturierten Arbeitswalze

In Abbildung 5.5 sind Oberflächentopographie und Rauheitsprofil einer neu präparierten Arbeitswalze des Streifenwalzwerkes dargestellt. Aufgrund der Kürze der gewalzten Streifen ist fast kein Verschleiß der EDT-Walzen festzustellen; die Versuchsergebnisse sind somit gut miteinander vergleichbar. Auf den Arbeitswalzenverschleiß und seinen Einfluss auf die Rauheitsübertragung wird im Folgenden nicht eingegangen.

Im Folgenden werden ausgehend von Tabelle 5.1 grundlegende Erkenntnisse an ausgewählten Beispielen erläutert.

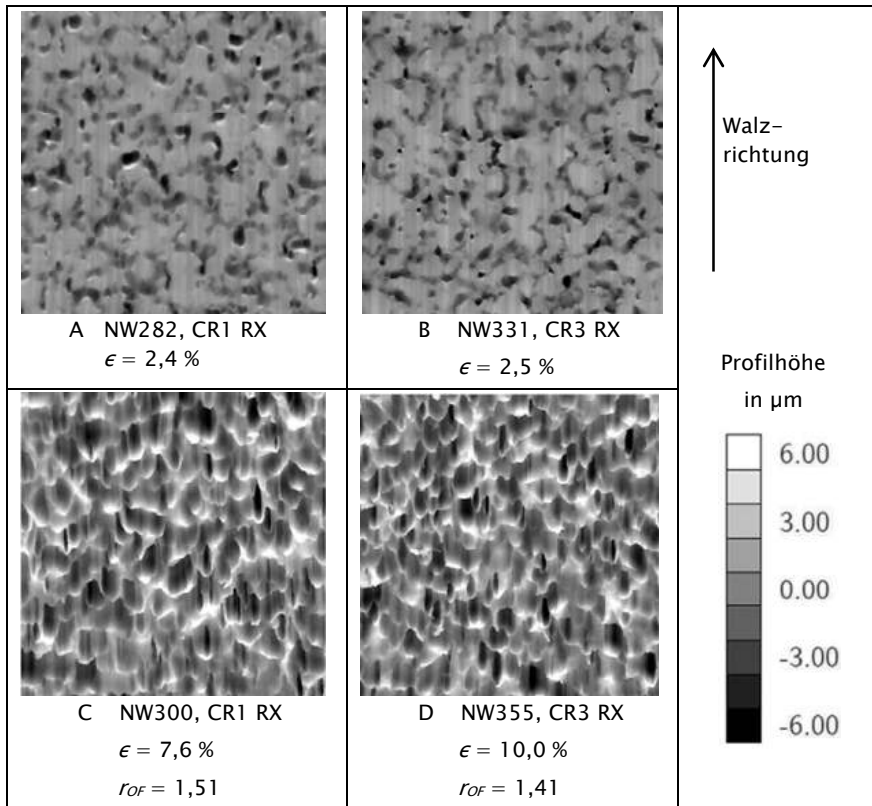


Abbildung 5.6 Bandoberflächentopographien bei verschiedenen Verlängerungen und Ausgangshöhen

In Abbildung 5.6 sind einige Bandoberflächentopographien als Höhenbild der Größe $800 \mu\text{m} \times 800 \mu\text{m}$ dargestellt. Bei den zugrundeliegenden Versuchen wurden die Streifen mit Walzöl nachgewalzt. Die Topographien von Abbildung 5.6A und Abbildung 5.6B haben eine Verlängerung von $\epsilon = 2,4$ bzw. $2,5 \%$ erfahren. Die Mittenrauwerte sind mit $Ra = 1,04$ bzw. $1,03 \mu\text{m}$ für beide Oberflä-

chen praktisch gleich. Im Gegensatz zum dünneren Band CR3 RX treten beim deutlich dickeren Band CR1 RX schon vereinzelt die oben erwähnten „Heckwellen“ auf. Dies lässt auf eine größere Voreilzone schließen. Die Oberflächen von Abbildung 5.6C und Abbildung 5.6D haben ebenfalls einen nahezu gleichen Mittenrauwert von $Ra = 1,71$ bzw. $1,75 \mu\text{m}$. In diesem Fall jedoch wurde mit einer Verlängerung von $\varepsilon = 7,6$ bzw. $10,0 \%$ nachgewalzt. Die Spitzenzahlen RP_c in Querrichtung liegen für beide Oberflächen mit $RP_c = 136 \text{ 1/cm}$ im Bereich der Spitzenzahlen der Arbeitswalzen. Werden jedoch die Spitzenzahlen in Walzrichtung gemessen, wird die Anisotropie der Oberflächen durch eine verminderte Spitzenzahl ersichtlich und messbar, wie es auch das Höhenprofilbild optisch zeigt. Wird die Anisotropie der Oberfläche r_{OF} definiert als

$$r_{OF} = \frac{\text{Spitzenzahl } RP_{c\text{Querrichtung}}}{\text{Spitzenzahl } RP_{c\text{Walzrichtung}}},$$

so ergibt diese für die Oberfläche Abbildung 5.6C einen Wert von $r_{OF} = 1,51$ bzw. für Abbildung 5.6D einen Wert von $r_{OF} = 1,41$. Das heißt, dass für das dickere Band trotz einer deutlich geringeren Verlängerung die Anisotropie der Oberfläche größer ist. Die Banddicke (und damit verbundenen die Größe der Voreilzone) ist daher für die Oberflächenübertragung und die Ausprägung der Oberflächenanisotropie von großer Bedeutung.

In Abbildung 5.7 ist die mittlere Übertragung des Mittenrauwertes der Arbeitswalzen in Abhängigkeit des mittleren bezogenen Druckes dargestellt. Die mittlere Übertragung ist in Anlehnung an [5] folgendermaßen definiert:

$$m\ddot{U} = \frac{(RaBo+RaBu)-(RaBo0+RaBu0)}{(RaWo+RaWu)-(RaBo0+RaBu0)} \times 100\%$$

(B: Band; W: Walze; o: Oberseite; u: Unterseite; 0: Ausgangsoberfläche)

Der mittlere bezogene Druck ist definiert als:

$$\overline{mp} = \frac{\text{mittlerer Walzdruck } \bar{p}}{\text{mittlere Fließspannung } kfm}$$

Werte für den mittleren bezogenen Druck von kleiner 1 sind praktisch nicht möglich, wenn der Werkstoff plastifiziert. Die im Diagramm vorkommenden Werte kleiner 1 können aus geringen Walzkräften, dem Fehler aus der Fließkurve und Breitungseffekten für das rekristallisierte Band CR1 RX resultieren. Die mittlere Übertragung in Abhängigkeit des mittleren bezogenen Druckes ist stark von der Einlaufdicke der Streifen abhängig. Für eine gute mittlere Übertragung sind für die Streifen CR3 RX deutlich höhere mittlere bezogene Drücke notwendig als für die Streifen CR1 RX. Bei großen Nachwalzgraden und geringer Streifendicke kann der mittlere bezogene Druck das über Dreifache der mittleren Fließspannung erreichen.

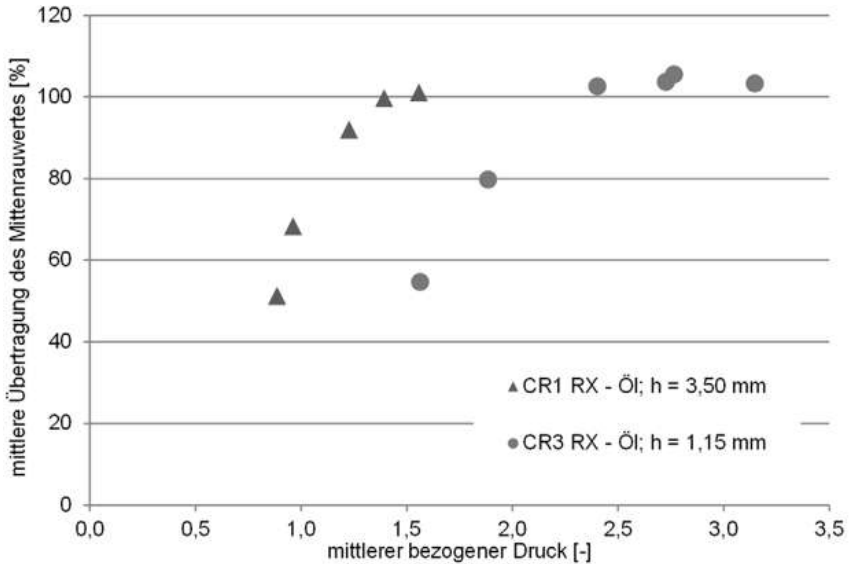


Abbildung 5.7 Darstellung der Walzenoberflächenübertragung in Abhängigkeit des mittleren bezogenen Druckes

5.4.2 Reibungsmessung

Bisher ist der Versuchsaufbau zur Ermittlung der Reibungszahlen in Vorversuchen getestet worden. Hierzu wurden Ziehversuche mit bereitgestelltem EDT-Blechen einer AA6xxx Legierung durchgeführt.

Der Mittenrauwert R_a der untersuchten Bleche beträgt etwa $0,8 \mu\text{m}$. Analog zu den gezeigten Oberflächen Abbildung 5.6C und D sind auch diese Proben mit einem Wert von $r_{OF} > 1$ anisotrop.

Wie aus Abbildung 5.8 hervorgeht, sind die Reibungszahlen stark von der Orientierung zwischen der Walz- und der Ziehrichtung abhängig. Besonders stark ist der Einfluss der Orientierung im Bereich geringer Flächenpressung. Die ermittelten Reibungszahlen in Walzrichtung sind signifikant größer als die Reibungszahlen in Querrichtung. Mit steigender Flächenpressung nehmen die Reibungszahlen unabhängig von der Orientierung ab und nähern sich asymptotisch einem einheitlichen Grenzwert an. Die „Heckwelle“ hat keinen Einfluss auf die Reibung, da die Reibungszahlen beim Ziehen in und gegen die Walzrichtung nahezu identisch sind. Der Einfluss der Oberflächenanisotropie ist damit signifikant auf die ermittelten Reibungszahlen im Flachziehversuch. Diese Ergebnisse werden von der Literatur bestätigt, siehe u. a. [6].

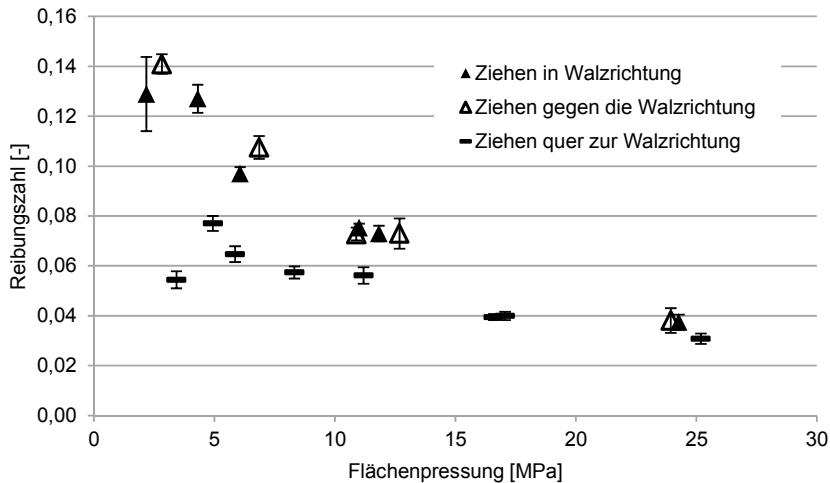


Abbildung 5.8 Reibungszahl in Abhängigkeit der Flächenpressung im Flachziehversuch

5.5 Zusammenfassung

Zur Untersuchung des Nachwalzens von Aluminium wurden Streifenwalzversuche an einem Laborwalzwerk durchgeführt. Blechdicke und Schmierung haben einen wesentlichen Einfluss auf den mittleren bezogenen Druck und die Rauheitsübertragung, (insbesondere auf die Anisotropie der Bandoberfläche). Die Oberflächenanisotropie wiederum spiegelt sich in stark orientierungsabhängigen Reibungszahlen im Flachziehversuch wider.

Literatur

- [1] Steinhoff K, (1994) Untersuchung des Nachwalzens von metallisch beschichtetem Feinblech. Umformtechnische Schriften Band 47. Verlag Stahleisen
- [2] DIN EN ISO 4288:1998
- [3] Handbuch μ Surf control, NanoFocus AG
- [4] Staeves J, (1998) Beurteilung der Topographie von Blechen im Hinblick auf die Reibung bei der Umformung. Dissertation, TU Darmstadt
- [5] Löffler L, (1988) Untersuchungen zum Aufrauhen von Bandstahl. Umformtechnische Schriften Band 17. Verlag Stahleisen
- [6] Xiaojun L, Liewald M, Becker D, (2009) Effects of Rolling Direction and Lubricant on Friction in Sheet Metal Forming, in Journal of Tribology, Vol. 131

Teil II:

Walzplattieren

6 Anwendungsorientierte Funktionswerkstoffe mittels Walzplattieren

St. Reichelt¹ (V), J.-F. Schmidt², M. Neubauer², A. Schade³, G. Andler⁴, G. Buerkle⁵, H. Hansen⁶, L. Hofmann⁷, J. Stiehler⁸, S.D. Janisch⁹

¹ TU Bergakademie Freiberg; Institut für Metallformung;
Bernhard-von-Cotta Straße 4, 09599 Freiberg

² Heraeus Deutschland GmbH & Co. KG,
Heraeus-Str. 12-14, 63450 Hanau

³ Umicore AG & Co. KG,
Rodenbacher Chaussee 4, 63457 Hanau-Wolfgang

⁴ Federal-Mogul Wiesbaden GmbH,
Stielstraße 11, 65201 Wiesbaden

⁵ KS Gleitlager GmbH,
Am Bahnhof 14, 68789 St. Leon-Rot

⁶ Schlenk Metallforlien GmbH & Co. KG,
Petersgmünder Weg 8-10, 91154 Roth-Bernlohe

⁷ Wickeder Westfalenstahl GmbH,
Hauptstraße 6, 58739 Wickede (Ruhr)

⁸ Auerhammer Metallwerk GmbH,
Hammerplatz 1, 08280 Aue

⁹ Miba Gleitlager Austria GmbH,
Dr.-Mitterbauer-Str. 3, 4663 Laakirchen (Österreich)

Moderne Funktionswerkstoffe, welche die Eigenschaften verschiedenster Grundmaterialien gezielt miteinander verbinden, bilden die Grundlage für viel moderne Fertigungs- und Anwendungstechnologien und ermöglichen hierbei zum Teil erst die Umsetzung vieler heutiger Trends, die mit reinen Konstruktionswerkstoffen nicht oder nur unwirtschaftlich umzusetzen wären. Das Verfahren des Plattierens – insbesondere das Walzplattieren – ist hierbei ein etabliertes Verfahren, um metallische Werkstoffverbunde mit gezielten Kombination aus

mechanischen, magnetischen, elektrischen, akustischen oder optischen Eigenschaften der Grundwerkstoffe wirtschaftlich und reproduzierbar zu erzeugen. An Hand aktueller Beispiele werden die Möglichkeiten und Herausforderungen zur Herstellung und Weiterverarbeitung von walzplattierten Produkten aufgezeigt und das Potential zur Verbesserung oder Substitution von einzelnen Werkstoffen durch gezielt erzeugte Werkstoffverbunde verdeutlicht.

6.1 Einleitung

Moderne Konstruktionsphilosophien und Forderungen nach immer kleineren, kompakteren Bauteilen und Baugruppen zur Erfüllung der allgemeinen Forderungen nach Leichtbau und Energieeffizienz haben dazu geführt, dass die Anforderungen an die eingesetzten Werkstoffe und Halbzeuge stetig gestiegen sind. Diese hohen Anforderungen können heute oftmals nicht mehr durch monolithische Werkstoffe gedeckt werden, da in vielen Konstruktionen oft unterschiedliche und zum Teil auch gegensätzliche Anforderungen an die lokalen Eigenschaften eines Bauteils oder einer Baugruppe gestellt werden um die gestellten, konstruktiven Randbedingungen befriedigen zu können.

In diesem Rahmen kommen immer mehr plattierte Halbzeuge zum Einsatz, da die so erzeugten Werkstoffverbunde die Kombination von unterschiedlichsten Werkstoffen für lokale Funktionsaufgaben erlauben und dabei zeitgleich eine wirtschaftliche Fertigung von Halbzeugen, Bauteilen und Baugruppen auf Grund der integrierten, lokalen Funktionalität ermöglichen. Durch eine hohe Flexibilität bezüglich der zu erzeugenden Formen sowie der realisierbaren Werkstoffkombinationen werden plattierte Werkstoffe in einem breiten Spektrum eingesetzt und besitzen ein umfangreiches Anwendungsfeld. Abbildung 6.1 zeigt hierbei eine schematische Übersicht über die vorrangigen Einsatzgebiete von plattierten Werkstoffen sowie deren Gewichtung.

6.2 Plattieren

6.2.1 Allgemeines

Unter Plattieren versteht man die Erzeugung einer metallischen Verbindung von zwei oder mehr metallischen Werkstoffen durch Vergrößerung der Kontaktzone zwischen den Plattierpartnern und Anwendung von hohen Drücken in einem umformtechnischen Prozessschritt. Bedingt durch die Kombination aus Oberflächenvergrößerung und hohen Druckspannungen durch einen hierzu geeigneten Umformvorgang kann man das Plattieren allgemein auch in die Verfahrensgruppe der Pressschweißverfahren einordnen. [6], [7]

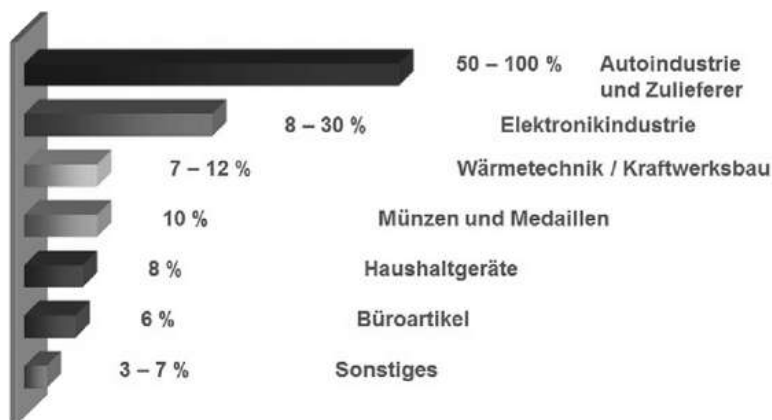


Abbildung 6.1 Einsatzgebiete und -häufigkeit von plattierten Werkstoffen (Stand 2013)

Die Realisierung der Haftung erfolgt hierbei durch Kohäsions- und Adhäsionskräfte zwischen den zu plattierenden Werkstoffen. Voraussetzung hierfür sind saubere, bindungsfähige Oberflächen, wie sie bei technischen Werkstoffen in der Regel nicht gegeben sind. Bedingt durch den Kontakt zur Umgebungsumosphäre und den darin enthaltenen Luftsauerstoff bilden nahezu alle metallischen Werkstoffe eine Oxid- oder Passivierungsschicht aus, deren Aufbau und Dicke von der genauen Legierungszusammensetzung wie auch den Umgebungsbedingungen und Zeit der Exposition abhängen. Diese natürlichen Deckschichten werden ergänzt durch Adsorptionsschichten durch den Kontakt mit anderen Umgebungsstoffen wie anorganischen oder organischen Ölen und Fetten sowie anderen Umgebungsmedien. Letztendlich können auch noch Störschichten hinzukommen, die durch eine Vorverfestigung der Oberfläche bei der Be- und Verarbeitung entstehen. Diese Deck- und Störschichten mindern oder verhindern die Haftung zwischen den Plattierpartnern in der Regel und müssen daher vor dem Prozess entfernt oder aber durch die Oberflächenvergrößerung bei der Umformung durch Aufreißen zerstört werden. Hierdurch werden frische Oberflächen generiert, welche fähig sind, eine feste Bindung mit einem Bindungspartner einzugehen. Aus diesem Grund ist auch das gleichzeitige Wirken von hohen Normaldrücken für einen erfolgreichen Aufbau von Haftung notwendig, da die Bindungspartner auf atomaren Abstand angenähert werden müssen, damit die kurzreichweitigen Kohäsions- und Adhäsionskräfte wirken können. [1], [2], [4], [6], [7]

Für die Herstellung plattierter Halbzeuge gibt es unterschiedliche Verfahren, die sich im Wesentlichen in das Walzplattieren, das Verbundstrangpressen, das Spreng- oder Explosionsplattieren und das Gießplattieren unterscheiden lassen. Alle diese Verfahren besitzen ihre spezifischen Vor- und Nachteile sowie eine Bedeutung für bestimmte Produktpaletten und Halbzeugarten. Im Rahmen dieser Veröffentlichung soll alleinig das Walzplattieren und die damit herstellbare Produkt- und Werkstoffpalette im Blickpunkt der Betrachtung stehen.

6.2.2 Walzplattieren

Beim Walzplattieren wird das klassische Walzen von Bändern und Blechen genutzt, um flächige oder lokale Verbunde von mehreren Werkstoffen zu erzeugen, die entsprechend in ihrer Anordnung in den Walzspalt eingeführt werden. Der Aufbau der Haftung erfolgt hierbei durch die Schaffung neuer Oberflächen durch die Streckung und zum Teil auch die Breitung im Walzspalt unter gleichzeitigem Wirken einer hohen Drucknormalspannung im Berührungsbogen zwischen den Walzen. Die notwendige Dickenreduzierung im Plattierwalzstich ergibt sich aus den Dicken und Werkstoffen der Ausgangsmaterialien sowie den technologischen Randbedingungen. Rein technologisch wird im Wesentlichen zwischen dem Warm- und das Kaltwalzplattieren unterschieden, wobei die technologische Prozesskette vergleichbar ist. Die Ausgangsmaterialien werden in der Regel gereinigt und es erfolgt eine Oberflächenvorbereitung in Form von Bürsten oder Schleifen, wo durch der Haftungsaufbau nochmals verbessert werden kann. Anschließend folgt das Walzplattieren sowie eine evt. Nachbehandlung in Form von Wärmebehandlung oder einem weiteren Abwalzen auf eine gewünschte Enddicke.

Beim Warmwalzplattieren wird der Werkstoffverbund vor dem Walzen auf eine erhöhte Prozesstemperatur angewärmt, wodurch der notwendige Kraft- und Arbeitsbedarf für das Plattieren reduziert wird. Zeitgleich wird durch Diffusionsprozesse über die Bindungszone hinweg der Aufbau der Bindungen unterstützt, wodurch beim Warmwalzplattieren die notwendigen Mindeststichabnahmen oftmals deutlich reduziert werden. Ein Nachteil ist die erhöhte Oxidationsrate der metallischen Werkstoffe während der Erwärmung auf die Zieltemperatur. Abhilfe schafft man sich hier oftmals durch den Einsatz von sog. Plattierpaketen, bei denen die zu verbindenden Werkstoffe nach einer Oberflächenvorbereitung an den Kanten verschweißt und die so eingeschlossenen Zwischenräume mit inerten Gasen gefüllt werden. So wird die Oxidation verringert und eine optimale Haftung erzielt. Eine Abschlusswärmebehandlung ist oftmals nicht notwendig, da entsprechende Gefügeänderungs- und Diffusionsprozesse bei gezielter Temperaturführung bereits während der Umformung oder beim Abkühlen erfolgen können.

Im Gegensatz hierzu erfolgt das Kaltwalzplattieren bei Raumtemperatur, wodurch sich die notwendigen Walzkräfte und -momente deutlich erhöhen. Daher findet auch die Unterstützung des Haftungsaufbaus durch Diffusionsprozesse im Walzspalt nicht statt und die Mindestumformgrade liegen im Allgemeinen höher, so dass einer entsprechenden Oberflächenvorbereitung eine höhere Bedeutung zukommt. Im Gegenzug lässt sich beim Kaltwalzplattieren eine höhere Oberflächenqualität mit engeren geometrischen Toleranzen erzielen. Zusätzlich kann man die Kaltverfestigung nutzen, um spezifische Werkstoffeigenschaften einzustellen, ohne dass eine wesentliche Änderung der Mikrostruktur oder Phasenzusammensetzung stattfindet. Ein weiterer Vorteil des Kaltwalz-

plattieren ist die problemlose Nutzung von Coils, wodurch sich große Mengen an walzplattierten Werkstoffen wirtschaftlich und schnell produzieren lassen.

Eine Mischform ist das sog. Laserplattieren, welches sich an das Kaltwalzplattieren anlehnt, aber eine Erwärmung des Walzgutes direkt vor dem Umformung durch einen oder mehrere in den Walzspalt gerichtete Laserapparaturen nutzt. Hierdurch lassen sich die Vorteile des Kaltwalzplattierens mit den geringen Umformkräften und der verbesserten bzw. früheren Haftung des Warmwalzplattierens kombinieren. Bei einer entsprechenden Einhausung des Walzspaltes gegenüber der Luftatmosphäre fallen jedoch die negativen Auswirkungen einer verstärkten Oxidation weg.

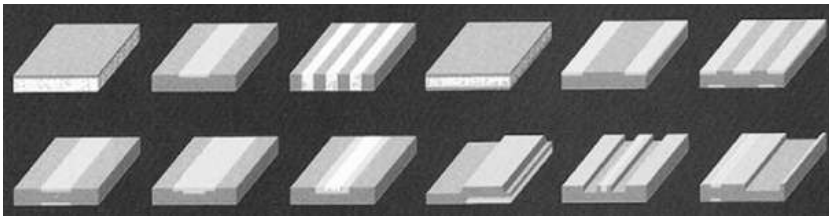


Abbildung 6.2 Typische Geometrien und Anordnung für walzplattierte Halbzeuge [5]

Die Abbildung 6.2 zeigt eine Übersicht über typische Geometrien und Werkstoffanordnungen, die mittels Walzplattieren und insbesondere Kaltwalzplattieren herstellbar sind. Es ist ersichtlich, dass sich ein weites Spektrum an verschiedenen Geometrien schnell und wirtschaftlich erstellen lässt, von flächigen Vollverbindungen bis hin zu lokalen Onlay- und Inlayplattierungen. Ebenso lässt sich eine breite Abmessungspalette mit dem Walzplattieren bedienen, abhängig von der Werkstoffkombination und der Leistungsfähigkeit der eingesetzten Walzanlagen. Die Bandbreite reicht von einigen wenigen Millimetern bis zu Gesamtbreiten von 800 mm, wobei kleine Breiten oftmals über das Plattieren breiter Bänder mit anschließendem Spalten realisiert werden, um eine höhere Produktivität zu erzielen. Die Gesamtdicke reicht von 0.02 mm bis zu 10 mm, wobei die aufplattierten Schichten von 50 % Dickenanteil bis hinunter zu 1 % der Gesamtdicke ausmachen können. Moderne Plattierwalzwerke erlauben ein Plattieren von bis zu fünf Schichten in einem einzigen Walzstich, so dass auch komplexe Geometrien und Anordnungen schnell und wirtschaftlich erzeugt werden können.

Abbildung 6.3 zeigt den schematischen Aufbau eines Kaltplattiergerüsts mit integrierter Bürstanlage zur In-line Oberflächenvorbehandlung der Plattierbänder. Zur stabilen und reproduzierbaren Einstellung von Schichtdicken bzw. für eine stabile Schichtdickenverteilung über den gesamten Walzprozess ist eine exakte Regelung des Gerätes notwendig, insbesondere im Bereich sehr kleiner Gesamtdicken oder Einzelschichtdicken.

Im Vergleich zu anderen Beschichtungs- oder Abscheidungsprozessen zeichnet sich das Walzplattieren durch eine hohe Wirtschaftlichkeit und Produktivität aus,

was das Erzeugen von dickeren lokalen oder flächigen Deckschichten betrifft. Jedoch sind – auch stark abhängig vom Werkstoff – der minimalen Schichtdicke geometrische und prozesstechnische Grenzen gesetzt.

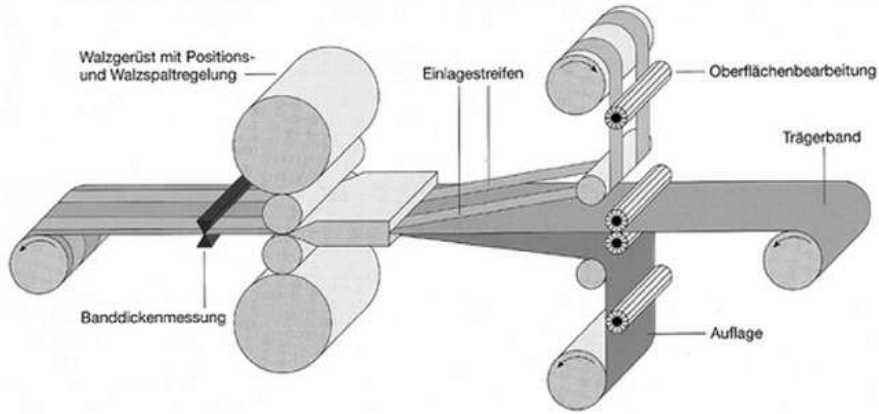


Abbildung 6.3 Schematischer Aufbau eines Kaltwalzplattiergerüsts mit Mehrfachzuführung und integrierter Oberflächenvorbehandlung [3]

6.3 Anwendungsbeispiele

6.3.1 Lotwerkstoffe

Eine häufige Anwendung für plattierte Halbzeuge ist der Einsatz für industrielle Lötprozesse. Hierbei können wie plattierten Werkstoffe die Kombination unterschiedlicher Werkstoffe zur Erfüllung verschiedener Aufgaben als einen wichtigen Vorteil ausspielen.

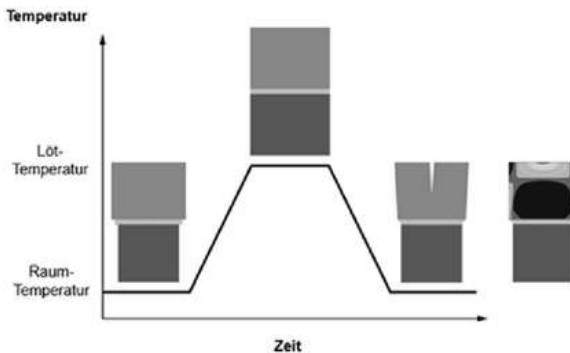


Abbildung 6.4 Zeit-Temperatur-Verlauf und Querschnittsgeometrie beim Direktlöten von hartmetallbestückter Sägeblätter und Eigenspannungsverlauf im Einsatzfall (rechts)

Schichtlote

Eine dieser Anwendung ist der Einsatz von Schichtloten, bei deren Einsatz eine funktionelle Zwischenschicht zwischen die eigentlichen Lotpartner eingefügt wird.

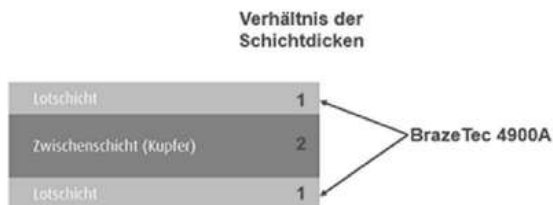


Abbildung 6.5 Schichtlotverbund für das Löten von Hartmetallsägeblättern aus bronzehaltiger Lotschicht und Kupferzwischenschicht im Schichtdickenverhältnis 1:2:1

Ein Beispiel hierfür ist das Verlöten von Hartmetallplatten auf Sägeblättern. Beim Direktlöten der Hartmetallaufsätze auf das Sägeblatt entstehen nach dem Abkühlen Zugeigenspannungen auf der Oberseite des Hartmetalls. Ursache hierfür ist die größere Wärmeausdehnung des Stahlgrundwerkstoffes des Sägeblattes, welches sich bei der Abkühlung von Löttemperatur stärker zusammenzieht (vgl. Abbildung 6.4). Der resultierende Eigenspannungszustand mit Zugspannungen auf der Sägeseite des Hartmetalls führt in der Regel zu einer stark verringerten Standzeit im Einsatz oder kann unter ungünstigen Umständen auch zum Versagen des Hartmetalleinsatzes direkt nach dem Löten führen. Abhilfe schafft der Einsatz von Schichtlotwerkstoffen aus einer Cu-Zwischenschicht mit beidseitig aufgetragenen Lotmaterial im Schichtdickenverhältnis von ca. 1:2:1 (vgl. Abbildung 6.5). Dieser flächige Werkstoffverbund ist mittels Walzplattieren schnell und wirtschaftlich herstellbar und verlängert die Standzeiten der Sägeblätter enorm. Die Kupferschicht übernimmt hierbei die Aufgabe, die unterschiedliche Wärmeausdehnung beim Abkühlen durch eine plastische Deformation zu kompensieren und so den Aufbau der schädlichen Zugeigenspannungen im Hartmetall zu verhindern bzw. zu minimieren.

Bondbare Oberflächen

Ein weiteres, sehr breites und anspruchsvolles Anwendungsfeld für plattierte Werkstoffe sind bondbare Oberflächen in der Aufbau- und Verbindungstechnik für die Automobil- und Leistungselektronik. Dabei stellt eine selektive AlSi1-Auflage die Voraussetzung für einen Monometallbondprozess mit Al-Draht und -Bändchen dar. Neben den hohen Sauberkeitsanforderungen bzgl. der Bondbarkeit der AlSi1-Auflage sind eine hohe Ausfallsicherheit sowie Langzeitstabilität der Auflage ein entscheidender Qualitätsfaktor.

Walzplattierte Halbzeuge bilden die Ausgangsbasis für die Herstellung von einzelnen Komponenten bis hin zu ganzen, einbaufertigen Baugruppen. Die Prozesskette ist schematisch in Abbildung 6.6 dargestellt. Nach dem positions-

genauen Plattieren der Aluminiumfunktionsoberfläche auf ein, vorrangig aus Kupfer oder Bronze bestehenden, Trägerwerkstoff finden die nachfolgenden Prozesse Stanzen/Biegen in Kombination mit einer flächigen oder selektiven, galvanischen Beschichtung der zusätzlichen Funktionsbereiche (Stecken, Löten, Schweißen etc.) statt. Das anschließende Kunststoffumspritzen der gestanzten Geometrien im Reel-to-Reel-Prozess zu einer anspruchsvollen Kunststoff-Metall-Komponente sowie die Montage und die Elektrifizierung der Baugruppe vollenden die Prozesskette. Die Verwendung von neuen kupferbasierten Hochleistungsträgerwerkstoffen (z. B. CuNiSi-Legierungen) ermöglicht eine zusätzliche Miniaturisierung als auch Erweiterung der Einsatzfelder hinsichtlich höherer Anwendungstemperaturen.

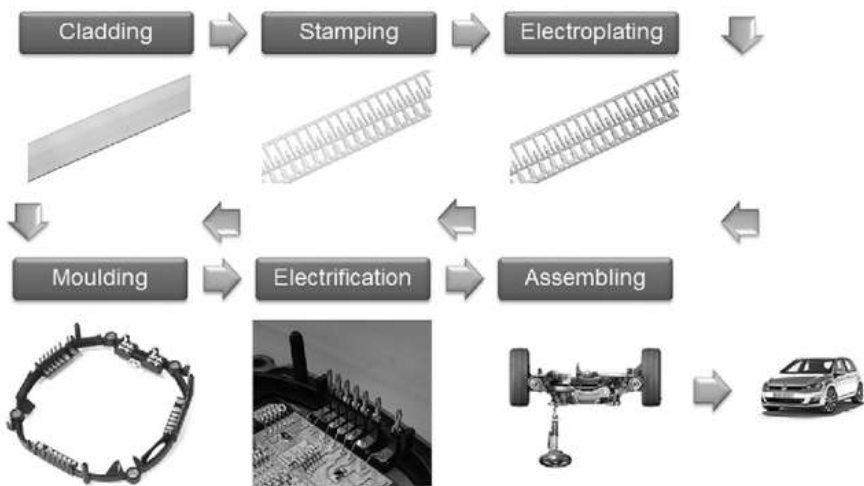


Abbildung 6.6 Schematische Prozesskette für das Herstellen von elektronischen Baugruppen im Automotivebereich vom walzplattierten Halbzeug bis hin zur einbaufertigen Baugruppe (z. B. MQB-Bauweise VW)

Neben der Übertragung von Steuersignalen wird im Zuge der Elektrifizierung der Antriebstechnologien auch die Übertragung/Umwandlung von elektronischer Energie im Automotivebereich immer wichtiger. In diesem Zuge werden walzplattierte Halbzeuge mit bondbaren Oberflächen genutzt, um Einzel- und Fertigteile mit an die elektrische Leistung angepassten Leitungsquerschnitten zu erhalten. Hierbei werden für die reine Signalübertragung Banddicken im Bereich von 0,2 bis 0,8 mm verwendet, während im Bereich der tatsächlichen Leistungsübertragung lokale Dicken von 1,0 bis 2,0 mm Anwendung finden.

Ein demonstratives Anwendungsbeispiel ist der Grundbaustein für einen aktiven Synchrongleichrichter, wie er in Abbildung 6.7 dargestellt wird. Die aus dem plattierten Band ausgestanzten Einzelteile werden so mit einer Kunststoffumspritzung fixiert, dass nur noch die Kontaktflächen für das Bonden von elektronischen Bauteilen sowie die Anschlussstücke frei bleiben. In dem vorlie-

genden Beispiel konnte durch die Verwendung walzplattierter Bänder so ein Synchrongleichrichter neuer Bauart realisiert werden, welcher mit einer Energieeffizienz von 82 % einer Verbesserung um 7 % zum Vorgängermodell erreicht und gleichzeitig eine mechanische und gleichzeitig elektrisch sehr robuste Bauweise besitzt.

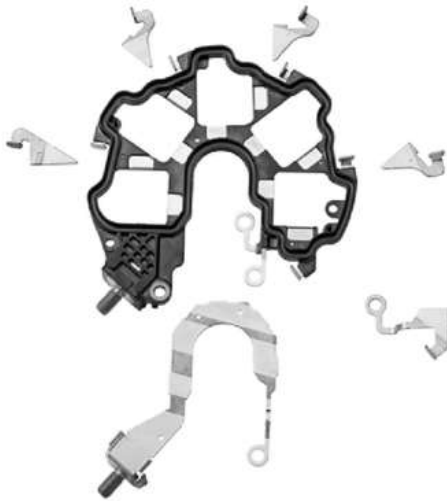


Abbildung 6.7 Einzelteile und Spritzgussrohling für einen asymmetrischen Synchrongleichrichter



Abbildung 6.8 Halbzeuge, Stanzteile und einbaufertige Steuergehäuse der Leistungsschaltelektronik für die Ladesteuerung eines Elektrofahrzeuges mit lokal unterschiedlichen Banddicken bei Signal- und Leistungsleitungen

Als weitere Beispiele für die Anwendung walzplattierter, bondbarer Oberflächen sind Anschlussgehäuse für Drosselklappen, Steuergehäuse für das elektronische Stabilitätsprogramm sowie Leistungsschaltelektronik für die Ladesteuerung eines Elektrofahrzeuges (vgl. Abbildung 6.8).

6.3.2 Gleitlager

Ein weiteres typisches Anwendungsfeld für den Einsatz walzplattierter Produkte sind Gleitlager, insbesondere im Bereich von Verbrennungsmotoren. Für diesen Einsatz eignen sich Gleitlager sehr gut, da sie eine sichere Übertragung der Gaskräfte vom Kolben über das Pleuel auf die Kurbelwelle gewährleisten und hierbei auch zum Teil elastische Verformung der genannten Bauteile kompensieren können. Zur gleichen Zeit sind Gleitlager aber auch in der Lage, die dynamische Änderung der kinematischen Belastung bei Drehzahländerung zu ertragen und sind bei entsprechender Schmierung bis in hohe Drehzahlbereiche belastbar.

Neben dem Verbrennungsmotor finden Gleitlager aber auch in anderen Bereichen wie Getriebe, Kupplung und Achsantrieben immer mehr Verwendung, wobei sie klassische Wälzlager wie Nadelrollenlager, Kugellager oder Kegelrollenlager ablösen. Gründe hierfür sind der geringere benötigte Einbauraum auf Grund der kompakten Bauweise und das bessere Dämpfungsverhalten, wodurch Bestrebungen zum Leichtbau und Downsizing bei gleichzeitigem Funktions- und Komforterhalt möglich sind. Bei entsprechender Auslegung sind Gleitlager gegenüber den verwendeten Getriebe- und Schmierölen chemisch resistent und können bei höheren Drehzahlen auch Dauerbetriebstemperaturen von bis zu 160 °C ertragen.

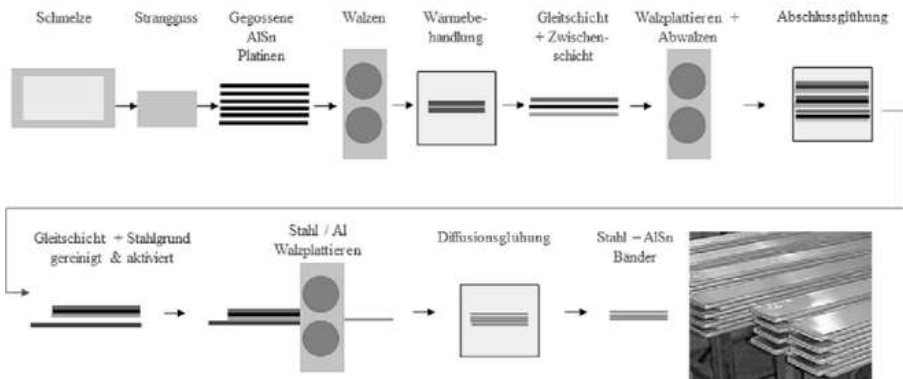


Abbildung 6.9 Schematische Prozesskette für das Plattieren von Al-Stahlgleitlagern vom Guss der Gleitschicht bis zum Halbzeug für die Herstellung von Lagerschalen.

Bei den Gleitlagern unterscheidet man klassischerweise in Zweischicht- bzw. Zweistofflager sowie in Dreischicht- bzw. Dreistofflager. Die Zweischichtlager bestehen aus einer Stützschaale aus Stahl, welche die mechanischen Eigenschaften bestimmt und einer Gleitschicht, welche die tribologischen Eigenschaften bestimmt. Hier wird oftmals eine AlSn-Legierung verwendet mit einer sehr dünnen Al-Zwischenschicht als Haftvermittler zwischen Stahlstützschaale und Aluminiumgleitschicht. Bei den Dreistofflagern ergibt sich ein Aufbau aus einer Stahlstützschaale mit einer Bronze- oder Messingzwischenschicht, auf die eine Diffusionssperrschicht bzw. Haftvermittlungsschicht aufgetragen wird, welche dann die eigentliche Gleitschicht trägt.

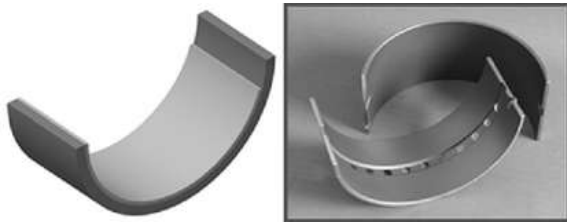


Abbildung 6.10 Schematischer Aufbau eines Zweistofflagers aus Gleitschicht (blau) und Stützschaale (grau) sowie Ober- und Unterschale für ein Gleitlager (rechts)

Die typische Prozesskette zur Herstellung der walzplattierten Halbzeuge für die Gleitlagerherstellung ist in Abbildung 6.9 schematisch dargestellt. Hierbei wird zunächst die Aluminiumgleitschicht gießtechnisch erzeugt und anschließend mit einer Al-Schicht als Haftvermittler plattiert. Dieser Verbund wird anschließend geglüht und gereinigt, worauf sich das Plattieren mit dem Stahlgrundband anschließt. Durch eine abschließende Diffusionsglühung wird die Haftfestigkeit des Verbundes eingestellt und das Halbzeug kann zur Fertigung von Lagerschalen für Gleitlager herangezogen werden. Hierbei besteht ein Gleitlager in der Regel aus einer Ober- und einer Unterschale (vgl. Abbildung 6.10), wobei eine der beiden Lagerschalen mit Öffnungen versehen ist, um den Zutritt von Schmiermittel in die Reibzone zu ermöglichen, wodurch ab einer entsprechenden Drehzahl eine hydrodynamische Schmierung im Gleitlager gewährleistet wird. Die eingesetzte Gleitschicht hängt von den vorgesehenen Belastungen für das Lager ab sowie von den möglichen Notlaufeigenschaften des Lagers bei möglichem Ausfall der Schmierung. Im Fall der oft verwendeten AlSn-Gleitschichten ist das globular in der Gleitschicht eingebettete Zinn dafür verantwortlich, die Notlaufschmierung durch Abgleiten sicherzustellen und ein Festfressen der Lager bis zum kontrollierten Abstellen der Anlage zu verhindern. Die Abbildung 6.11 zeigt hierbei in der Übersicht Schliffbilder durch Gleitlager mit AlSn-Gleitschichten mit unterschiedlichem Zinngehalt und somit unterschiedlichen tribologischen Eigenschaften für verschiedene Einsatzzwecke.

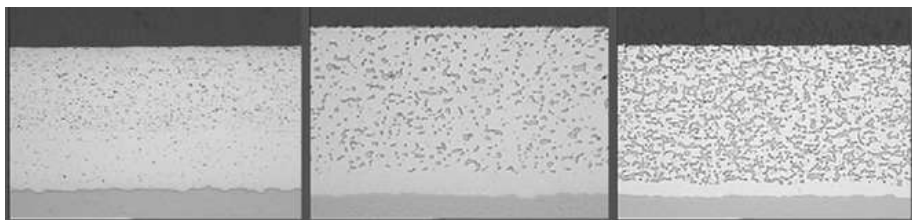


Abbildung 6.11 Schliffbilder von Plattierbändern für AlSn-Zweistofflager aus Stahlstützschaale, Al-Zwischenschicht und AlSn-Gleitschicht mit unterschiedlichen Sn-Gehalten: AlSn10 (links), AlSn20 (mitte) und AlSn40 (rechts)

Es ist auch oftmals möglich, dass in beiden Lagerschalen unterschiedlichen Gleitschichtmaterialien zum Einsatz kommen, wenn die zu übertragenden

Kräfte stark unterschiedlich sind. Beispielsweise sind beim Verbrennungsmotor die Lagerschalen stärker belastet, welche die Gaskraft bei der Kraftstoffverbrennung übertragen müssen, während die jeweils gegenüberliegenden Lagerschalen nur durch den Rückhub minimal belastet werden.

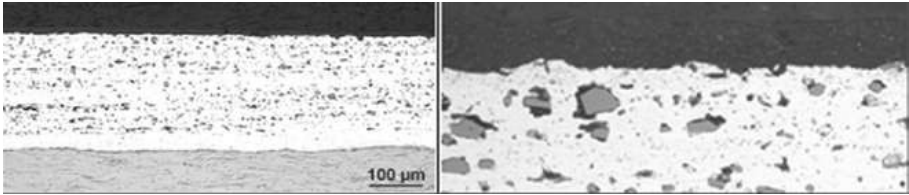


Abbildung 6.12 Zweistofflager mit Stahlschale, Al-Zwischenschicht und AlSn10Si3Cu-Gleitschicht mit Polymergleitschicht (links: Übersicht, rechts: Oberflächendetail)

Neben Lagerschalen für Gleitlager werden solche Gleitlagerplattierungen auch oftmals für Laufbuchsen, Achsringe oder Reibhülsen verwendet, wobei die grundsätzliche Beanspruchung gleich bleibt.

Eine zusätzlich neue Entwicklung im Bereich der Zweistofflager ist der Einsatz von verschleißfesten Polymerschichten als Deckschichten auf den eigentlichen Gleitschichten. Die Ursache liegt in modernen Spritsparteknologien wie Start-Stopp-Automatiken sowie dem Abschalten einzelner Zylinder bei niedrigen Motorleistungen. Hierdurch kommt es zu deutlich mehr Anlauf- und Stoppvorgängen im Bereich der Gleitlager, wodurch sich der Verschleiß an den Lagern erhöht und die Standzeit verringert. Dies wird durch die geringen Drehzahlen beim Stoppen bzw. beim Anlassen verursacht, bei denen der hydrodynamische Schmierfilm in den Lagern zusammenbricht bzw. noch nicht vollständig aufgebaut ist. Die Abbildung 6.12 zeigt den Querschliff durch einen derartigen Plattierverbund mit aufgetragener Polymergleitschicht.

6.3.3 Weitere Anwendungen

Thermobimetalle

Thermobimetalle sind ein klassisches Anwendungsfeld für walzplattierte Werkstoffe, bei denen Materialien mit unterschiedlichen thermischen Ausdehnungskoeffizienten zu einem Werkstoffverbund kombiniert werden. Die Ausführung der Bimetalle kann hierbei zweilagig mit einer Passivschicht (FeNi) und einer Aktivschicht (FeNiMn oder MnNiCu) erfolgen oder in komplexerer Bauart als 3- oder 4-lagige Ausführung. Bei der 3-lagigen Ausführung wird eine Cu- oder Ni-Zwischenschicht eingefügt, welche auf Grund einer höheren Leitfähigkeit eine schnellere Weitergabe von Temperaturänderungen erlaubt bzw. eine homogenere Ausbiegung der Thermobimetalle erlaubt. In der 4-lagigen Ausführung können weiterhin noch chemisch resistente Deckschichten (z. B. nichtrostende Edelmärkte) zur Gewährleistung eines Korrosionsschutzes zum Einsatz kommen.

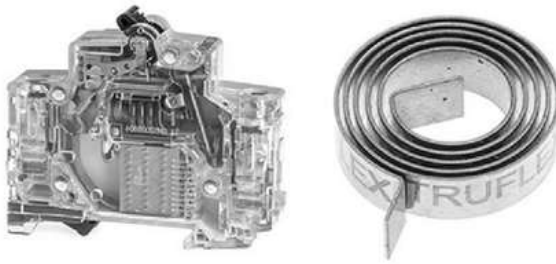


Abbildung 6.13 Anwendungsbeispiele für Thermobimetalle: Schaltautomat (links) und Spiralfeder für ein Bimetallthermometer (rechts)

Die Ausführung der Themamobimetalle kann als Flachteil, Spirale oder Schnappscheibe erfolgen und ist abhängig vom Einsatzzweck. Zum Einsatz kommen Themobimetalle sehr oft als Aktoren für Sicherungs- und Schaltzwecke. Gängige Beispiele sind hier Schaltautomaten für Elektroinstallationen, Thermoregler für einfache Heizgeräte (Toaster, Bügeleisen, Wasserkocher) sowie auch für Bimetallthermometer (vgl. Abbildung 6.13).

Münzmetalle

Ein weiterer, wenig bekannter Anwendungszweck für walzplattierte Erzeugnisse mit sehr weiter Verbreitung ist der Einsatz als Münzmetalle. So bestehen beispielsweise die Kernstücke der 1 EURO bzw. 2 EURO-Münzen aus einem Dreischichtverbund aus CuNi25-Ni-CuNi25 bzw. $\text{CuZn20Ni5-Ni-CuZn20Ni5}$.

Hierbei sorgen die abriebs- und korrosionsbeständigen Deckschichten für das dekorative Aussehen und eine wertige Haptik der Münzen, während die eingefügte Nickelzwischenschicht einen Schutz gegen Fälschungen darstellt. Durch sie werden die elektro-magnetischen Eigenschaften der Münze geprägt, welche beim Einsatz von Münzautomaten abgeprüft und mit anderen spezifischen Eigenschaften der eingeworfenen Münze abgeglichen werden.

Hitzeschilde und optische Plattierungen

Ein recht typisches Beispiel für walzplattierte Funktionswerkstoffe ist der Einsatz von Hitzeschilden. Bei diesen wird ein mechanisch robuster Grundwerkstoff, in aller Regel ein Stahlwerkstoff, mit einem Auflagemetall verbunden, welches einen sehr hohen Reflexionsgrad besitzt (sehr oft Aluminium). Die – oftmals blankgewalzte – Deckschicht übernimmt hierbei die Aufgabe, auftretende Wärmestrahlung bestmöglich zu reflektieren und somit einer übermäßige Erwärmung von Bauteilen und Einbauten hinter dem Hitzeschild zu verhindern.

Einsatzgebiete sind Hitzeschilde am Unterboden im Automobilbau, um Strukturelemente sowie elektronische Bauteile von heißen Bauteilen der Abgasanlage zu trennen (vgl. Abbildung 6.14), Reflektoren für Wärme- und Infrarotlampen sowie Sonnenabschirmungen oder -jalousien.



Abbildung 16.14 Hitzeschilde aus walzplattiertem Band für den Einsatz im Unterbodenbereich von Automobilen

Analog gibt es auch Plattierungen, bei denen neben der Reflexion von Wärmestrahlung auch das Reflexionsvermögen für optische Wellenlängen genutzt wird. Dies sind zum Beispiel Reflektoren für Lampen und Leuchten sowie z.T. metallische Spiegel oder Sichtschutzeinrichtungen.

Kochgeschirr

Ein ebenfalls wenig bekanntes Einsatzgebiet von walzplattierten Werkstoffen ist die Fertigung von hochwertigem Kochgeschirr. Hierbei können die eingesetzten Plattierungen unterschiedliche Einsatzzwecke erfüllen.

Eine Anwendung sind nichtrostende Edelstähle mit einer Kupfereauflage, wobei die Kupferschicht sowohl für ein repräsentatives äußeres Erscheinungsbild wie auch eine gute Verteilung der Kochwärme durch seine hohe Leitfähigkeit sorgt.



Abbildung 6.15 Kochgeschirr für induktives Kochen mit ferritischem Edelstahlkern und Kupferwärmeleitschichten, umgeben von korrosionsbeständigem 18/10-Edelstahl

Ebenso können die Plattierschichten andere Funktionen übernehmen. In Abbildung 6.15 ist eine Kollektion von Kochgeschirr abgebildet, das speziell für das Kochen auf einem Induktionsherd entwickelt wurde. Daher besteht das eingesetzte Halbzeug aus einem fünf-schichtigen Plattierband mit dem Aufbau 1.4301-Cu-1.4512-Cu-1.4301. Der Edelstahlkern aus dem ferritischen Werkstoff 1.4512 dient hierbei zur besseren Induktion im Kern des Topfes, während die angrenzenden Kupferschichten durch ihre hohe Wärmeleitfähigkeit für eine verbesserte Verteilung der induktiv erzeugten Wärme im gesamten Topf sor-

gen. Die beiden Aussenschichten aus dem klassischen nichtrostenden Edelstahl 1.4301 sorgen für eine hohe Korrosionsbeständigkeit und ein dauerhaftes, repräsentatives Aussehen des Geschirrs.

6.4 Zusammenfassung

Obwohl walzplattierte Werkstoffe in der allgemeinen Öffentlichkeit nur wenig beachtet und behandelt werden, besitzen sie bereits heute eine hohe Bedeutung, um unterschiedliche Güter des täglichen Bedarfs realisieren und produzieren zu können. Durch eine hohe Produktivität und ein umfangreiches technologisches Wissen lassen sich bereits heute sehr anspruchsvolle und aufwändige Funktionswerkstoffe mittels Plattierverfahren herstellen, die maßgeschneiderte Produkteigenschaften für viele Halbzeuge und Fertigprodukte garantieren. Bedingt durch die konstruktiven Trends im Bereich von Automotive, Luft- und Raumfahrt sowie dem allgemeinen konstruktiven und materiellen Leichtbau ist davon auszugehen, dass die Bedeutung maßgeschneiderter Funktionswerkstoffe für spezifische Anwendungsfelder in naher Zukunft weiter wachsen und die Bedeutung einzelner Plattierverfahren für eine wirtschaftliche Produktionskette verschiedener Produkte wachsen wird.

Literatur

- [1] Bay Niels, *Bond Strength in Cold Roll Bonding*, Annals of CIRP, 34 (1985), S. 221–224
- [2] Bay Niels, *Cold Welding – Part I-III*, Metal Construction (1986), S. 369–372, S. 486–490, S. 625–629
- [3] Eisentraut, Holger, Verbundwerkstoffe aus der Walze – Walzplattierte Mehrschichtbänder und Profile für verschiedene Anwendungen In: Kawalla, Rudolf (Hrsg.) MEFORM 2000: Herstellung von Bändern und Blechen, Freiberg (2000), S. 391–408
- [4] Knauschnier Alfred, *Oberflächenveredeln und Plattieren von Metallen*, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1979
- [5] Schmidtchen, Matthias et al., *Metallische Werkstoffverbunde im Fahrzeugbau*. In: Kawalla, Rudolf (Hrsg.): MEFORM 2003: 75 Jahre Metallformung in Freiberg, Freiberg (2003), S. 184–197, ISBN 3-86012-193-6
- [6] Schmidtchen, Matthias et al., *Die Haftfestigkeit von Walzplattierungen, deren Bestimmung und Simulation*. In: Kawalla, Rudolf (Hrsg.) MEFORM 2004: Technologie der Verbundherstellung durch Umformung, Freiberg, (2004), S. 81–110, ISBN 3-86012-193-6.
- [7] Schmidtchen, Matthias, *Modelling of Adhesive Strength of Cladded Materials* in Kawalla, Rudolf (Hrsg.) MEFORM 2014: Production and Processing of Clad Materials and Metal Matrix Composites, Altenberg, (2014), S. 81–93, ISBN 978-3-86012-481-9.

7 Haftfestigkeit und Stofffluss beim Walzplattieren sowie Walzen von Werkstoffverbunden – Theorie und Experiment

M. Schmidtchen (V); R. Kawalla

TU Bergakademie Freiberg; Institut für Metallformung;
Bernhard-von-Cotta Straße 4, 09599 Freiberg

Keywords: Walzen, Walzplattieren, Haftfestigkeit, Stoffflussmodell

7.1 Einleitung

Bei der Erzeugung Walzplattierter Bänder werden die Gebrauchseigenschaften des Verbundes neben der Werkstoffauswahl wesentlich durch die Schichtdickenverhältnisse, den Restspannungszustand und die Haftfestigkeit bestimmt [1-7]. Für die gezielte Vorauslegung von Prozessfenstern für die Herstellung von Werkstoffverbunden die werkstoffbedingt schwer plattierbar sind, ist eine Unterstützung durch eine gezielte Prozesssimulation eine wichtige Voraussetzung für eine schnelle, kosteneffiziente Einführung neuer Plattierungen.

Hierfür wurde zur Beschreibung des Zusammenhangs von Haftungsaufbau und Stofffluss ein nichtisothermes Schichtenmodell auf Basis der Streifentheorie erarbeitet und getestet, mit dem sowohl der Walzplattierprozess als auch das weitere Walzen des Verbundes beschrieben werden können. Damit ist die thermisch-mechanisch gekoppelte Berechnung eines inhomogenen Stoffflusses, verbunden mit Eigenspannungen und gegebenenfalls Mikrostrukturveränderungen möglich.

Die Forderung einer geeigneten Berücksichtigung eines inhomogenen Werkstoffverhaltens schränkte bisher die zur Verfügung stehenden Berechnungsmethoden deutlich ein. Die meisten Verfahren zur schnellen Prozesssimulation bzw. Prozessoptimierung gehen von einem homogenisierten Ausgangszustand aus. Numerische Methoden wie Finite Elemente, Finite Volumen etc. sind trotz

stetig steigender Rechnerleistungen für umfassende Prozessauslegungen bzw. -optimierungen zu langsam, was eine erneute Beschäftigung mit hinreichend schnellen Modellen, die eine ausreichende Modellierungstiefe besitzen, rechtfertigt.

Ziel der vorliegenden Untersuchungen war es, ein Haftmodell und ein thermisch-mechanisch gekoppeltes Prozessmodell für das Walzplattieren und Weiterwalzen flächiger Verbunde zu erstellen. Mit diesen Modellen sollte es möglich sein, unter Vorgabe von Material und Geometriedaten die technologischen Vorgänge mit ausreichender Genauigkeit und akzeptablen Rechenzeiten zu beschreiben sowie eine für den Anwender optimale Plattiertechnologie mit maximal möglicher Haftfestigkeit zu entwerfen. Andererseits sollten leistungsfähige Plattiertechnologien theoretisch nachvollziehbar sein. Bei der Modellerstellung sollte ausdrücklich auf eine Ähnlichkeitstheoretische Prozessmodellierung geachtet werden, Abbildung 7.1.

Im vorliegenden Beitrag wird vom Modellansatz der Schwerpunkt auf die Modellierung des Walzplattier- und Walzvorganges mittels Elementarer Theorie gelegt. Hierdurch sollten schnelle Prozessberechnungen und Parameterstudien mit einer großen Modellierungstiefe möglich werden. Zur Validierung werden FEM-Berechnungen und experimentelle Untersuchungen herangezogen.

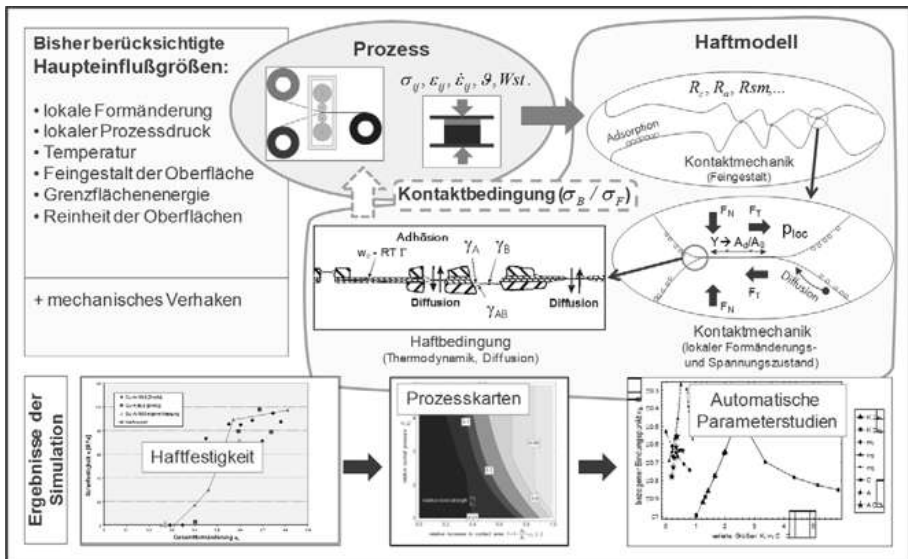


Abbildung 7.1 Übersicht der in der Arbeit betrachteten Teilprozesse im Plattiervorgang und den modellseitig berücksichtigten Haupteinflussgrößen auf die Haftfestigkeit

Der Schwerpunkt der Modellierung der Haftfestigkeit liegt auf der Berücksichtigung der Haupteinflussgrößen Formänderung, Druck, Temperatur und Oberflächenzustand. Für die weiterhin bekannten Einflüsse von Relativbewegung, Diffusionsgeschwindigkeit und chemische Zusammensetzung in der Bindungs-

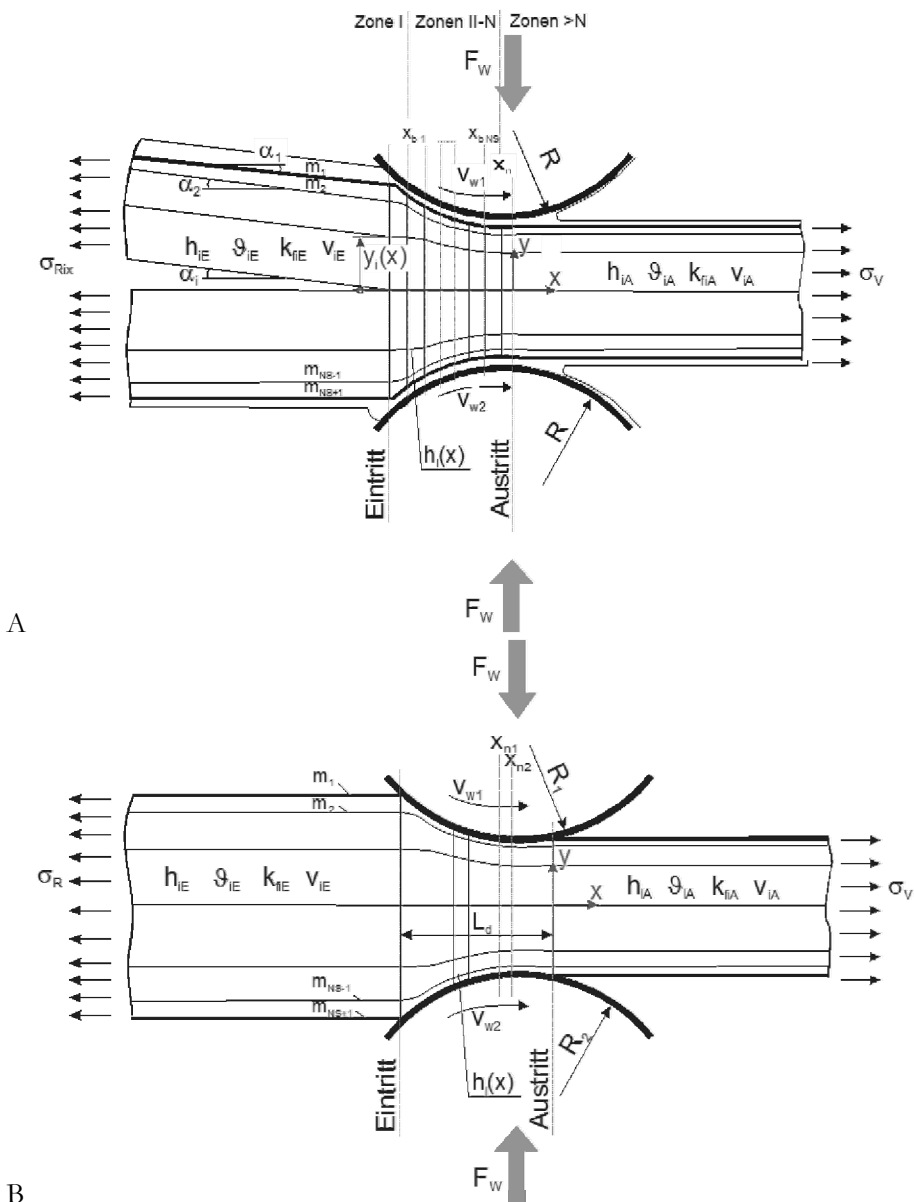
zone konnten geeignete Ansätze entwickelt werden. Diese sollen im Rahmen des vorliegenden Beitrags jedoch nur eingeschränkt diskutiert werden. Auf der Grundlage der entwickelten Softwarepakete kann eine Vorausberechnung der Haftfestigkeit sowie des Stoffflusses beim Walzplattieren und Walzen von Werkstoffverbunden erfolgen. Durch die Verwendung schneller Berechnungsalgorithmen ist bei Kenntnis der benötigten Materialparameter eine automatische Parameterstudie für eine beliebige Plattierkombination bei Schichtenanordnung möglich.

Im der vorliegenden Beitrag wird ein nichtisothermes Plattiermodell zur schnellen Berechnung von Temperaturverlauf, Spannungs- und Formänderungszustand und seine Umsetzung im Programmpaket „*LayClad*“ mit allgemeinem Schichtenaufbau vorgestellt. Daraus wird ein Modell für das Walzen von Werkstoffverbunden abgeleitet, das sich im Laufe der Arbeit zu dem eigenständigen Softwarepaket „*LaySiMS*“ für das Warm- und Kaltwalzen von inhomogenen Werkstoffen bzw. Werkstoffverbunden entwickelt hat.

7.2 Walz- und Plattiermodell

Für die Programmpakete *LayClad* und *LaySiMS* wurde eine Methode entwickelt, um mittels der Elementaren Theorie inhomogene Umformungen beschreiben zu können [8, 9]. Das Modell besteht aus Teilmodellen für Stofffluss, Temperatur- und Materialentwicklung sowie zur Bestimmung der resultierenden mechanischen Eigenschaften. Die Annahmen und Berechnungsgrößen sind in [9] zusammengefasst. Der Umformquerschnitt wird horizontal in einzelne Schichten unterteilt, deren Dickenverteilung durch eine zusätzliche empirische Gleichung entsprechend den Erfahrungen der Simulation von Walzplattierungen [7, 10] errechnet wird. Eine Zusatzgleichung berücksichtigt die Schichtdickenänderung relativ zu den Änderungen der anderen Schichten und der Gesamtdicke. Das Maß der Änderung wird in Abhängigkeit vom Fließspannungs- Reibungs- und Dickenverhältnis der Schichten sowie der Umformhistorie berechnet. Innerhalb der Schichten wird mit den Annahmen der Streifenftheorie gearbeitet [7-10]. Durch diese Formulierung entsteht ein System gewöhnlicher Differentialgleichungen, das sich aus Gleichgewichtsbedingungen, Wärmeleitungsgleichung und Stoffgesetz ergibt, das durch Diskretisierung in Dickenrichtung in ein System von gekoppelten, gewöhnlichen Differentialgleichungen erster Ordnung übergeführt wird, Abbildung 7.3.

Als Materialgesetz können in den Schichten isotropes Material nach v. Mises mit Verfestigung wahlweise nach dem Freiburger Fließkurvenansatz [15, 16] bzw. für mikrolegierte Stähle in der Warmumformung nach Misaka-Minami [17] oder andere, teils physikalisch basierte Modellansätze verwendet werden. Für die Berechnung der Umformung im Verbund folgt die resultierende Umformfestigkeit des Werkstoffes im Walzspalt aus der linearen Mischungsregel.



Durch Verwendung des Freiburger Fließkurvenmodell wird mit den Gleichungen des Schichtenmodells, der Tribologie und der Wärmeleitung der Einfluss der Umformgeschwindigkeit und der Umformtemperatur im Modell eingearbeitet. Die Berechnung des Entfestigungsverhaltens und der Korngrößenentwicklung entlang der Prozesskette erfolgt für die Warmumformung gegenwärtig

mittels semiempirischer Modelle auf Basis der JMAK-Theorie. Da im vorliegenden Beitrag der Fokus auf das Kaltplattieren und Kaltwalzen gelegt wird, soll hierzu an dieser Stelle u.a. auf [17] verwiesen werden. In den Programmpaketen LayClad und LaySiMS wurde für die Berechnung der Gleichgewichtszusammensetzung eine Schnittstelle zu MATCALC [18] implementiert. Im Vorfeld der Umformungssimulation werden hier die temperaturabhängigen Gleichgewichtskonzentrationen der Mikrolegierungselemente ermittelt.

Für jede Schicht i wird der individuelle Verlauf der Schichtdicke h_i , der Schichttemperatur ϑ_i , der Umformfestigkeit σ_{Fi} und der Geschwindigkeit v_i berechnet. Die Nummerierung der Schichten beginnt mit der Oberfläche, die im Kontakt zur Oberwalze ist. Die Walzspaltlänge ist L_d . Vorwärts und Rückwärtszüge werden mit σ_R bzw. σ_V bezeichnet. In der Fließscheide stimmt die Geschwindigkeit des Werkstoffes mit der mittleren horizontalen Walzengeschwindigkeit v_{Wx} überein.

Im Plattiervorgang beginnt der mechanische Kontakt zwischen den Plattierschichten (z. B. 1..i und $i+1 \dots NS$) mit Eintritt in den Walzspalt. Die mittlere Festigkeit einer Plattierschicht wird nach der linearen Mischungsregel festgelegt. Dabei beginnt die festere Schicht im Punkt x_{bi} plastisch zu fließen. Ab hier wird der Prozess als Walzen eines Verbundes gerechnet.

Die Schichtdickenentwicklung $h_i(x)$ kann direkt entlang der gesamten Prozesskette verfolgt werden, da keine Homogenisierung zwischen den Umformschritten erfolgt. Durch zeitliche Integration der Geschwindigkeitsverteilungen entlang der Bahnlinien (bzw. Schichten) erfolgt die Berechnung des lokalen Verschiebungsfeldes. Unter Anwendung visioplastischer Methoden kann aus dem Geschwindigkeitsfeld die um Scheranteile ergänzten Vergleichswerte für Umformgrad und Umformgeschwindigkeit ermittelt werden.

Da auf Grund der teilweise sehr hohen Stichabnahme die Breitung $\beta = b_1/b_0$ nicht vernachlässigt werden kann, kann diese generell für Kalt- und Warmumformung nach dem Freiburger Breitungsmodell oder nach Wusatowski-Sander mitgerechnet werden. Für Breitungen $\beta < 1.01$ wird der ebene Formänderungszustand gerechnet und der Lode-Faktor $\lambda_L = 2/\sqrt{3}$ für Fließspannung und Vergleichswerte im ebenen Formänderungszustand eingeführt. Darüber hinaus wird $\lambda_L = 1$ gesetzt.

Zur Kopplung der Prozessstufen wird ein effektiver Vergleichsumformgrad bestimmt, der neben der Restformänderung $\Delta\varphi_{V\text{ eff}}$ auch den für jede Schicht typischen Scheranteil aus der Eintrittszone $\Delta\varphi_{vor\ E\ i}$ enthält [19]. Die Temperaturentwicklung wird mittels 1D-Wärmeleitung unter Beachtung von Konvektions- und Strahlungsterm in der Umformpause berechnet. Die Kopplung zu den Gleichungen des mechanischen Problems erfolgt über die Fließspannung im Dissipationsterm.

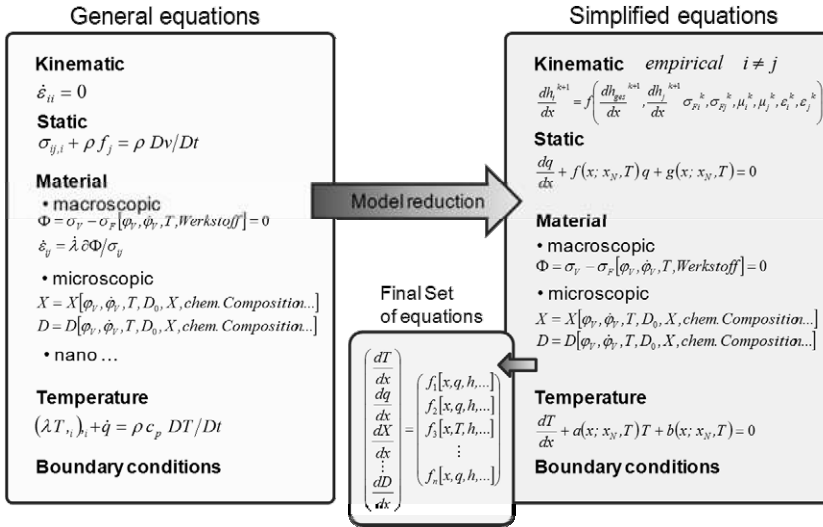


Abbildung 7.3 Schema der Modellreduktion für die mehrskalige Berechnung der Umformprozesse mittels Schichtenmodells

Mittels Abplattungsmodell nach Hitchcock bzw. Bohm und Flaxa wird die elastische Deformation der Walzen berechnet [7, 20]. Die Implementierung erfolgte im Computeralgebrasystem MATHEMATICA®. Die Lösung erfolgt numerisch als gewöhnliches Differentialgleichungssystem 1. Ordnung für Spannungsverteilung, Temperaturverlauf, Schichtdickenverteilung und Mikrostruktur, Abbildung 7.3.

Für eine Umformstufe wird die Berechnung nach folgendem Schema durchgeführt: Nach Bestimmung der Schichtdicken- und Temperaturverteilung mittels Vereinfachungen in der Geschwindigkeitsabhängigkeit von Reibung und Umformgeschwindigkeit, erfolgt die Bestimmung des Spannungszustandes und der neutralen Linie x_N . Daraus wird ein aktuelles Geschwindigkeitsfeld ermittelt und in der nächsten Iteration verwendet. Die Iteration wird wiederholt, bis keine merkliche Änderung der Fließscheidenlage mehr stattfindet. Im Anschluss erfolgt die Berechnung des Mikrostrukturverlaufs sowie des Entfestigungs- und Eigenspannungszustandes.

Infolge des unterschiedlichen Skalenverhaltens der beteiligten Differentialgleichungen zeigt das System ein steifes Lösungsverhalten. Aus numerischer Sicht wurde deshalb zunächst mit einem Runge-Kutta-Verfahren 4. Ordnung gearbeitet.

Um dem steifen Verhalten weiter entgegen zu wirken, wurde das Gleichungssystem in dimensionsloser Form implementiert. Durch den Übergang auf gleiche Skalenbereiche in der Größenordnung um Eins konnte die Anzahl der benötigten Stützstellen weiter reduziert werden.

Alle benötigten charakteristischen Größen sind in Abbildung 7.2 gegeben. Das Modell geht von einer geometrischen Asymmetrie aus. Insbesondere wurden bei der Modellerstellung unterschiedliche Walzenradien R_1 und R_2 angenommen. Der Neigungswinkel der eintreffenden Bänder ist mit α_i gegeben.

Für die dimensionsanalytischen Betrachtungen wurden folgende charakteristische Größen verwendet:

Alle Längenskalen in x -Richtung werden in Bezug zur gedrückten Länge $L_d = \sqrt{R_1(h_{gE} - h_{gA}) - (h_{gE} - h_{gA})^2/4}$ und alle Längsskalen in y -Richtung zur Gesamthöhe am Walzspaltaustritt h_{gA} gesetzt. Größen, die eine Spannung repräsentieren werden in Relation zur niedrigsten Fließspannung der Schichten im Walzspalteintritt k_{f0} gesetzt.

Temperaturen werden als Differenzen in Bezug zur maximalen Temperaturdifferenz betrachtet.

Nach Einsetzen der charakteristischen Größen in die Grundgleichungen und Randbedingungen ergeben sich für das mechanische Problem folgende dimensionslose Pi-Größen:

$$\begin{aligned}
 A &= \frac{L_d^{2*}}{2h_{gA}^* R_1^*} \approx \frac{\varepsilon_g}{2(1 - \varepsilon_g)}, \\
 B &= \frac{R_1^*}{R_2^*}, C = \frac{L_d^*}{h_{gA}^*}, D = \frac{h_{gA}^*}{b_0}, \\
 K_i &= \frac{\sigma_{Fi}^* (\varphi_{Vi}(x), \dot{\varphi}_{Vi}(x), T_i^*(x))}{\text{Min}[\sigma_{Fi0}^* (\Delta\varphi_{Vivor}, \dot{\varphi}_{Vi0}, T_{i0}^*)]}, m_1, \dots, m_{N+1}, \\
 &\frac{\sigma_{Ri}^*}{\text{Min}[\sigma_{Fi0}^* (\cdot)]}, \frac{\sigma_V^*}{\text{Min}[\sigma_{Fi0}^* (\Delta\varphi_{Vivor}, \dot{\varphi}_{Vi0}, T_{i0}^*)]}
 \end{aligned} \tag{7.1}$$

Die Bedeutung der Pi-Größen in (1) lassen sich durch den Bezug zur klassischen Walztheorie angeben. Der Parameter A repräsentiert eine reine Funktion der Gesamtformänderung, C entspricht dem Walzspaltverhältnis entsprechend der Schichtenanzahl treten zusätzlich N dimensionslose Fließspannungsfaktoren K_i auf. Das Verhältnis D ist verantwortlich für das Breitenverhalten und die Kantenform. Mit den Reibungskoeffizienten m_i für die Mikroreibung wird über das Reibungsgesetz von Bay und Wanheim [21] die Druckabhängigkeit berücksichtigt. In den Grenzschichten, die innerhalb des Verbundes liegen, wird $m_1 = 1$ gesetzt.

Die verwendeten mechanischen Grundgleichungen werden in Anlehnung an die Modelle von Tzou et al. [22] für festes Schichtdickenverhältnis und Bay [5] für zwei Schichten mit variablem Schichtenverhältnis gelöst.

Das lokale Schichtdickenverhältnis wird hierbei jedoch aus dem Gleichungssystem (4), (5) nach Tabelle 7.1 berechnet. Für jede Grenzschicht muss anhand der

mittleren Umformfestigkeit der Schichten ober und unterhalb der Grenze an der momentanen Position der Schichtdickengradient ermittelt und in das genannte Differentialgleichungssystem eingefügt werden. Das Problem für N Schichten wird somit auf ein äquivalentes Zweischichtensystem zurückgeführt. Eine ausführliche Darstellung erfolgt in [23]. In Bereichen mit Teilplastifizierung sind die starren Schichten entsprechend zu berücksichtigen. In der Ein- bzw. Austrittszone müssen geeignete Spannungsrandbedingungen berechnet werden. Die Gleichungen hierfür folgen aus der Tatsache, dass die Summe aller Eigenspannungen in genügend großem Abstand außerhalb der Umformzone Null ergeben muss. Für die einzelnen Schichten kann der Bindungspunkt x_{bi} für den Übergang starr-plastisch durch die Eigenspannung der Schicht entsprechend den kinematischen Erfordernissen verschoben werden. Hierdurch wird gesichert, dass der Übergang zur Starrkörperbewegung außerhalb des Walzspaltes gesichert ist [23]. Für das Walzen von Verbunden wird mit $x_{bi} = -1$ gestartet. Im Laufe der Iteration stellt sich die jeweilige Ein- und Austrittskontur ein.

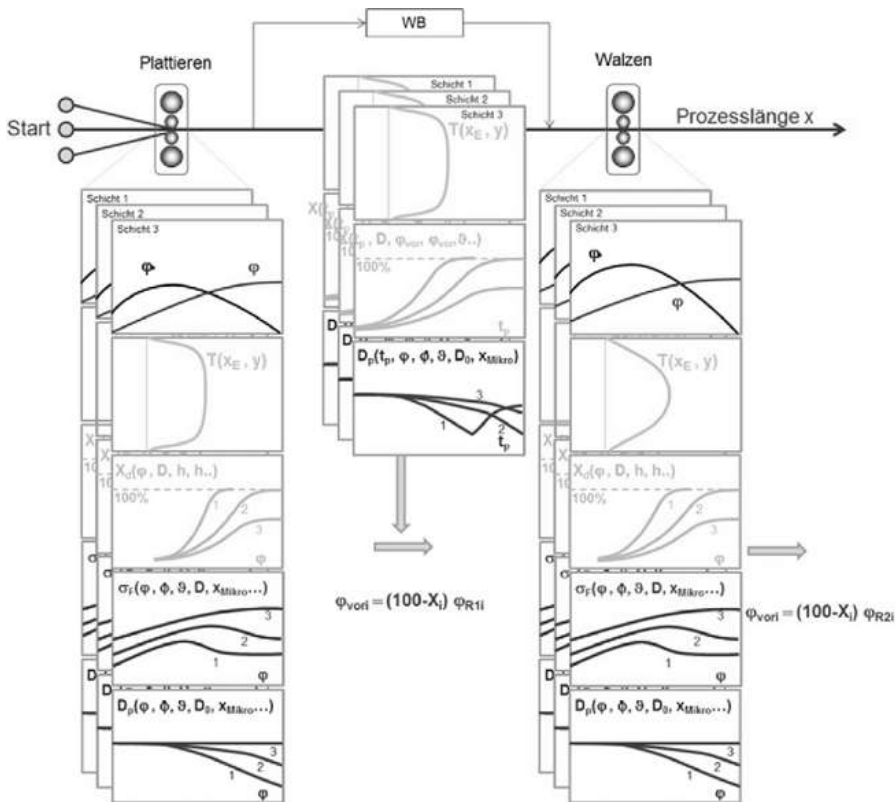


Abbildung 7.4 Kopplung zwischen Mikrostrukturmodellen und Stoffflussmodell für Warmplattierungen bzw. Kaltplattierungen mit Wärmebehandlung (WB)

Für eine ausreichende Approximationsgüte wurde mit 11 Schichten gerechnet. Die Schichtenanzahl richtet sich nach den Gradienten über die Dicke. Eine ungleiche Dickenverteilung, die an die Gradienten angepasst ist gestattet auch hier mit einer niedrigen Anzahl auszukommen.

Tabelle 7.1 Liste der verwendeten Gleichungen

Plastische Schicht:

$$h_i(x) \frac{dq_i(x)}{dx} - \frac{k_{fi}(x)}{k_{fs}} \frac{dh_i(x)}{dx} \pm C(1 + \tan \alpha_i^2(x)) \tau_{Ri} \pm C(1 + \tan \alpha_{i+1}^2(x)) \tau_{Ri+1} \quad (7.2)$$

Elastische Schicht:

$$h_i(x) \frac{dq_i(x)}{dx} \pm C(1 + \tan \alpha_i^2(x)) \tau_{Ri} \pm C(1 + \tan \alpha_{i+1}^2(x)) \tau_{Ri+1} = 0 \quad (7.3)$$

Walzspaltgeometrie:

$$h(x) = 1 + \frac{R_1^*}{h_{gA}^*} \left(1 - \sqrt{1 - (xL_d^*/R_1^*)^2} \right) + \frac{R_2^*}{h_{gA}^*} \left(1 - \sqrt{1 - (xL_d^*/R_2^*)^2} \right) \quad (7.4)$$

Schichtdickenverhältnis für die Schicht "j":

$$\beta_j(x) = h_{pl\,new}(x)/h_{pl\,j-1}(x) = F(k_{Fi}(x), k_{Fei}(x), m_i, h_i(x))$$

$$\frac{dh_{ix}^k}{dx} = \left\{ \frac{h_{ix}^k}{h_{hx}^k} \left(\frac{\mu_o \sigma_{Feh}^k}{\mu_s \sigma_{Fes}^k} \sqrt{\frac{h_{sx}^k}{h_{hx}^k}} \right)^{(1-\epsilon_i^k)(1-\epsilon_h^k)} \right\} \cdot \frac{dh_{ix}^k}{dx} \quad (7.5)$$

$$\frac{dh_{gesx}^k}{dx} = \sum_i \frac{dh_{ix}^k}{dx}$$

Reibungsgesetz:

$$\tau_{Ri}^* = \begin{cases} \frac{2 m_i}{\pi \sqrt{3}} \operatorname{Min}[\sigma_{Fi-1}^*, \sigma_{Fi}^*] \arctan \left[\frac{\Delta v^*}{\Delta v_{rel}^*} \right] & \Leftrightarrow p_{ni}^* = \frac{\lambda_L \sigma_{Fi}^* - q_i^*}{1 \pm \mu_i \tan \alpha_i} > p_{ni}^{krit*} \\ \mu \frac{\lambda_L \sigma_{Fi}^* - q_i^*}{1 \pm \mu_i \tan \alpha_i} \frac{2}{\pi} \arctan \left[\frac{\Delta v^*}{\Delta v_{rel}^*} \right] & \Leftrightarrow p_{ni}^* \leq p_{ni}^{krit*} \end{cases} \quad (7.6)$$

Fließbedingung: $p + q_i = \lambda_i K_i$ (7.7)

Mittlere Fließspannung eines Bimetallverbundes:

$$k_{Fe}(j) = \beta(j) k_F(j-1) + (1 - \beta(j)) K(j) \quad (7.8)$$

Fließspannung der Einzelschichten [15, 16]:

$$k_F = A e^{m_1 \cdot g} \cdot g^{m_2} \cdot \varphi^{m_2} \cdot e^{(m_4/\varphi + m_7 \cdot \varphi)} \cdot (1 + \varphi)^{m_5 \cdot g} \cdot \dot{\varphi}^{(m_3 + m_8 \cdot g)} \quad (7.9)$$

Vergleichsumformgrad der Schicht i:

$$\varphi_i = \lambda_L \ln[h_i/h_{iE}] + \Delta \varphi_{verEi} + \Delta \varphi_{veri} \quad (7.10)$$

Vergleichsumformgeschwindigkeit der Schicht i:

$$\dot{\varphi}_{Vi} = v_w \varphi_{Vi} / L_d' \quad (7.11)$$

Gesamtformänderung:

$$\varepsilon_g = 1 - h_{gA}/h_{gE} \quad (7.12)$$

Temperaturentwicklung in den äußeren Schichten:

$$c \rho h_0 v_0 \frac{dT_1}{dx} = k_{F,1}(x) \dot{\varphi}_1 h_1(x) - \alpha_{W,1} (T_1 - T_{\infty,1}) + \frac{b_1}{b_1 + b_{W,1}} |\tau_{R,1}| |v_1 - v_W| + 2\lambda \frac{T_1 - T_2}{h_1 + h_2} \quad (7.13)$$

$$c \rho h_0 v_0 \frac{dT_N}{dx} = k_{F,N}(x) \dot{\varphi}_N h_N(x) - \alpha_{W,N} (T_N - T_{\infty,N}) + \frac{b_N}{b_N + b_{W,N}} |\tau_{R,N}| |v_N - v_W| + 2\lambda \frac{T_{N-1} - T_N}{h_{N-1} + h_N} \quad (7.14)$$

Innere Schichten (i = 2, 3, ..N-1):

$$c \rho h_0 v_0 \frac{dT_i}{dx} = k_{F,i}(x) \dot{\varphi}_i h_i(x) + 2\lambda \left(\frac{T_{i-1} - T_i}{h_{i-1} + h_i} + \frac{T_{i+1} - T_i}{h_{i+1} + h_i} \right) \quad (7.15)$$

Haftfestigkeitsmodell: erweitertes Modell nach Bay und Zhang [10] unter Berücksichtigung der Oberflächenfeingestalt in der Bindungszone und der Adhäsionsarbeit [24, 25].

7.3 Parameterstudien

Nachfolgend sollen die Ergebnisse einer Parameterstudie für das Walzplattieren für Bimetalverbunde angegeben werden.

Als Ausgangspunkt für die Parameterstudie wurde ein fiktiver Plattierfall entsprechend der Daten in Tabelle 7.2 gewählt. Er entspricht in etwa dem zweiten. Beispiel der Al 99.5 – SF-Cu-Plattierung aus Tabelle 7.3. Zur Vereinfachung der Interpretation wurde zunächst mit mittleren Fließkurvenwerten gerechnet und in den anschließend Variationen die Verfestigung hinzugenommen.

Die Verteilung der auf die mittlere Fließspannung des weicheren Aufagewerkstoffes bezogenen Normalspannung im Walzspalt ist aus Tabelle 7.3 ersichtlich. Die Druckverteilung zeigt im Verlauf zwei Unstetigkeitsstellen, bei Übergang von Zone I mit Teilplastifizierung nur der weicheren Plattierschicht zu Zone II mit vollständiger Plastifizierung (Rückstaugebiet) und zwischen Zone II und Zone III (Gebiet der Voreilung). Die erste Unstetigkeitsstelle kennzeichnet den Punkt, wo der festere Werkstoff zu fließen beginnt. Der zweite Punkt im Maximum der Normalspannungsverteilung ist die Fließscheide x_n .

Weiterhin ist die Normaldruckverteilung bei zugfreiem Austritt ($\sigma_V^* = 0$) für das Walzen eines Werkstoffs gleich der Fließspannung (Fließbedingung). Bei Plattierungen entspricht sie der Fließspannung nach der linearen Mischungsregel (8) für k_{Fe}^* und folglich vom Schichtdickenverhältnis abhängig.

Die Verteilung der Formänderungen der einzelnen Schichten im Walzspalt ist in ebenfalls in Tabelle 7.3 dargestellt. Beachtet man, dass nach den Ergebnissen in Tabelle 7.3 die Gesamthöhenformänderung 38,7 % beträgt, so werden die Abweichungen der Formänderungen für die einzelnen Schichten (Al-Auflage 63 % und Cu-Grundwerkstoff 27 %) deutlich. Die Umformung verteilt sich entsprechend dem Schichtdicken- und Festigkeitsverhältnis und damit dem

Beginn der plastischen Umformung des Grundwerkstoffes x_b . Weiterhin ist der Beginn der plastischen Umformung im Grundwerkstoff deutlich erkennbar.

Für die Berechnung der Haftfestigkeit wird vereinfachend angenommen, dass die Oberflächenbelegungen mit Beginn der Umformung aufreißen ($Y' = 0$). Die Auswertung experimenteller Untersuchungen zur Haftfestigkeit ergaben ($Y_{Al} = 0.35$ und $Y_{Cu} = 0.45$). Die Abweichungen führen zu einer Verschiebung der Relationen zu anderen Absolutwerten. Die nachfolgend aufgelisteten Grundaussagen bleiben jedoch erhalten.

In der Parameterstudie wurden folgende Varianten realisiert:

- **Formänderungseinfluss/Einfluss der Krümmung der Walzbahn:**
 - ΔA über Δb_{1E} (klassische Stichplanänderung)
 - ΔA über Δb_{1E} mit $C = \text{konst}$ (Untersuchung des reinen Formänderungseinflusses)
- **Walzspaltverhältnis:**
 - ΔC über ΔR
- **Verhältnis der Umformfestigkeiten:**
 - ΔK über Δk_{f1} mit Vorumformgrad
 - ΔK über Δk_{f2} mit Vorumformgrad
 - ΔK über Δk_{f1} mit Ausgangstemperaturen
 - ΔK über Δk_{f2} mit Ausgangstemperaturen
- **Reibungseinfluss:**
 - $\Delta m_1, m_2, m_3$

Hierbei wurde jeweils nur ein Prozessparameter pro Variante verändert.

7.3.1 Allgemeine Zusammenhänge

Der Bindungspunkt x_b und die Fließscheide x_n sind charakteristische Punkte der Spannungsverteilung. Deren Lage zueinander bestimmt die Fläche unter dem Verlauf der Normaldruckspannung, was der Walzkraft entspricht. Weiterhin bestimmt die Lage von beiden Punkten im Walzspalt die Position des Flächenschwerpunktes der Normaldruckverteilung, was dem Hebelarm für das Walzmoment entspricht. Divergieren diese Punkte bei Parametervariation, so ist entscheidend, welcher der charakteristischen Punkte seine Position stärker ändert. Ist dies der Bindungspunkt x_b so verschiebt sich der Flächenschwerpunkt der Normaldruckverteilung zum Walzspalteintritt hin womit der Hebelarm und somit das Walzmoment zunehmen. Im umgekehrten Fall nimmt der Hebelarm ab. Da die Lage der Fließscheide für die betrachteten Geometrieverhältnisse zugleich dem Druckmaximum entspricht ergibt die Position von x_n in Verbindung mit der Formänderung eine Abhängigkeit der Lage des Haftfestigkeitsmaximums im Walzspalt. Dadurch ist eine Einschätzung der weiteren

Entwicklung der Haftfestigkeit bis zum Walzspaltaustritt und die Ableitung geeigneter Maßnahmen zur Verbesserung der Haftung möglich. Da nach erfolgtem Haftungsaufbau Relativbewegungen zwischen den Schichten zur Minderung der Haftfestigkeit führen, sollte die Fließscheide möglichst nah am Walzspaltaustritt liegen.

Der Bindungspunkt x_b ist an das Schichtdickenverhältnis β gekoppelt. Mit zunehmender Verschiebung der Lage von x_b in Richtung Walzspaltaustritt nimmt das Schichtdickenverhältnis ab, da sich bis zu diesem Punkt die Dicke der festeren Schicht nicht ändert, der Walzspalt in seiner Höhe aber abnimmt.

Die Formänderung und das Walzspaltverhältnis sind bei konstantem Walzendurchmesser und Ausgangsdicke ebenso miteinander gekoppelt. Hierbei gilt der Zusammenhang:

$$\frac{L_d}{H_m} = 2 \sqrt{\frac{R}{h}} \cdot \frac{\sqrt{\varepsilon(1-\varepsilon)}}{(2-\varepsilon)} \quad (7.16)$$

Aus diesem Grunde sind zwei Varianten der Formänderung untersucht worden, erstens bei konstantem Walzendurchmesser und zweitens bei konstantem Walzspaltverhältnis. Beide Varianten zeigen unterschiedliche Abhängigkeiten.

Im Vergleich von theoretischer Lösung und Experiment im nachfolgenden Kapitel wurde festgestellt, dass die Walzkräfte gut übereinstimmen, während die Momente teilweise vom theoretischen Modell zu groß vorhergesagt wurden. Hieraus folgt direkt, dass der Hebelarmbeiwert ebenfalls tendenziell zu hoch vorhergesagt werden muss. Dessen allgemeine Abhängigkeit bleibt hingegen bestehen.

In der analytischen Lösung nach [22] und [7] tritt die bezogene Eintrittsdicke des festeren Grundwerkstoffes h_{2E} auf. Da der Grundwerkstoff in Zone 1 nicht umgeformt wird, wirkt er wie eine virtuelle lokale Vergrößerung des unteren Walzendurchmessers R_2 . Für Verhältnis von tatsächlicher Enddicke h_{gA} zu Eintrittsdicke h_{2E} kleiner Eins könnte, geometrisch bedingt, in Zone 1 eine Versperrung des Walzspaltes durch den Grundwerkstoff auftreten. Durch einen starken Druckanstieg im Auflagewerkstoff und der Zugspannungen im Grundwerkstoff wird bereits vorher eine plastische Umformung bewirkt. Der Grundwerkstoff beginnt damit früher plastisch zu fließen als bei gering oder nicht versperrem Walzspalt und gibt den Walzspalt für den Auflagewerkstoff frei. Das Versperren äußert sich mathematisch als singuläre Stelle in der Differentialgleichung für den Auflagewerkstoff. Durch numerische Integration von der Eintrittsseite her bis zum Bindungspunkt wird eine aufwendige Untersuchung der Singularität umgangen. In der praktischen Anwendung bedeutet dies, dass bei Eingangsdicken des festeren Grundwerkstoffes größer als der Walzspalt Probleme in der Gleichmäßigkeit der Auflageschicht (Rutschen, schuppenförmige Wellen) oder sogar Risse in der Auflage auftreten können.

Aus den Variationen sind folgende Abhängigkeiten zu erkennen:

Einfluss der Umformung

Der Anstieg der Haftfestigkeit mit steigendem Umformgrad ist bekannt aus zahlreichen Veröffentlichungen über Plattierprozesse. Dies gilt ebenso für den Verlauf der Kurve. Der Anstieg der Haftfestigkeit ist mit einer Verringerung der Auflagedicke verbunden. Dieser Effekt resultiert aus dem als konstant angenommenen Fließspannungsverhältnis. Durch zunehmende Verfestigung in der weicheren Auflage kann sich das Verhältnis der Fließspannungen ändern (K sinkt) und die Schichtdicke des Auflagewerkstoffes nimmt mit zunehmendem Gesamtumformgrad weniger stark ab (horizontale Linie in Abbildung 7.6 ist das Verhältnis der Ausgangsdicken). Da die Haftfestigkeit bei dem gewählten Parametersatz stärker vom Umformgrad als vom Verhältnis der Fließspannungen abhängt, wirkt sich diese wechselseitige Beeinflussung in der Haftfestigkeit nur wenig aus.

Einfluss des Walzspaltverhältnisses

Der Einfluss der Walzgeometrie (R/h_{gA} und b_{Al}/b_{Cu}) auf die Druckverteilung im Walzspalt ist signifikant. Kleinere Verhältnisse R/h_{gA} verschieben das Druckmaximum in Richtung Walzguteintritt (Rückstauzone).

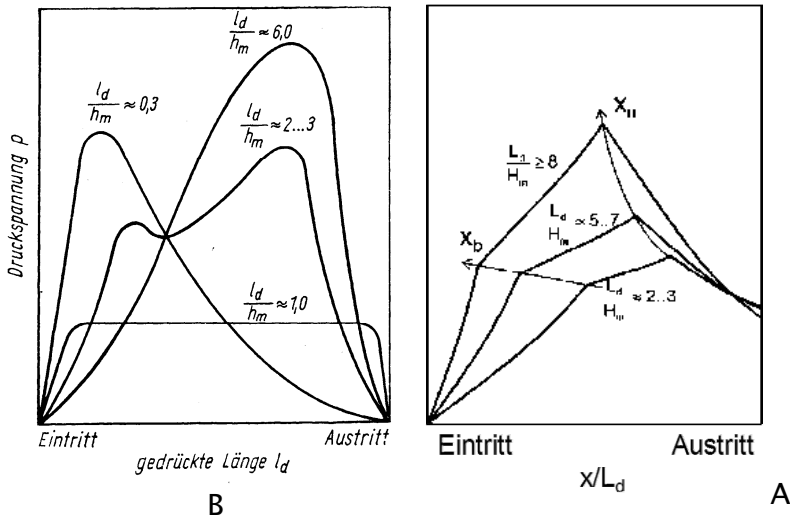


Abbildung 7.5 Änderung der Druckverteilung im Walzspalt
A für einen Werkstoff und B für eine asymmetrische Bimetall-Plattierung

Einfluss des Fließspannungsverhältnisses (Paarung, Vorumformgrad)

Der Einfluss der Fließspannungsverhältnisse ist ebenfalls signifikant für die Druckverteilung und das örtliche Schichtdickenverhältnis b_{Al}/b_{Cu} . Wird zuneh-

mend festeres Grundmaterial eingesetzt, so verschiebt sich das Druckmaximum in Richtung Walzspalteintritt und die Enddicke der Auflage verringert sich. Der Ort, an dem auch das härtere Material zu fließen beginnt, wandert dabei in Richtung Fließscheide.

Sonderfall gleiche Werkstoffe ($K = 1$)

Der Sonderfall gleicher Werkstoffe ist im Modell enthalten. Für $K = 1$ liegt x_b bei -1 und die Druckverteilung entspricht jener für einen einschichtigen Werkstoff. Hierbei wird der Verlauf der Grenzschicht im Walzspalt durch deren vertikale Position bei Eintritt in die Umformzone bestimmt. Die Variation ist reibungsabhängig und fällt geringer aus als für unterschiedliche Werkstoffe. Unterschiede ergeben sich durch die Eckenkorrektur und bei unterschiedlichen Einlaufwinkeln, da hierdurch u. a. der Vorumformgrad verändert wird. Vollständige Übereinstimmung mit dem Walzen eines einzelnen Werkstoffes besteht immer für sogenannte 50/50 Plattierungen mit gleicher Ausgangsdicke und Einlaufwinkel. Das Schichtdickenverhältnis am Austritt entspricht dann dem am Eintritt.

Hieraus ergibt sich die Methode des Schichtenmodells für das Walzen von Verbunden. Neben der Möglichkeit, das gleichzeitige plastische Fließen durch gleiche Umformwiderstände zu erreichen, besteht auch die Möglichkeit dies durch Zug-Druck-Spannungskombinationen zu gewährleisten. Dies führt auf die Bestimmungsgleichung für die Eigenspannungen im Schichtenmodell.

Einfluss der Reibung

Die Reibung zwischen den Plattierpartnern in Zone I beeinflusst den Beginn des plastischen Fließens des festeren Werkstoffes. Eine Verringerung der Reibung bewirkt die Verschiebung des Punktes x_b hin zur Fließscheide. Hierdurch wird ebenfalls die Haftfestigkeit verringert, da sich das Maximum des haftungsbestimmenden Produktes aus Formänderung und Normalendruck für den festeren Werkstoff zu kleineren Werten verschiebt.

Eine Verringerung der Reibung an der Walze auf Seiten des festeren Werkstoffes bewirkt eine Schichtdickenzunahme. Ursache ist ein Anstieg der Längsspannung q im festeren Werkstoff bei sinkender Reibung m_3 , da zunehmend die Reibungskräfte in der Bindungszone die Gegenkräfte zur Längskraft bilden. Ihren Ausdruck findet dies in der Abhängigkeit der Längsspannung von der Differenz der Reibungsspannungen $\tau_3 - \tau_2$. Ein Anstieg der Längsspannung beeinflusst über die Fließbedingung die Verschiebung der Lage des Bindungspunktes x_b in Richtung Eintritt.

Eine Veränderung der tribologischen Bedingungen wirken sich im gewählten Beispiel ähnlich stark wie die Veränderungen der Fließspannung aus. Die Stichabnahme dominiert jedoch die erzielbare Haftfestigkeit.

Das Verhältnis von Dicke des Aufagewerkstoffes zur Gesamtdicke β ergibt andere Abhängigkeiten. Hier beeinflussen die Reibungsverhältnisse in der Bindungszone zwischen Walzen und festerem Werkstoff die Schichtdicken im selben Maße wie eine Veränderung der Stichabnahme. Daraus zeigt sich schon die Bedeutung der tribologischen Bedingungen für einen stabilen Walzplattierprozess. Aus Abbildung 7.7 ist zu erkennen, wie eine Veränderung der Reibungsverhältnisse durch das Beschriften einer Probe auf der Seite des festeren Werkstoffes zu einer deutlichen Änderung der lokalen Schichtdicke führt. Aufgrund der geringen Rautiefe ($5\text{--}10\text{ }\mu\text{m}$) gelangt man auf der ansonsten trocken gewalzten Probe teilweise in den Bereich der Mischreibung, was lokal eine starke Änderung der Reibung zur Folge hat. Die starke Veränderung der Schichtdicken mit der Reibung ist auch in Abbildung 7.6 der theoretischen Untersuchungen zu erkennen.

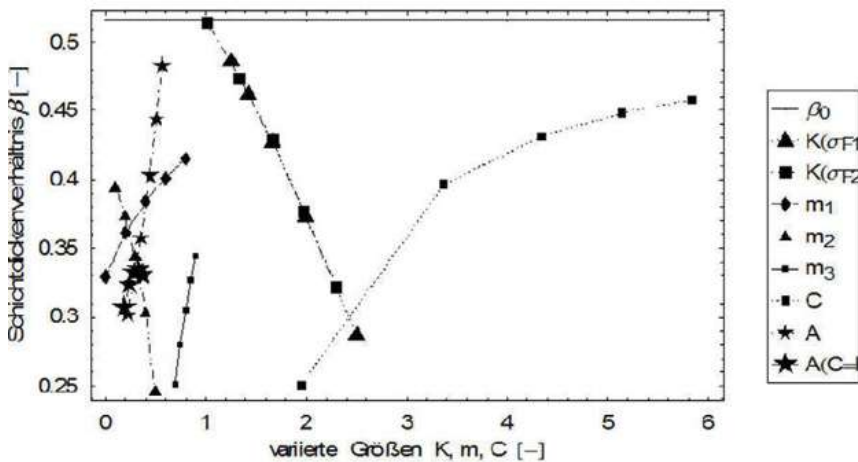


Abbildung 7.6 Veränderung des Schichtdickenverhältnisses $h_1(x_b)/h(x_b)$ von den variierten Parametern (hier: m_1 : Reibung Oberwalze – weiche Schicht; m_3 : Reibung in der Bindungszone und m_2 : Reibung feste Schicht – Unterwalze)

Die Walzgeschwindigkeit beeinflusst die Druckverteilung insbesondere über die Abhängigkeit der Fließspannungen von der Umformgeschwindigkeit und somit vom Verhältnis der Fließspannungen. Weitere generelle Aussagen sind hier nur eingeschränkt möglich, da die Beeinflussung vom jeweiligen Verfestigungsverhalten der Plattierwerkstoffe und deren Verhältnis zueinander abhängen. Hierzu sind entsprechende Studien für die benötigten Materialkombinationen notwendig.

Der größte Einfluss auf die Haftung ist im Umformgrad selbst und der Reibung in der Bindungszone zu sehen. Diese Ergebnisse decken sich mit den in der Literatur geschilderten praktischen Erfahrungen im Plattierbetrieb.

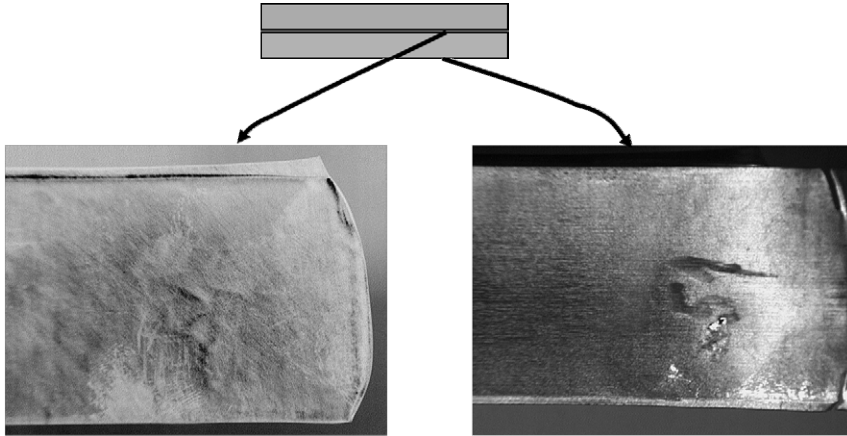


Abbildung 7.7 Dickenprofil in der Bindungszone einer CuNi25/Cu-Plattierung nach dem Walzstich (links/ Cu) in Form einer Zahl, die auf der Seite des festeren Werkstoffes (rechts/CuNi25) vor dem Plattierstich aufgetragen wurde (Einfluss von m_3)

7.3.2 Fazit

Aus der Sicht einer Haftfestigkeitsoptimierung ist folgende technologische Veränderung des Grundprozesses sinnvoll:

Durch Steigerung des Umformgrades sowie der Reibung in der Bindungszone wird die Haftfestigkeit deutlich erhöht. Dabei wächst auch das Schichtdickenverhältnis und somit die Dicke der weichen Auflageschicht. Um dies wieder auszugleichen wird mit erhöhtem Festigkeitsverhältnis, z. B. durch Vorverfestigung des festeren Grundwerkstoffes, plattiert. Hierdurch wird die Haftfestigkeit nur gering verändert während die Schichtdicken in das gewünschte Verhältnis gebracht werden, siehe Abbildung 7.6.

Durch die Sensitivität gegenüber der Reibung in der Bindungszone ist ein gleichmäßiges Rauheitsbild für eine gleichmäßige Schichtdicke und Haftung unerlässlich.

Bei Anhebung der Plattiergeschwindigkeit ist zu beachten, dass sich hierdurch das Festigkeitsverhältnis K ändert. Dies führt zu Abweichungen in den Schichtdicken und der Haftfestigkeit. Durch geeignete Bandzüge (Rückzug) kann dies ausgeglichen werden.

Bei Plattierungen mit hohem Mindestumformgrad ist häufig zu beobachten, dass erst bei Erreichen einer Mindesttemperatur im stationären Bandwalzprozess die Haftung zwischen den Plattierpartnern einsetzt. Hier spielt die Temperaturabhängigkeit der Fließspannung und der Reibung eine entscheidende Rolle. Da für die Werkstoffe ein unterschiedlicher Abfall der Fließspannung mit der Temperatur erfolgt, ändert sich auch hier das Fließspannungsverhältnis und damit trotz gleichbleibender Ausgangszustände die Plattierbedingungen.

7.4 Vergleichsrechnung für das Walzplattieren anhand der Plattierung Al/Cu

Anhand der Plattierung von Aluminium auf Kupfer wurden Vergleiche der erzielbaren Haftfestigkeiten durchgeführt. Eigene Versuche sollten die Reproduzierbarkeit der Ergebnisse der älteren Veröffentlichungen überprüfen. Aus der Tabelle 7.2 sind die Plattierparameter der einzelnen Autoren zu entnehmen.

In der nachfolgenden Berechnungen soll entsprechend den experimentellen Vorgaben mit gleichen Walzendurchmessern für Ober- und Unterwalze gearbeitet werden ($B = 1$). Dabei wird auch eine Überprüfung zur Abhängigkeit von den Plattierbedingungen für Versuche unterschiedlicher Autorengruppen angestellt (hier mit ähnlichen Walzendurchmessern). Die Daten der zugehörigen Experimente sind in Tabelle 7.2 zusammengefasst. Die Untersuchungen ergaben übereinstimmende Haftfestigkeiten in Abhängigkeit von der Gesamtformänderung im Plattierstich (Abbildung 7.10) bei unterschiedlichem Haftungsbeginn.

Im Ergebnis des Vergleichs von Streifenmodell, FEM und Experiment zeigte sich eine gute Übereinstimmung von Schichtdicke (Abbildung 7.8), Walzkraft (Abbildung 7.9), Walzmoment (Abbildung 7.10) und Haftbedingung (Abbildung 7.11). Damit können auch die daraus ableitbaren Parameter für eine Studie zur Optimierung des Plattierprozesses herangezogen werden.

Ausgehend von dem Freiburger Haftfestigkeitsmodell sind für eine hohe Haftfestigkeit große Dehnung der Grenzflächen im Kontaktbereich der Plattierpartner in Verbindung mit einem hohen Normaldruck zwischen den Materialien erforderlich.

Weiterhin leitet sich aus dem Modell unmittelbar der signifikante Einfluss der Oberflächenzustände der Plattierpartner (Rauheit, Oberflächenbelegung, Relativgeschwindigkeit) auf den Beginn der Haftung ab.

Vergleiche von experimentellen Untersuchungen (Kaltwalzplattieren) mit unterschiedlichen Walzgerüsten und Plattiergeometrien (Tabelle 7.2 und Abbildung 7.10) zeigen, dass der Beginn der Haftung (Mindestformänderung und Bereich geringer Haftung) stärker von den individuellen Gegebenheiten der einzelnen Autoren abhängt als die Haftfestigkeit für große Formänderungen. Dies wird dadurch unterstrichen, dass sich die für die jeweiligen Versuchsbedingungen errechneten Druckverteilungen nur gering unterscheiden. Der Oberflächenzustand und eine verstärkte Relativbewegung zwischen den Plattierpartnern durch größere Schichtdickenunterschiede bei den eigenen Versuchen sind für den früheren Beginn der Haftung gegenüber den Arbeiten von Zhang [10] und McEwan u. a. [26] verantwortlich. Zunehmende Unterschieden zwischen den Schichtdickenverhältnissen β von Ausgangs- und Endzustand werden durch eine größere Umformung der weicheren Schicht hervorgerufen.

Damit verbunden sind größere Relativbewegungen zwischen den Schichten im Eintrittsbereich.

Tabelle 7.2 Walzparameter für das Kaltplattieren von Al – Cu bei unterschiedlichen Autoren

Autoren	[26], [30], [31], [32]	[10]	Eigene Versuche
Walzgerüst	Duo max. 2000 kN Ohne Vor- und Rückwärtszug	Duo max. 500 kN Ohne Vor- und Rückwärtszug	Duo max. 700 kN Ohne Vor- und Rückwärtszug
Walzendurchmesser	457,2 mm und 254 mm	132 mm	235 mm
Walztemperaturen	RT	RT	RT
Walzenzustand	Trocken, entfettet, mit Magnesia Pulver bestäubt	Trocken	Trocken
Ausgangsgeometrie im verwendeten Beispiel	101,6×101,6×12,7 mm H/B = 0,125 H/L = 0,125 R/H = 36...20 Geometrie in [Emi62] z. T. unsicher	170×25×6 mm H/B = 0,24 H/L = 0,035 R/H = 22 50–50 Plattierung	150×40×9,3 mm H/B = 0,233 H/L = 0,062 R/H = 25,3 50–50 Plattierung
Formänderung je Stich	30–80 %	20–70 %	20–60 %
Oberflächenvorbehandlung im verwendeten Beispiel	Reinigung in Trichlorethylen – Dampf ; Bürsten nach 2 min Walzen	Reinigen –Bürsten mittelharte Bürste Bürstkraft = 20 N	Reinigen –Bürsten harte Bürste Bürstkraft = 2–3 N
Walzgeschwindigkeit	1,016 m/s	0,18 m/s	0,49 m/s
Materialien im verwendeten Beispiel	Al (99,5) – Cu	Al (99,5) Cu teilverfestigt	Al (99,0) Cu – SE teilverfestigt

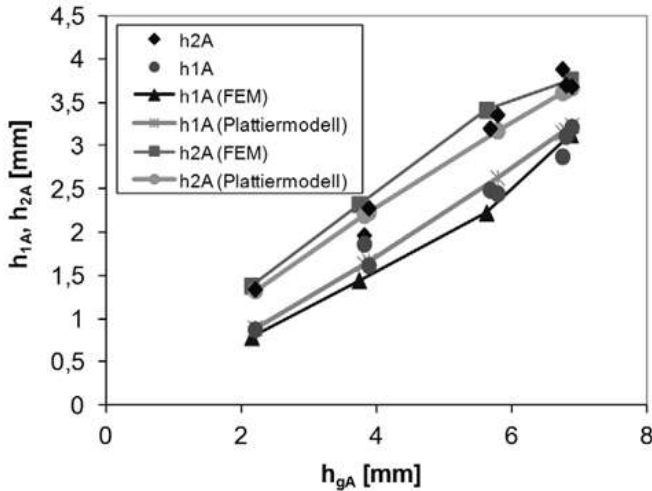


Abbildung 7.8 Vergleich von gemessenen und berechneten Schichtdicken für den Verbund Al/Cu in Abhängigkeit von der erzielten Enddicke des Verbundes

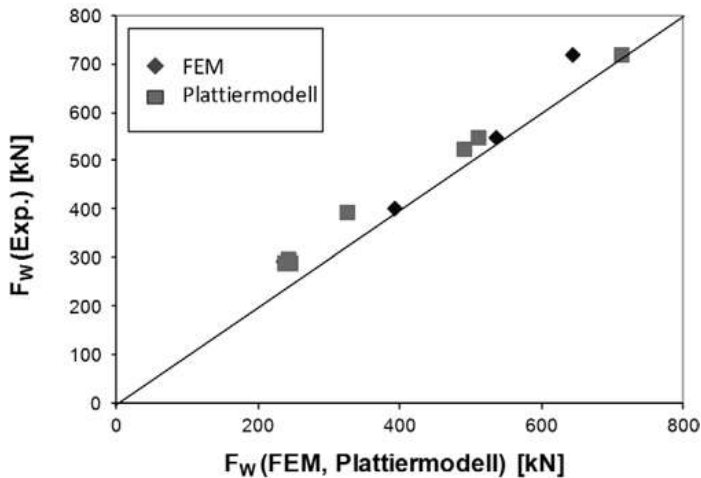


Abbildung 7.9 Vergleich von gemessenen und berechneten Walzkräften für den Verbund Al/Cu

In der praktischen Anwendung werden Haftfestigkeitsverbesserungen einerseits durch Veränderung der Oberflächenvorbehandlung, insbesondere der Rauheit in der Bindungszone, oder andererseits durch Veränderung der Prozessbedingungen selbst erzielt. Hierbei werden meist Festigkeitsverhältnis (Einsatz vorverfestigten Materials), Bandzüge, Walzgeschwindigkeit und Stichabnahme variiert. In den experimentellen Studien nach Tabelle 7.2 wurde nur der Gesamtumformgrad verändert. Die Auswirkungen auf den Verlauf ausgewählter Prozessgrößen im Walzspalt ist aus Tabelle 7.3 für die untersuchte Al/Cu Plattierung angegeben.

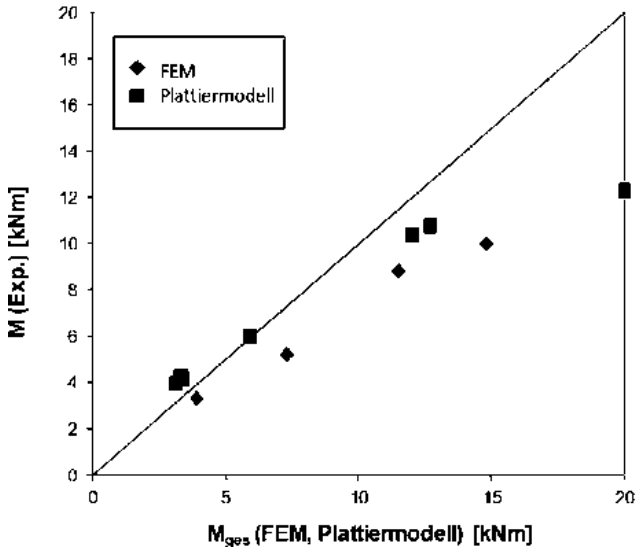


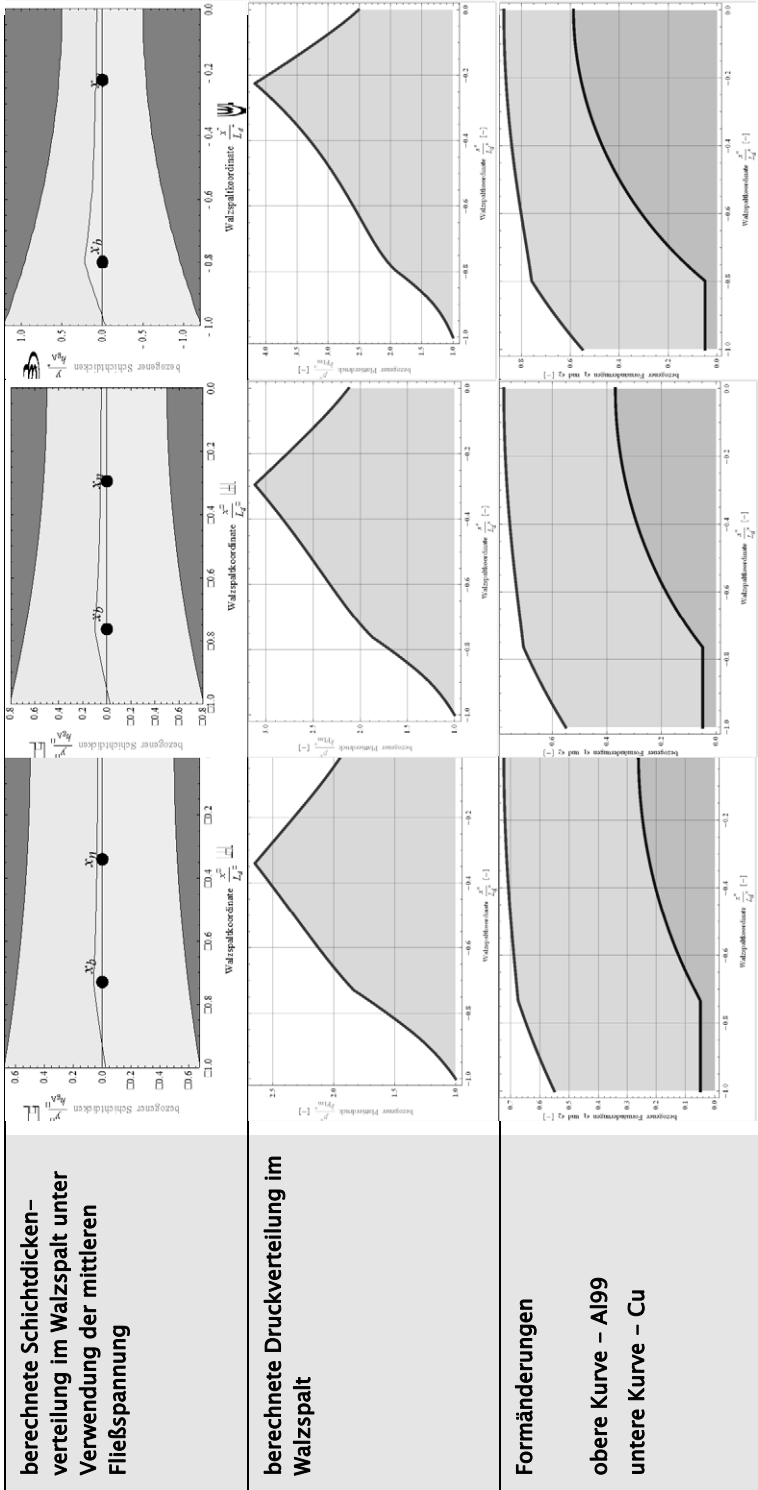
Abbildung 7.10 Vergleich von gemessenen und berechneten Walzmomenten für den Verbund Al/Cu

Im Zusammenhang mit einer steigenden Gesamtformänderung ergeben sich unterschiedliche Zunahmen der Umformgrade in den einzelnen Schichten. Die weichere Al Schicht erfährt stets die größere Änderung. Der Bindungspunkt x_b bewegt sich geringfügig mit steigender Gesamtformänderung zum Eintritt hin, während die Fließscheide x_n im selben Maße zum Walzspaltaustritt wandert. Die Relativbewegung zwischen den Schichten ist im Bereich des Walzspalteintritts am größten. Infolge der größeren Umformung ist die Eintrittsgeschwindigkeit der Aluminiumschicht geringer als die des Kupfers. Im Walzspaltaustritt kehren sich die Verhältnisse um. Hier fließt Kupfer geringfügig schneller als Aluminium, was einer Biegung des Verbundes zum Aluminium hin bewirkt. Der Wert der maximal erzielbaren Haftfestigkeit wird als resultierende Haftfestigkeit festgelegt. Der Wert steigt für die in Tabelle 7.3 gewählte Cu/Al - Plattierung infolge Kaltverfestigung mit wachsender Umformung, da die Schubfließspannung des weicheren Materials das Maximum bestimmt. Hierbei bleibt die Position der maximalen Haftfestigkeit über weite Bereiche der aufgetragenen Gesamtformänderungen nahezu konstant. Nur bei Versuchen mit sehr großer Umformung ($>50\%$) wandert dieser Punkt infolge des Verfestigungsverhaltens der Legierungen und des verschobenen Druckmaximums zum Austritt hin. Für die Haftfestigkeit bedeutet dies, dass nach Erreichen des Maximums keine Schädigung der Bindung durch nachfolgende Scherprozesse erfolgt.

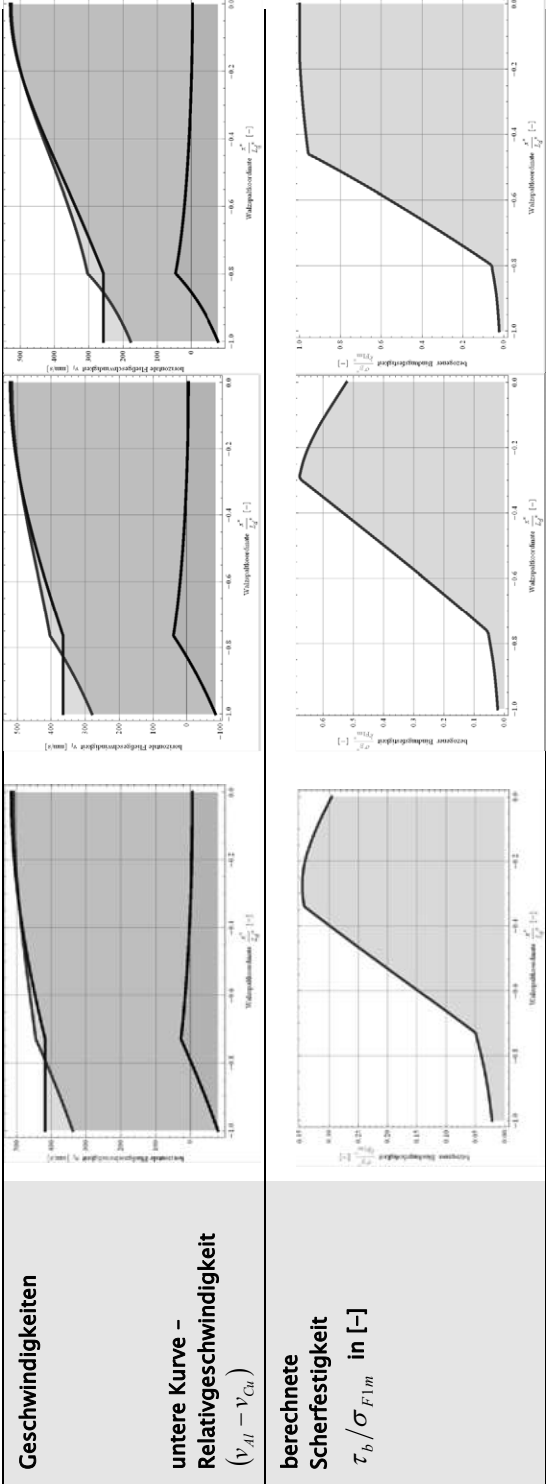
Tabelle 7.3 Einfluss des Umformgrades auf die Druckverteilung am Beispiel der Materialpaarung Cu – Al (techn. Daten s. Tabelle 7.2)

bez. Formänderung	26,5 %	38 %	59 %
berechnete Walzkraft	256 kN	436 kN	538 kN
gemessene Walzkraft	290 kN	403 kN	549 kN
Walzkraft FEM	280 kN		560 kN
gemessenes Gesamtwalzmomente	3,93 kNm	6,33 kNm	10,77 kNm
gemessenes Schichtdickenverhältnis h_1/h_0 (Probenmitte)	0,465	0,44	0,49
berechnetes Schichtdickenverhältnis h_1/h_0	0,467	0,43	0,45

Fortsetzung Tabelle 7.3



Fortsetzung Tabelle 7.3



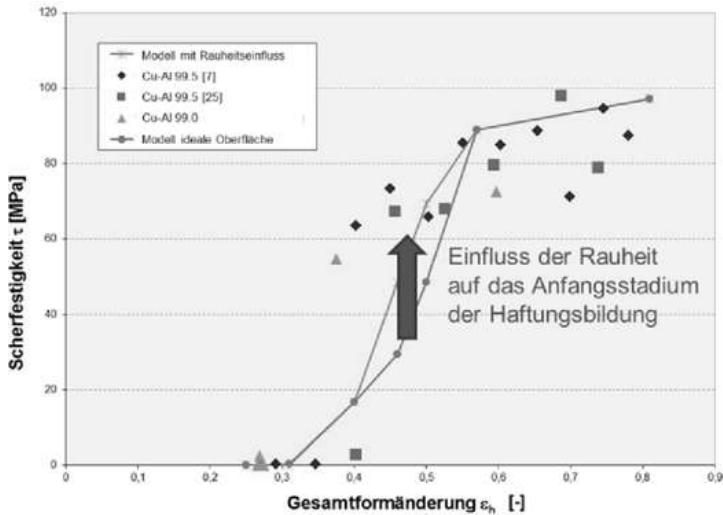


Abbildung 7.11 Haftfestigkeitskurven verschiedener Autoren für die Plattierung Cu – Al in Abhängigkeit von der Gesamtformänderung im Vergleich zu den Berechnungsergebnissen mit dem Plattier- und Haftmodell (beide Werkstoffe $Y' = 0.35$, $\gamma = 0.9$, $G = 0$)

Durch die FE-Berechnungen werden die aus dem Schichtenmodell abgeleiteten Aussagen bestätigt und ergänzt. Der Vergleichsumformgrad in der weicheren Schicht, und die Vergleichsumformgeschwindigkeit liegen bei höheren Stichabnahmen lokal deutlich über den Werten des Schichtenmodells. Die Ursache ist in der verwendeten Form des Plattiermodells mit nur einer Schicht je Werkstoff zu sehen. Scherdeformationen in den Plattierlagen werden dadurch nur im Mittel berücksichtigt.

Der Vergleich der berechneten und gemessenen Haftfestigkeiten nach Abbildung 7.10 zeigt, dass mit dem Freiburger Haftmodell der Verlauf gut wiedergegeben werden kann. Die Mindestformänderung wird für Plattierungen gut vorausgesagt. Durch Berücksichtigung von Rauheitseinflüssen kann die Vorhersagegenauigkeit im Bereich des Haftungsbeginns deutlich verbessert werden.

7.5 Vergleich der Abhängigkeiten ausgewählter Kaltwalzplattierungen

Das Walzplattieren wurde für unterschiedliche Metalle und Legierungen mit einer Einsatzdicke >1 mm auf zwei Duo-Kaltwalzgerüsten mit unterschiedlichen Walzendurchmessern und Auffederungskurven durchgeführt. Die Anlagenparameter der verwendeten Duokaltwalzgerüste sind Tabelle 7.4 zu entnehmen. Die einzelnen Versuchsbedingungen unterscheiden sich entsprechend den maximalen Anlagenparametern.

Bei Oberflächenvorbehandlung erfolgte ein Reinigen mit Trichlorethylen oder Aceton und anschließendes Bürsten mit Stahlbürsten mit je einer Bürste pro Material). Ausgewählte Plattierungen wurden mittels Schleifen (Bandschleifgerät Körnung P40 vorbehandelt, um den Einfluss des Reinigungsverfahrens zu untersuchen. Die mechanische Behandlung wurde in Walzrichtung zur unbehandelten Seite hin mit der Schleif- und Bürstrichtung durchgeführt. Bei den Versuchen wurde darauf geachtet, ein gleichmäßiges Bürstbild zu erhalten. Für Auflagen mit Dicken im Folienbereich entfiel die mechanische Oberflächenvorbehandlung. Hier erfolgte nur eine Oberflächenreinigung mit Aceton. Die Anpresskraft der Bürsten bzw. des Bandschleifers wurden mittels einer Tafelwaage reguliert. Die Probe wurde auf der Waage fixiert. Mittels eines Ausgleichsgewichtes für die Einspannung und zusätzlicher Gewichte für die Anpresskraft wurden die Bürstbedingungen festgelegt.

Das Bürstbild zeigt infolge der schmalen Stahlbürsten eine leichte Streifigkeit, die in kommerziellen Plattierungen nicht vorhanden ist. Aus diesem Grunde wurde für nachfolgende Untersuchungen eine eigene Bürstanlage konstruiert und getestet, die bei Verwendung kommerzieller Bürsten (Breite >80 mm) mit variabler Anpresskraft, Drehzahl und Vorschub arbeitet. Das dadurch erhaltene Bürstbild gleicht dem industrieller Anwendungen. Durch die Verwendung der schmalen Stahl- und Messingbürsten konnte keine negative Beeinflussung des Plattierverhaltens beobachtet werden.

Vor dem Walzen wurden die Proben durch vernieten am Kopf des Streifens fixiert. Für dickere Materialien mussten die Walzpakete angespitzt oder die Schichten versetzt angeordnet werden, damit der festere Werkstoff den Verbund unter Einhaltung der Durchzugsbedingung in den Walzspalt zieht. Das Walzen erfolgte ohne Schmierung. Für jede Materialpaarung wurden jeweils vier Umformgrade realisiert.

Tabelle 7.4 Daten des verwendeten Duokaltwalzgerüste

Gerüst 1	
Walzendurchmesser	235 mm
Walzendrehzahl	40 min ⁻¹
Ballenbreite	250 mm
Max. Walzkraft	700 kN
Typische Probenbreite	45 mm
Gerüst 2	
Walzendurchmesser	205 mm
Walzendrehzahl	9.75 min ⁻¹
Typische Probenbreite	45 mm

Die Ergebnisse wurden in Abhängigkeit von Gesamtformänderung, Walzspaltverhältnis, Oberflächenbehandlung und Ausgangsdickenverhältnis β_0 analysiert. Die Auswertung erfolgt getrennt nach Walzkraft, Walzmoment, Schichtdickenverhältnis und Scherfestigkeit.

■ Walzkraft

Zum Vergleich der gemessenen Walzkraften wurde der bezogene Umformwiderstand k_{wm}/k_{fm} herangezogen. Aus der klassischen Walztheorie [27] ist bekannt, dass bei vergleichbarer Reibung und gleichem Walzspaltverhältnis L_d'/H_m die Walzversuche Messpunkte mit vergleichbarer Tendenz ergeben müssen. Infolge der zusätzlichen Abhängigkeit vom Höhen-Breite-Verhältnis H_m/B_m und der Stichabnahme liegen die Werte in einem Streubereich um eine von Hensel [27] angegebenen mittleren Trendkurve, Abbildung 7.12. Auf Grund des unterschiedlichen Umformverhaltens der Schichten muss mit der mittleren Fließspannung, die vom a-priori unbekannten Schichtdickenverhältnis abhängt, gerechnet werden. Für eine überschlägige Berechnung ergibt sich daraus die Walzkraft aus

$$F_w = \left[\frac{k_{wm}}{k_{fm}} \right] \cdot k_{fm} \cdot B_m \cdot L_d' \quad (17)$$

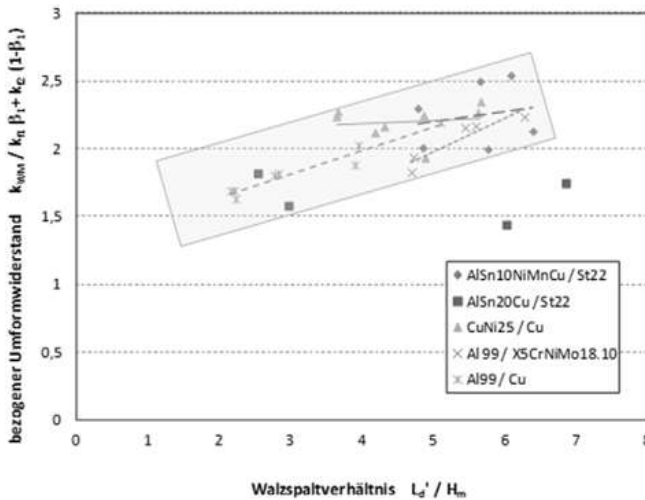


Abbildung 7.12 Bezogener Umformwiderstand in Abhängigkeit vom Walzspaltverhältnis

■ Walzmoment

Für das Walzmoment wurde in Anlehnung an die klassische Walztheorie [27] die Darstellung der Ergebnisse als Hebelarmbeiwert gewählt (Abbildung 7.13). Der Hebelarmbeiwert m für Plattierungen folgt dem gleichen Trend wie für das

Kaltwalzen. Dies ist im Rahmen des Streubereichs unabhängig von der gewählten Werkstoffkombination oder Schichtdicke. Die Streubereiche in beiden Darstellungen sind ebenfalls gleich. Damit kann der allgemeine Ansatz zur überschlägigen Berechnung des Walzmomentes nach $M_{W_{ges}} = 2 F_W m L_d'$ auch für das Walzplattieren angewendet werden.

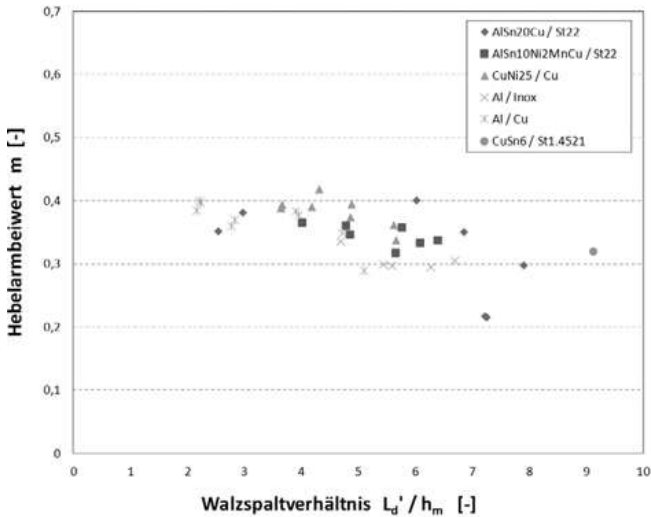


Abbildung 7.13 Zusammenhang zwischen Hebelarmbeiwert, Walzspaltverhältnis und Werkstoffpaarung

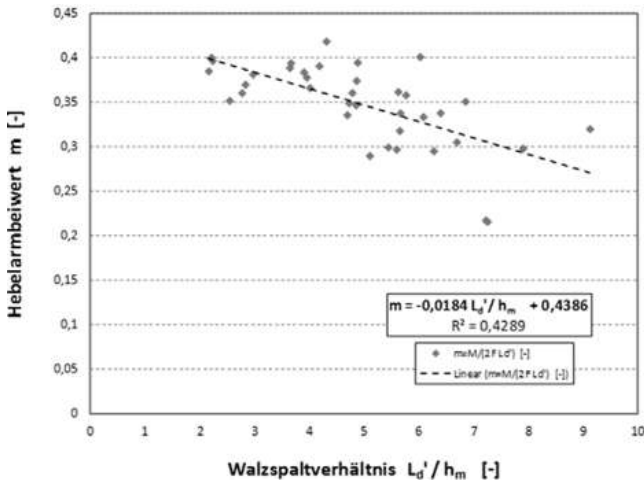


Abbildung 7.14 Approximation der Trendgleichung für den allgemeinen Zusammenhang

■ Schichtdickenverhältnis

Aus den Walzversuchen wurde in Abhängigkeit vom vorgegebenen Umformgrad und den Ausgangsschichtdicken die aus Abbildung 7.15 ersichtlichen Dickenänderungen erzielt. Hierbei ändern sich die Schichtdickenverhältnisse zwischen Ein- und Austrittsquerschnitt je nach Materialpaarung, zeigen aber keine ausgeprägte Abhängigkeit von der Gesamtformänderung. Der Formänderungszustand in der Zone I mit Teilplastifizierung sowie deren Ausdehnung in den Walzspalt hinein zeigen somit einen größeren Einfluss auf das Schichtdickenverhältnis als die Umformbedingungen in den anschließenden Scherzonen II und III.

Die unterschiedlichen Oberflächenbehandlungsverfahren führen zu vergleichbaren Schichtdickenverhältnissen am Austritt und vergleichbaren Änderungen der Schichtdicken (Abbildung 7.15, Abbildung 7.16 und Abbildung 7.18). Eine Ausnahme bildet die Al/X5CrNi18.10-Plattierung (Abbildung 7.18). Nach dem Bürsten wurden teilweise Anlassfärbungen beobachtet, was zu einer Härteveränderung und somit zu einer Änderung des Schichtdickenverhältnisses führt.

Generell ist zu beobachten, dass sich mit zunehmender Verfestigung (steigen des $K = K(\varepsilon)$) bei steigender Gesamtformänderung die Schichtdickenverhältnisse gegenüber dem Ausgangszustand ändern. Dies entspricht den Annahmen des Schichtdickenmodells und verbietet insbesondere für Gesamthöhenformänderungen größer 50 % eine Berechnung unter Verwendung des Ausgangsverhältnisses β_0 . Da in der Regel die härteren Grundwerkstoffe stärker kaltverfestigen nimmt das Schichtdickenverhältnis mit zunehmender Umformung ab. Damit steigt der Umformgrad in der weicheren Auflagenschicht.

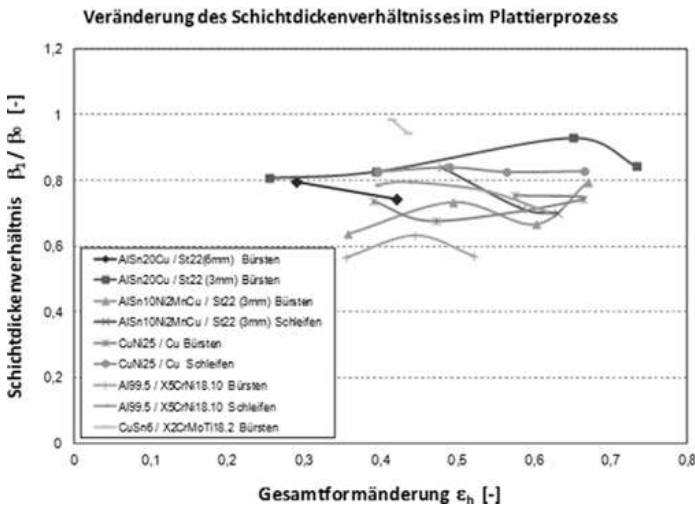


Abbildung 7.15 Veränderung der Schichtdickenverhältnisse von Austritt zu Eintritt mit zunehmender Formänderung

Die Formänderungsverteilung und damit die Änderung des Schichtdickenverhältnisses mit der Gesamtformänderung sind vom jeweiligen Walzspaltverhältnis abhängig. Aus dem Vergleich der Plattierungen im Gerüst 1 und 2 ergibt sich nach Abbildung 7.17, dass das Verhältnis der Formänderungen in den Schichten $\varepsilon_{h1}/\varepsilon_{h2}$ mit steigendem Walzspaltverhältnis und bei gleicher Gesamtformänderung zunimmt. Damit wächst das Schichtdickenverhältnis mit zunehmendem Walzspaltverhältnis, was in den theoretischen Untersuchungen bereits bestimmt wurde.

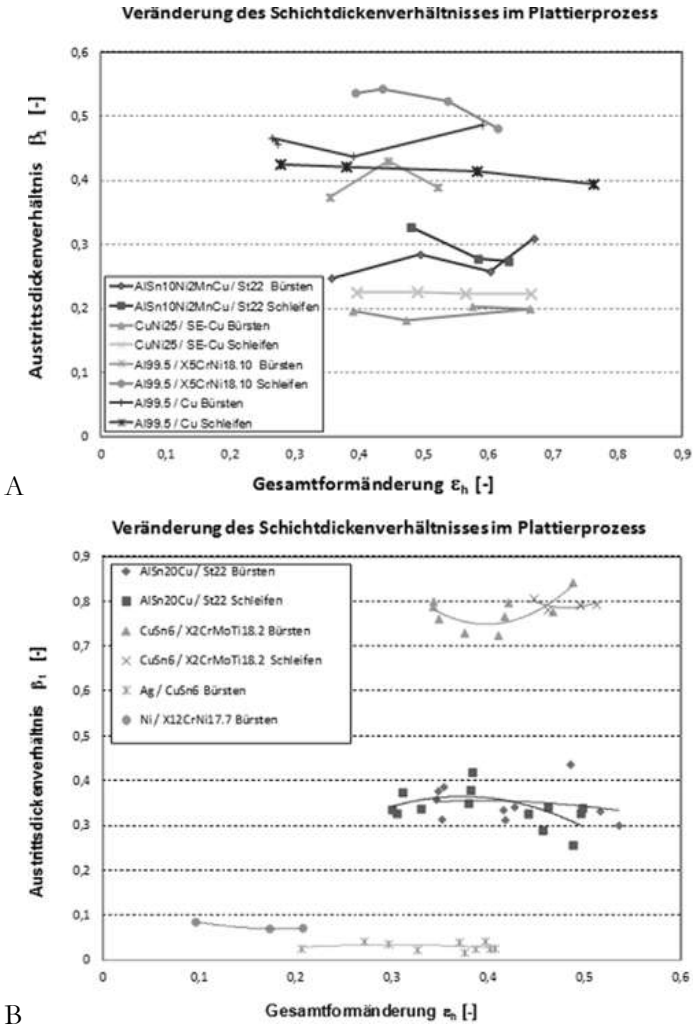


Abbildung 7.16 Veränderung des Schichtdickenverhältnisses am Walzspaltaustritt mit zunehmender Formänderung (A) Gerüst 1, (B) Gerüst 2

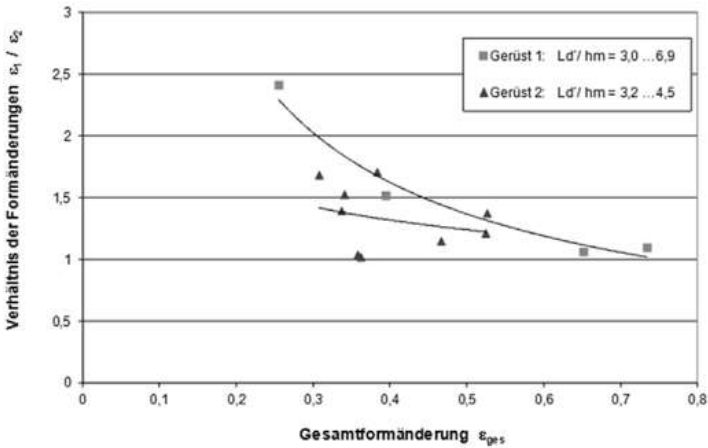


Abbildung 7.17 Abhängigkeit der Formänderungsverteilung vom Walzspaltverhältnis und der Gesamtformänderung (Plattierung AlSn20Cu/ St22, $\beta_0 = 0,4$)

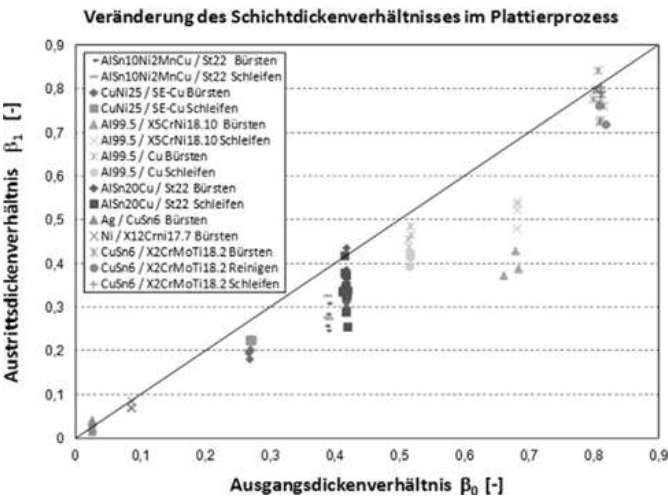


Abbildung 7.18 Änderung des ursprünglichen Schichtdickenverhältnis während der Umformung in Abhängigkeit vom Fließspannungsverhältnis, der Oberflächenvorbehandlung und der Walzspaltgeometrie (Gerüst 1 und 2)

Die zentrale Größe der Berechnung von Walzplattierungen ist das Schichtdickenverhältnis. Dieses kann nach Tzou et al. [22] bzw. nach Schmidtchen [7] aus der Walzspaltgeometrie $h(x)$ und der Eintrittsdicke des festeren Werkstoffes h_{2E} berechnet werden mit:

$$\beta(x_b) = 1 - h_{2E} / h(x_b) \tag{7.18}$$

Der Punkt x_b , ab dem das Schichtdickenverhältnis je nach Verfestigungsneigung nahezu konstant ist, folgt als Nullstellenproblem aus der Gleichung:

Tabelle 7.5 Gleichung zur Bestimmung des Bindungspunktes

$$\frac{2}{\sqrt{3}}K = (A_1 + F_1)x_b + B_1 \ln(D_1 - A(1+B)x_b^2) + C_1 \text{ArcTan} \left[\frac{\sqrt{A(1+B)}}{\sqrt{1-h_{2E}}} x_b \right] + E_1 x_b^3 + c_1^* + c_q^* \quad (7.19)$$

mit

$$c_1^* = \frac{2}{\sqrt{3}} - \sigma_{R1} + A_1 - B_1 \ln(D_1 - A(1+B)) - C_1 \text{ArcTan} \left[-\frac{\sqrt{A(1+B)}}{\sqrt{1-h_{2E}}} \right]$$

$$c_q^* = \sigma_{R2} + E_1 + F_1$$

$$A = \frac{L_d^2}{2h_{gA}^* R_1^*} = \frac{\varepsilon}{2(1-\varepsilon)}, \quad B = \frac{R_1^*}{R_2^*}, \quad C = \frac{L_d^*}{h_{gesA}^*}, \quad K = \frac{\sigma_{F2}^*}{\sigma_{F1}^*}$$

$$A_1 = \frac{4A(m_1 + B^2 m_3)}{\sqrt{3}(1+B)C}$$

$$B_1 = \frac{2}{\sqrt{3}}$$

$$D_1 = h_{2E} - 1$$

$$C_1 = \frac{m_1(C^2\{1+B\} + 4AD_1) + m_3(C^2\{1+B\} + 4AB^2D_1)}{\sqrt{3}C(1+B)^{3/2}\sqrt{A(1-h_{2E})}}$$

$$E_1 = \frac{4A^2B^2(m_3 - K m_2)}{3\sqrt{3}C h_{2E}}$$

$$F_1 = \frac{C(m_3 - K m_2)}{\sqrt{3} h_{2E}}$$

Eine ausführliche vergleichende Betrachtung zu den Plattierungsversuchen, der Haftfestigkeitsentwicklung und zur Übereinstimmung zwischen Experiment und theoretischem Modell ist in [7, 23 - 25] zu finden.

Der Vergleich für Werkstoffkombinationen mit unterschiedlichen Festigkeitsverhältnissen und Verfestigungsverhalten zeigt erneut die Genauigkeit des Schichtdickenmodells nach Bay-Zhang [10] bzw. seiner Modifikation. Damit ist neben der Möglichkeit Plattierungsprozesse genauer auszulegen auch die Grundlage für die Simulation von Walzvorgängen mit geschichteten Werkstoffen gegeben. Hierbei wird das Umformverhalten von N-Schichten auf die Lösung eines Differentialgleichungssystems 1. Ordnung mit N-1 Zweischichtsystemen zurückgeführt.

7.6 Walzen

Das Plattiermodell nach Kapitel 1.2 wird zum Walzmodell indem angenommen wird, dass die Schichten mit demselben Winkel einlaufen und Eigenspannungen nicht mehr nur für die Schichten der einzelnen Werkstoffe sondern über dem gesamten Verbund ermittelt werden. Durch die Eigenspannungen wird für jede Schicht der jeweilige Punkt für den Übergang vom starren in den plastischen Zustand x_{bi} so verschoben, dass sowohl der Spannungszustand der Fließbedingung als auch der Formänderungszustand den kinematischen Randbedingungen am Walzspaltein- bzw. -austritt genügen. Das so entstandene Modell wurde im Programmpaket LaySiMS gesondert untersucht [9, 17, 24, 25].

Durch Vergleiche mit Finite Element Berechnungen konnte nachgewiesen werden, dass nicht nur die integralen Größen wie Walzkraft und Walzmoment sondern auch der Formänderungszustand übereinstimmen. Als Beispiel für den Stofffluss im Kaltwalzprozess wurden für ein Stahlband mit einer Ausgangsdicke von 2 mm die Bahnlinien der FE-Knoten mit dem Schichtenverlauf nach LaySiMS verglichen. Das Ergebnis in Abbildung 7.19 zeigt eine sehr gute Übereinstimmung beider Rechnungen. Damit können die Ergebnisse der theoretischen Untersuchungen zur Bewertung des Walzens von Verbunden oder heterogenen Werkstoffen herangezogen werden.

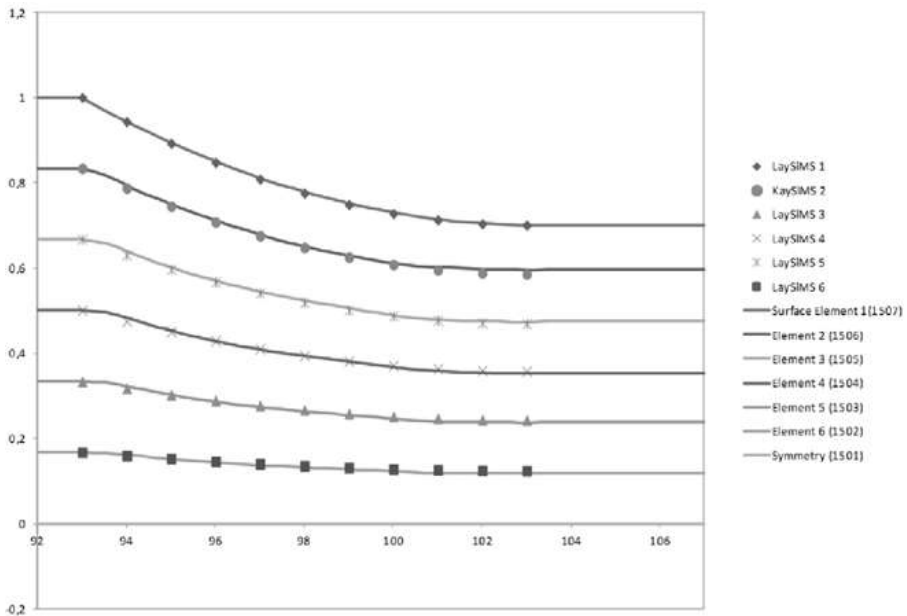


Abbildung 7.19 Vergleich der Bahnkurven aus FEM-Berechnung und Schichtenmodell (LaySiMS 2.2, Eintrittsdicke 2 mm)

Aus den Modellgrundlagen können folgende Einflüsse für das Walzen von Verbunden abgeleitet werden:

Eine weitere Dickenreduktion führt bei gegenüber dem Plattierprozess veränderten Walzspaltverhältnissen zu Scherungen im Material. Die geänderten Bedingungen bewirken eine Veränderung des Schichtdickenverhältnisses. Aufgrund der kinematischen Restriktionen fällt diese Dickenänderung geringer als im Walzplattiertvorgang aus. Hier fehlt die Eintrittszone (siehe Abbildung 7.2), welche eine alleinige Umformung des weicheren Materials und damit größere Formänderungen ermöglicht. Die Größe der Formänderungen im Walzvorgang entspricht den Abnahmen, die beim Plattieren nach der Einlaufzone erreicht werden. Diese Schichtdickenänderungen erzeugen Eigenspannungen zwischen den Schichten, die analog zum Plattieren nach Austritt aus dem Walzspalt zum Ausbiegen der Proben führen. Wird dieses Ausbiegen durch Adjustage oder Bandzüge verhindert, so werden die Eigenspannungen eingefroren und können bei einer anschließenden Wärmebehandlung selbst zum nachträglichen Versagen erfolgreicher Verbunde mit ausreichender Grünhaftfestigkeit führen. Gemäß dem Schichtdickenmodell spielen hierbei neben dem Fließspannungsverhältnis und der weiteren Verfestigung die Einzeldicken sowie die Höhenpositionen der Schichtgrenzen im Walzspalt eine entscheidende Rolle. Dickere Schichten gleichen die entstehenden Verzerrungen im geringen Maße im Material aus während dünnere den Ausgleich in der Schichtgrenze vollziehen.

7.7 Zusammenfassung

Moderne Anwendungsgebiete für plattiertes Halbzeug erfordern den Einsatz sehr hochwertiger und kostenintensiver Metallegierungen. Hinzu kommen die begrenzten Vorkommen an Nichteisen- und Edelmetallrohstoffen. Beides erzwingt die Optimierung des Materialeinsatzes. Weiterhin erfolgt der Einsatz von Halbzeugen mit Eigenschaftskombinationen, die mit herkömmlichen Legierungen nicht erreichbar sind (z. B. sehr hohe mechanische Festigkeit mit sehr guter elektrischer Leitfähigkeit).

Lokale Eigenschaftsoptimierung und -kombination einerseits und Minimierung des Materialeinsatzes andererseits sind potentielle Aufgabengebiete für die Plattierbranche.

Aus diesen Betrachtungen zeichnen sich folgende Tendenzen ab:

- Verstärkte Nutzung der umformtechnischen Möglichkeiten zur Eigenschaftsoptimierung
- schnellere Realisierbarkeitsaussagen im Vorfeld und verkürzte Einführungszeiten bei neuen Materialkombinationen

- Verbesserung der Plattierprozesse im Hinblick auf immer bessere Beherrschung von 3D-Strukturen
- Gezielte Beeinflussung von Gefügestrukturen im Plattierprozess
- Einsatz neuer Materialien und Materialkombinationen

Moderne Werkstoffverbunde bestehen aus Werkstoffkombinationen, deren Prozessfenster bei der Herstellung sehr klein ist. Für die Auslegung moderner Plattiertechnologien war somit die Schaffung theoretischer Grundlagen notwendig. Im vorliegenden Beitrag wurden die Grundlagen zur Beschreibung des Walzplattierens abgeleitet und experimentelle Studien vorgestellt.

Auf Basis eines semianalytischen Plattiermodells wurden dimensionsanalytische Betrachtungen und eine Parameterstudie vorgenommen.

Aus dem Walzplattiermodell wurde ein mehrskaliges anisothermes N-Schichtenmodell für das Walzen von Werkstoffverbunden und inhomogenen Werkstoffen im ebenen Formänderungszustand abgeleitet.

Die diskutierte Parameterstudie wurde mit Legierungen aus Stahl, Al- und Cu-durchgeführt, sodass für Kaltwalzplattierungen die wichtigsten Werkstoffkombinationen repräsentiert sind.

In den Plattierversuchen ergaben Vergleiche der experimentellen Daten mit entsprechenden Plattiersimulationen sehr gute Übereinstimmungen von Schichtdicke, Walzkraft und Haftfestigkeit. Das Walzmoment wird im Bereich kleiner Werte gut vorausberechnet, während bei größeren Walzmomenten (Plattiermodell mit einer Schicht je Werkstoff) gegenüber dem Experiment höhere Werte errechnet werden. Der Werkstofffluss zeigt auch den Verlauf des Streifens bei Austritt aus dem Walzspalt richtig an (Walzen mit Unter- oder Oberdruck).

Eine theoretische Studie auf Basis der aus dem Plattiermodell gewonnenen Prozessparameter zeigt die grundsätzlichen Zusammenhänge im Plattierprozess für das Schichtdickenverhältnis β , den Hebelarmbeiwert m , dem bezogenem Umformwiderstand κ_{wm}/κ_{fm} , Haftfestigkeit und anderen Größen.

Die Studie zeigt im Vergleich mit einzelnen bekannten experimentellen Beobachtungen gute Vorhersage der Zusammenhänge und gibt damit tieferen Einblick in die Zusammenhänge eines Plattierprozesses. Die experimentelle Parameterstudie mit unterschiedlichen Plattierwerkstoffen und Formänderungen bestätigten die theoretischen Aussagen. Insbesondere erbrachte die Berücksichtigung der Verfestigung sowie des Einflusses von Temperatur und Umformgeschwindigkeit eine Verbesserung der Ergebnisse gegenüber bisherigen Lösungen aus der Literatur.

Die Modelle für das Walzplattieren sowie Walzen wurden in den dafür entwickelten Softwarepaketen *LayClad* und *LaySiMS* zur schnellen Simulation umgesetzt und erprobt.

Danksagung

Die Autoren sind den Mitgliedsfirmen des Arbeitskreises „Walzplattieren“ der DGM für die langjährige kontinuierliche Unterstützung in Forschungsprojekten und technologischen Fragen zu Dank verpflichtet. Weiterhin gilt der Dank der Deutschen Forschungsgemeinschaft DFG für die finanzielle Unterstützung der Entwicklung des Schichtenmodells im Rahmen des Schwerpunktprogramms SPP1204 „Algorithmen zur schnellen, werkstoffgerechten Prozesskettengestaltung und -analyse in der Umformtechnik“ unter dem Kennzeichen KA 1591/16-1.

Literatur

- [1] Knauschner, A. Plattierte Werkstoffe – Ein Beitrag zur Herstellung und zu den Eigenschaften, Habilitationsschrift TU Bergakademie Freiberg Freiburger, Forschungshefte B170, VEB Deutscher Verlag für die Grundstoffindustrie Leipzig, 1973
- [2] Knauschner, A.(Hrsg.): Oberflächenveredeln und Plattieren von Metallen; VEB Deutscher Verlag für die Grundstoffindustrie Leipzig; 1978
- [3] Tien, N.T.: Beitrag zum Kaltwalzplattieren von Metallbändern, Habilitationsschrift TU Bergakademie Freiberg, 1991
- [4] R. Kawalla, M. Spittel, M. Schmidtchen: Übersicht über Plattiervorgänge und Möglichkeiten der Eigenschaftsgestaltung, in: DGM-Symposium Walzen von Flachprodukten , 2001, Aachen, J. Hirsch (Hrsg.)
- [5] Bay, N.: Cold pressure welding – a theoretical model for the bond strength, Proc. spring residential conference of the Institution of Metallurgists, The joining of Metals: Practice and Performance, Vol. 2 (1981) Coventry UK, S. 47–62
- [6] Bay, N.: Bond Strength in Cold Roll Bonding; Annals of the CIRP, 34 1985 N.1, S. 221–224
- [7] Schmidtchen, M.: Walzplattieren von flächigen Mehrlagenverbunden – Experiment und Theorie, in Kawalla, R. (Hrsg.): Technologie der Werkstoffverbundherstellung durch Umformen, Tagungsband Umformtechnische Fachtagung MEFORM 2004, TU Bergakademie Freiberg, ISBN 3-86012-221-5, S. 29–52
- [8] Schmidtchen, M.; Graf. M.: Neue Konzepte für die schnelle Simulation der thermomechanischen Behandlung, Tagungsband Umformtechnische Fachtagung MEFORM 2013, TU Bergakademie Freiberg, ISBN 978-3-86012-449-9, S. 40–68
- [9] Schmidtchen, M.; Senger, B.; Kawalla, R.; Seidel, J.; Ernst, O.; Seefeldt, M.; Decroos, K: Modellierung und Simulation der Werkstoffentwicklung innerhalb der Prozesskette Kaltwalzen von Bändern und Blechen unter dem Aspekt der Prozeß-

optimierung und online – Steuerung, Tagungsband Umformtechnische Fachtagung Meform 2013, TU Bergakademie Freiberg, ISBN 978-3-86012-449-9, S. 278–300

- [10] Zhang, W.: Bond Formation in Cold Welding of Metals; Diss: TU of Denmark 1994
- [11] Pawelski, H; Pawelski, O: Technische Plastomechanik – Kompendium und Übungen, Verlag Stahleisen 2000
- [12] Hinkfoth, R: Die Anwendung der elementaren Plastizitätstheorie in der Umformtechnik, speziell beim Warm- und Kaltwalzen, Freiburger Forschungsheft B242, VEB Deutscher Verlag für die Grundstoffindustrie Leipzig 1985
- [13] Hinkfoth, R: Massivumformung, Verlag Mainz, Aachen 2003
- [14] Lippmann, H.; Mahrenholtz, O.: Plastomechanik der Umformung metallischer Werkstoffe, Springer Verlag 1967
- [15] Schmidtchen, M.; Spittel, M.: Fließkurven für die Kalt- und Warmumformung, in MEFORM 2011, TU Bergakademie Freiberg, S. 35–64
- [16] Spittel, M.; Spittel, T: Landolt-Börnstein, Group VIII Advanced Materials and Technologies Volume 2C, Part 2 – Metal Forming Data of Lightweight Alloys, und Part 3- Metal Forming Data of Heavy Metals, 2011
- [17] Schmidtchen, M.; Kawalla, R.; Rimnac, A: Simulation of Inhomogeneous Materials Evolution in Hot Rolling using a Layer Model, Thermec 2013, Mater. Sci. Forum, 2014, Vol. 783–786
- [18] Kozeschnik E, Buchmayr B., "MatCalc—a simulation tool for multicomponent thermodynamics, diffusion and phase transformation kinetics", Mathematical modelling of weld phenomena 5. London Institute of Materials; 2001. p. 349–61.
- [19] Kreißig, R: Einführung in die Plastizitätstheorie, VEB Fachbuchverlag 1992
- [20] Becker, H; König, B.(Hrsg.) Walzwerke - Maschinen und Anlagen [BeKö Walzmaschinen, VEB Deutscher Verlag für die Grundstoffindustrie Leipzig, 1980
- [21] Bay, N.; Wanheim, T.: Real area of contact and friction stress at high pressure sliding contact; Wear, 38 1976, S. 201–209
- [22] Tzou, G.-Y; Lee, K.I; Jian, H.R; Lion, J.C.: Analysis of the cold and hot bond rolling of clad sheet, in: Pietrzyk et.al. (eds.): Metal Forming 2000, Rotterdam, S. 315–321
- [23] Schmidtchen, M.: Mehrskalige Modellierung des Walzplattierens und Walzens von Werkstoffverbunden, zur Veröffentlichung vorbereitete Forschungsarbeit, TU Bergakademie Freiberg
- [24] Schmidtchen, M.; Kawalla, R: Physical and Numerical Simulation of Non-isothermal Cladding Technologies, Tagungsband Umformtechnische Fachtagung MEFORM 2014, TU Bergakademie Freiberg, S.160–171

- [25] Schmidtchen, M.; Kawalla, R.: Investigation of the effect of adsorption layers and surface roughness on the final bond strength in multi-layer roll bonded metallic material compounds, Tagungsband OMD2014, Moskau 2014, S. 126–135
- [26] McEwan, K.J.B; Milner, D.R.: Pressure Welding of Dissimilar Metals; British Welding Journal 7 1962; S. 406–420
- [27] Hensel, A. (Hrsg.): Technologie der Metallformung – Eisen- und Nichteisenwerkstoffe, VEB Deutscher Verlag für die Grundstoffindustrie Leipzig 1990
- [28] Schmidtchen, M.; Kawalla, R.: Tribologisch und werkstofftechnisch optimierte Prozesskette des Kaltwalzens und Nachwalzens von Bändern und Blechen, MEFORM 2008, TU Bergakademie Freiberg, S. 245–261
- [29] Kawalla, R.; Schmidtchen, M.: Numerical Simulation of hot rolling, in Karjalainen, L. P.; Porter, D. A. Seppo; Järvenpää, A.: Proc. 7. Internat. Conf. Physical and Numerical Simulation of Materials Processing (ICPNS) Oulu 2013, Material Science Forum Vol. 762, S. 22–30
- [30] Vaidyanath, L.R; Nicholas, M.G.; Milner, D.R.: Pressure Welding by Rolling; British Welding Journal 1 1959, S.13–28
- [31] Nicholas, M.G.; Milner, D.R.: Pressure Welding by Rolling at Elevated Temperatures; British Welding Journal 8 1961, S. 375–383
- [32] Nicholas, M.G.; Milner, D.R.: Roll Bonding of Aluminium; British Welding Journal 8 1962, S. 469–475

Teil III:

Modellierung und Simulation

8 Walzkonzept für die Kalt- und Warmumformung neuer metastabiler Stähle auf der Flachbahn

K. Pranke; M. Schmidtchen; S. Guk; R. Kawalla

TU Bergakademie Freiberg; Institut für Metallformung;
Bernhard-von-Cotta Straße 4, 09599 Freiberg

Die Gruppe der hochlegierten, metastabilen CrMnNi-Stähle neigt bei der Kaltumformung durch den Eintrag von mechanischer Energie stark zur Bildung von Deformationszwillingen und/oder Umformmartensit. Während eine spannungsinduzierte Martensitbildung im elastischen Umformbereich zu einer starken Verfestigung und einem begrenzten Umformvermögen führt, wird hingegen bei Auslösung der Martensitbildung im plastischen Deformationsbereich eine erhöhte Dehnbarkeit bei gleichzeitigem Anstieg der Festigkeit beobachtet, die umwandlungsinduzierte und/oder zwillingsinduzierte Plastizität (TRIP/TWIP-Effekt). Auftretende Spannungsspitzen im Austenit können durch die Martensit- und/oder Zwillingsbildung abgebaut werden. Die Kinetik der deformationsinduzierten Martensitbildung ist werkstoffspezifisch und temperaturabhängig. Werden die Martensitbildungsmechanismen nicht beachtet, so können konventionelle Walzstrategien leicht zum Werkstoffversagen führen.

Ziel war es, neue Walzkonzepte für die Kalt- und Warmumformung zu entwickeln. Aufbauend auf Untersuchungen zur Auslösespannung, zur Stapelfehlerenergie und zur Temperaturabhängigkeit galt es, den Verformungszustand im Walzspalt so einzustellen, dass eine vorzeitige Martensitbildung unterbunden wird. Im Bereich der Warmumformung war es nötig, optimale Parameterbereiche zu evaluieren. Die so ermittelten temperaturabhängigen Zusammenhänge zwischen Umformung und Werkstoffverhalten bildeten die Grundlage für ein Konzept zur Umformung metastabiler CrMnNi-Stähle sowohl bei Raumtemperatur als auch unter Warmumformbedingungen. Die Anwendbarkeit der Walzkonzepte konnte experimentell nachgewiesen werden.

Keywords: Walzen, metastabiler Austenit, CrMnNi-Stahl, TRIP, TWIP

8.1 Einleitung

Innerhalb der letzten Jahre wurden im Sonderforschungsbereich 799 – TRIP-Matrix-Composite – neue, hochlegierte, nichtrostende Stähle entwickelt [1–5]. Diese austenitischen, metastabilen CrMnNi-Stähle weisen bei der Kaltumformung eine charakteristische Phasenumwandlung und/oder Zwillingsbildung verbunden mit einer umwandlungsinduzierten und/oder zwillingsinduzierten Plastizität (TRIP/TWIP-Effekt) auf. Die deformationsinduzierte Phasenumwandlung vom Austenit zum Martensit kann in einem für den Stahl charakteristischen Temperaturbereich auch noch oberhalb der Martensitstarttemperatur M_s stattfinden, bei der eine spontane Martensitbildung nicht mehr möglich ist. Begrenzt ist die deformationsinduzierte Martensitbildung durch die M_f -Temperatur, oberhalb der auch unter Einwirkung äußerer Kräfte keine Martensitbildung mehr möglich ist [6].

Liegt die Auslösespannung zur Bildung von deformationsinduziertem Martensit im elastischen Bereich der Umformung, so wird dieser als spannungsinduzierter Martensit bezeichnet. Er führt zu einer Verfestigung des Stahles bei gleichzeitiger Abnahme der Dehnbarkeit. Liegt jedoch die Martensitauslösespannung im plastischen Deformationsbereich des Stahls, so wird von verformungsinduziertem Martensit gesprochen. In diesem Bereich wird eine Dehnungsanomalie des Stahles beobachtet (TRIP/TWIP-Effekt). Die Festigkeit des Stahles steigt bei gleichzeitig verbesserten Dehnungseigenschaften. Die ϵ - und/oder α' -Martensitbildung führt in diesem Fall zu einem Abbau von Spannungsspitzen. Dadurch können weitere Gleitebenen im Austenit aktiviert werden [7–12]. Kovalev [11] beschreibt anhand eines thermodynamischen Modells die dabei ablaufenden Phänomene und gibt diese schematisch in einem Spannungs-Temperatur-Umwandlungsschaubild wieder. Empirische Untersuchungen der von der chemischen Zusammensetzung der Legierung abhängigen charakteristischen Stapelfehlerenergie (SFE) führten zu einer Abschätzung der wirkenden Mechanismen während der Umformung. In Legierungen mit einer SFE von 15–20 mJ/m² wird bei Raumtemperatur (RT) bevorzugt eine deformationsinduzierte Martensitumwandlung ausgelöst [13–16]. Liegt die SFE im Bereich von 20–40 mJ/m², kommt es bevorzugt zu Zwillingsbildung (TWIP) und zum planaren Versetzungsgleiten im Austenit [10, 17–19]. Metastabile austenitische Stähle können mit sinkender Umformtemperatur einen Übergang vom TWIP - zum TRIP -Effekt aufweisen.

Die plastische Verformung von rostfreien Edelfählen mit niedriger SFE beruht demnach auf den folgenden drei Mechanismen: Versetzungsbewegung auf definierten Gleitsystemen im Austenit, Zwillingsbildung und Bildung von Umformmartensit [20]. Wie stark jeder Mechanismus auf das resultierende Gefüge Einfluss nimmt, ist einerseits von der chemischen Zusammensetzung der Le-

gierung und deren chemischen Triebkräften und andererseits von den Umformbedingungen abhängig. Dies spiegelt sich in den Fließkurven wieder. Die generellen Einflussgrößen auf das Fließkurvenverhalten werden ausführlich von Spittel und Spittel und von Hensel beschrieben [21, 22]. Auf Seiten der werkstoffspezifischen Größen sind zu nennen: die chemische Zusammensetzung, der Reinheitsgrad, der Phasenaufbau, das Gefüge, die Korngröße, der Wärmebehandlungszustand, die Probenlage und die Homogenität des Werkstoffes. Da für alle Versuche das gleiche Ausgangsmaterial verwendet wird, ist der Einfluss der genannten Faktoren für die vorliegenden Untersuchungen vernachlässigbar. Auf Seiten der verfahrensbedingten Einflussgrößen sind zu nennen: die Umformtemperatur, der Umformgrad, die Umformgeschwindigkeit, der Spannungszustand, die Haltezeit zwischen den Umformstufen und der Umformprozess.

Untersuchungen von Weiß [3, 23] haben gezeigt, dass sich der CrMnNi Stahl 16-7-6 sogar aus dem Gusszustand heraus bis zu 95 % kaltumformen lässt. Dabei wurde mit Stichabnahmen zwischen 10 und 15 % gearbeitet. Es galt nun, unter Ausnutzung der Kenntnisse über das Materialverhalten einen optimierten Stichplan zu berechnen. Hierbei sollten die auftretenden Spannungen, die zu einem Auslösen der Mechanismen führen, aber auch die entstehende Umformwärme Berücksichtigung finden. Um eine gute Kaltumformbarkeit während des gesamten Umformprozesses zu gewährleisten und die Dehnungsanomalie des TRIP/TWIP-Effektes auszunutzen, sollte nur Umformmartensit im plastischen Deformationsbereich entstehen. Dies ist insbesondere dann der Fall, wenn im Temperaturbereich zwischen M_d und $M_{S\sigma}$ (spannungsinduzierte Martensitbildungstemperatur) umgeformt wird. Bei dem zu untersuchenden Stahl 16-7-6 befindet sich dieser Temperaturbereich zwischen ca. 60 °C und nahe 0 °C [24]. Oberhalb 60 °C wird kein Martensit gebildet. Es galt nun unter Beachtung der Auslösespannung und der Probenerwärmung infolge der Umformung, den Stichplan hinsichtlich eines niedrigen Martensitanteils bei gleichzeitig hohen Stichabnahmen zu optimieren. Dafür kam das Stichplanmodelle des Institutes für Metallformung für die Kalt- und Warmumformung zur Anwendung. Die errechneten Stichpläne wurden anschließend in Walzversuchen validiert.

Bei der Warmumformung spielen die genannten Mechanismen eine untergeordnete Rolle, da oberhalb der Rekristallisationstemperatur umgeformt wird. Hierbei ist es wichtig, Spannungszustände und Umformgrade zu unterbinden, die zu Stirn- oder Kantenrissen führen [21] sowie Ausscheidungen zu vermeiden. Aus diesem Grund wurden mehrere Stichpläne mit unterschiedlichen Stichabnahmen gerechnet und an Walzproben evaluiert. Die Vorhersagbarkeit der wirkenden Spannungen ist vor allem im Hinblick auf die im SFB 799 entwickelten TRIP-Matrix-Composite relevant, auf die das Modell übertragen wird. Für diese Verbundwerkstoffe ist die Kenntnis des Spannungszustands beson-

ders wichtig, da sie eine erhöhte Kantenrissneigung ausweisen, welche durch Spannungsspitzen im Zugbereich begünstigt wird.

8.2 Der metastabile Stahl 16–7–6

Bei dem untersuchten Werkstoff 16-7-6 handelt es sich um einen metastabilen austenitischen CrMnNi-Stahl, welcher eine Phasenumwandlung des kubisch flächenzentrierten Austenits (γ) in den kubisch raumzentrierten α' -Umformmartensit sowohl direkt als auch über die Bildung von hexagonalem ϵ -Umformmartensit $\gamma \rightarrow \epsilon \rightarrow \alpha'$ zeigen kann [5].

Für die Walzversuche wurden Rohlinge aus inertgasverdüstern Stahlpulver ($d_{10} = 8 \mu\text{m}$, $d_{50} = 20 \mu\text{m}$ und $d_{90} = 127 \mu\text{m}$) pulvermetallurgisch gefertigt. Das Pulver wurde zunächst kalt mit einem uniaxialen Druck von 90 MPa vorverdichtet und anschließend heißgepresst. Dafür wurde der Rohling ($\varnothing 155 \text{ mm}$) mit 10 K/min bis auf 1250 °C erwärmt und dann für 30 min mit einem Druck von 30 MPa unter Schutzatmosphäre (5 % H_2 und 95 % Ar) gesintert. Die Abkühlung erfolgte ebenfalls mit 10 K/min. Die chemische Zusammensetzung des Stahls zeigt Tabelle 8.1. Die gesinterten Rohlinge besaßen eine Dichte von 7,75 g/cm³. Dies entsprach ca. 99 % der theoretischen Werkstoffdichte. Aus den Rohlingen wurden Proben für die Walzversuche herausgesägt und auf die Größe von $32 \times 10 \times 100 \text{ mm}^3$ (B \times H \times L) gefräst.

Tabelle 8.1 Chemische Zusammensetzung des verdüsten Stahls 16–7–6 (in Masse-%)

	C	Mn	Si	Cr	Ni	N	Fe
16–7–6	0.03	7.2	1.0	16.3	6.6	0.09	Rest

8.2.1 Fließspannung und Modellansatz

Zur Charakterisierung des Umformvermögens sind zahlreiche Zylinderstauchversuche durchgeführt worden. Im Bereich der Kaltumformung wurde die Fließkurve bei einer Geschwindigkeit von 1/s ermittelt (Abbildung 8.1).

Der heißgepresste Werkstoff beginnt bei Raumtemperatur (RT) bei ca. 350 MPa zu fließen und erreicht bei einem Vergleichsumformgrad von ca. 0.45 etwa 1180 MPa. Im gegossenen und gewalzten Zustand erreicht die Fließspannung bei RT Werte über 1300 MPa [24]. Dieser Unterschied ist bedingt durch die unterschiedlichen Herstellungsverfahren und aus der Literatur bekannt [22]. Für größere Vergleichsumformgrade zeigt die Fließspannung einen geringeren Anstieg. Allerdings muss hier beachtet werden, dass der Stahl sich infolge der Umformung erwärmt und damit die M_t -Temperatur überschritten wird. Da-

durch wird kein weiterer Martensit gebildet und der umwandlungsbedingte Verfestigungseffekt entfällt. Diese temperaturbedingte Veränderung des Fließverhaltens muss für die Planung der Stichfolge beachtet werden.

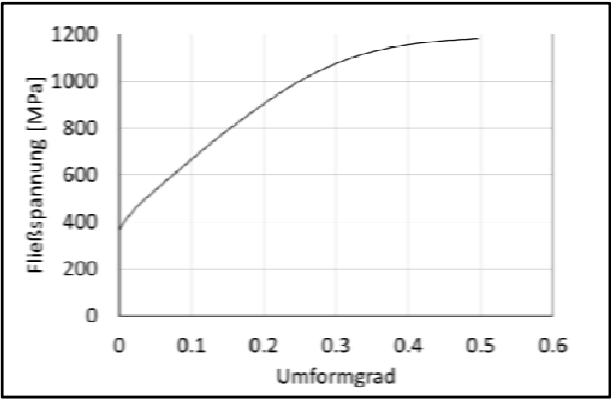


Abbildung 8.1 Fließkurve des Stahl 16–7–6 bei Raumtemperatur, umgeformt mit 1/s

Damit die ermittelten Daten im Berechnungsmodell berücksichtigt werden können, wurden diese über den Freiberger Ansatz [25] bis zu einem Vergleichsumformgrad von $\varphi_V = 0.45$ abgebildet. Der Ansatz umfasst den Einfluss der Umformtemperatur ϑ , des Vergleichsumformgrads φ_V und der Vergleichsumformgeschwindigkeit $\dot{\varphi}_V$.

$$\begin{aligned} k_f &= A \cdot e^{m_1 \cdot \vartheta} \cdot \vartheta^{m_9} \cdot \varphi_V^{m_2} \cdot e^{m_4 / \varphi_V} \cdot (1 + \varphi_V)^{m_5 \cdot \vartheta + m_6} \cdot \dots \\ &\dots e^{m_7 \cdot \varphi} \cdot \dot{\varphi}_V^{m_3} \cdot \dot{\varphi}_V^{m_8 \cdot \vartheta} \end{aligned} \quad (8.1)$$

Die gemessenen Fließspannungswerte konnten mit der Ansatzform 7 bis zu einem Vergleichsumformgrad von 0.45 sehr gut abgebildet werden (Korrelation 0.99). Die Koeffizienten sind in Tabelle 8.2 aufgelistet. Der weitere Verlauf wurde als konstant angenommen.

Tabelle 8.2 Modellkoeffizienten für den heißgepressten Stahl 16–7–6 und den Freiberger Ansatz (1), Ansatzform 7 (gültig für Raumtemperatur bis $\varphi_V = 0.45$; $m_6 = m_9 = 0$)

A	1930.88	m₄	0.000107092
m₁	-0.0629883	m₅	0.732696
m₂	0.0750186	m₇	-10.2762
m₃	-20.2072	m₈	1.01427

Um den geeigneten Warmumformbereich für diesen Werkstoff zu ermitteln, wurden Zylinderstauchversuche im Temperaturbereich von 700 °C bis 1200 °C mit den Geschwindigkeiten 0,1, 1 und 10/s durchgeführt. Exemplarisch sind in Abbildung 8.2 die Fließkurven für die Geschwindigkeit 10/s dargestellt. Die Rekristallisations-Stopp-Temperatur (RST) liegt im Bereich von 800 °C bis 900 °C. Diese konnte auch durch Max-Strain Untersuchungen nachgewiesen werden.

Aus den Fließkurven konnten die Werte der Streckgrenze $k_{f,0}$ und der maximalen Fließspannung $k_{f,max}$ ermittelt werden. Diese sind in Tabelle 8.3 genannt.

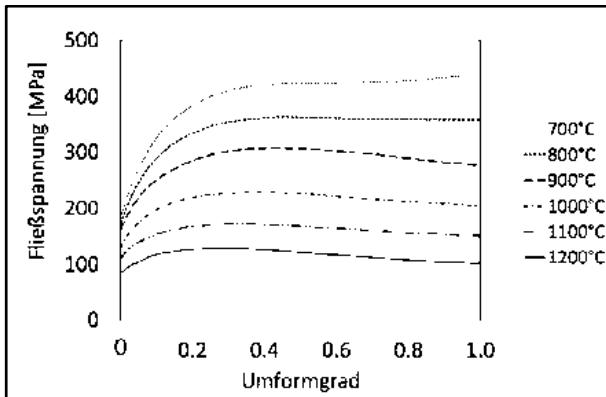


Abbildung 8.2 Fließkurven des Stahls 16-7-6 bei 700 °C bis 1200 °C, umgeformt mit 10/s

Tabelle 8.3 Minimale und maximale Fließspannung im Temperaturbereich von 700 °C bis 1200 °C für den heißgepressten Stahl 16-7-6

	700 °C	800 °C	900 °C	1000 °C	1100 °C	1200 °C
$k_{f,0}$	185	173	162	129	110	84
$k_{f,max}$	445	362	307	228	172	129
$\varphi_{vp}(k_{f,max})$	1.12	0.46	0.42	0.38	0.33	0.29

Aus vorangegangenen Untersuchungen ist ebenfalls bekannt, dass die Verarbeitungstemperaturen über 950 °C liegen sollte, um unerwünschte karbidische Ausscheidungen (Cr_{23}C_6) zu unterbinden. Eine Unterschreitung dieser Temperatur sollte demnach beim Walzen verhindert werden.

Für die anschließende Berechnung der Stichpläne war die Modellierung der Fließkurven notwendig. Mit dem Freiburger Ansatz [25] konnten die Warmfließkurven im Bereich von 900 °C bis 1200 °C für die drei Prüfgeschwindigkeiten, 0,1, 1 und 10/s mit einer sehr guten Korrelation von 0,99 abgebildet wer-

den. Aufgrund des linearen Zusammengangs zwischen der Fließspannung und der Umformgeschwindigkeit in doppelt-logarithmischer Darstellung ist damit eine Extrapolation bis zu 500/s möglich [25]. Tabelle 8.4 enthält die ermittelten Koeffizienten für den Freiberger Ansatz (1), Ansatzform 8.

Tabelle 8.4 Modellkoeffizienten für den heißgepressten Stahl 16–7–6 und den Freiberger Ansatz (1), Ansatzform 8 (gültig für Temperaturen zwischen 900 °C und 1200 °C und Geschwindigkeiten zwischen 0.1 und 500/s; $m_3 = m_6 = m_9 = 0$)

A	4936.29	m₅	-0.00154014
m₁	-0.00284749	m₇	0.44794
m₂	0.230591	m₈	0.000117008
m₄	0.000717726		

8.2.2 Werkstoffkenndaten

Grundlegende Untersuchungen zum Werkstoffverhalten der gegossenen Legierung 16-7-6 wurden von Wolf [26] und Krüger et al. [27, 28] im Temperaturbereich bis 100 °C durchgeführt. Es wurden spezifische Kennwerte für die Martensitbildung ermittelt. So konnte von Wolf nachgewiesen werden, dass im einachsigen Druckversuch sowohl die spannungsinduzierte als auch die verformungsinduzierte Martensitstarttemperatur (M_S und $M_{S^σ}$) unter RT liegt. Jahn [24] zeigte, dass die M_S -Temperatur im Gusszustand nahe 0 °C und im Walzzustand bei ca. -25 °C liegt. Die M_d -Temperatur für deformationsinduzierte Martensitbildung wurde mit 55 °C im Gusszustand bzw. mit 60 °C in der homogenisierten Knetlegierung ermittelt. Oberhalb dieser Temperatur findet keine umformungsbedingte Martensitbildung statt. Wolf [26] wies nach, dass bei 100 °C nur noch der TWIP-Effekt wirksam ist. Steigt die Temperatur auf Werte oberhalb von 200 °C, so kommt ausschließlich Gleitung im Austenit zum Tragen. Da die Auslösespannung für die α' -Martensitbildung jedoch korngroßenabhängig ist, konnte sie nicht aus vorherigen Arbeiten entnommen werden, sondern musste für den untersuchten Werkstoff ermittelt werden. Das Vorgehen dazu wurde von Wendler et al. [8] beschrieben. Aus der Fließkurve konnte demnach eine Auslösespannung von ca. 500 MPa für den heißgepressten Stahl 16-7-6 bei RT bestimmt werden. Im Vergleich zeigt sich für den Guss, bedingt durch die größere Korngröße, eine Auslösespannung im Bereich von 350 bis 400 MPa nach Wolf [26].

8.3 Berechnungsmodell und Stichplanerstellung

8.3.1 Berechnungsmodell

Für eine theoretisch fundierte Auslegung von Stichplänen wurden neben dem eigentlichen Walzmodell zur Berechnung von Spannung, Formänderung, Walzkraft und Walzmoment charakteristische Stichplanbegrenzungen wie Greifbedingung, Umformvermögen, maximale Hertz'sche Pressung, maximale Walzkraft und das maximale Walzmoment betrachtet. Da in den Untersuchungen das Abwalzen von Knüppeln zu einem Schmalband in den einzelnen Umformstufen im Mittelpunkt stand, wurden die sonst typischerweise bei der Stichplanoptimierung verwendeten Optimierungsparameter wie Planheit, Bandzug- und Walzkraftverteilung nicht berücksichtigt.

Als Walzspaltmodell wurde zunächst auf ein modifiziertes Streifenmodell zurückgegriffen. Dieses basiert auf der klassischen Karman'schen Differentialgleichung unter Verwendung der v. Mises Fließhypothese, dem Freiburger Fließkurvenansatz [25], der Kreisgleichung für den Walzspalt und einem regularisierten Reibungsansatz [29] mit druckabhängigem Übergang von Coulomb'scher Reibung auf Haftreibung nach Bay und Wanheim [30].

Das elastische Anlagenverhalten wurde über die Walzenabplattung nach Hitchcock [29, 31] bzw. Bohm und Flaxa [32] und die Auffederungskurve des verwendeten Walzgerüsts [33] berücksichtigt.

Thermische Einflüsse wurden mittels einer thermisch-mechanisch gekoppelten 1D – Rechnung berücksichtigt. Durch die regularisierte Form der Karman'schen Differentialgleichung für die Längsspannungsverteilung konnten beide Gleichungen als Differentialgleichungssystem gelöst werden. Da bei der Warmumformung nach jedem Walzstich ein Nachwärmen der Proben erfolgte, wurde hier auf eine Modellierung der Entfestigungskinetik verzichtet.

Aufgrund der deutlichen Änderung der Walzprobegeometrie von $L'_d/H_m = 0.6 - 2.7$ war eine Umschaltung zwischen dem ebenen Formänderungszustand und der allgemeinen dreiachsigen Umformung notwendig [29, 33, 34]. Dies wurde auf Basis des verwendeten Breiungsmodells von Wusatowski-Sander [32]/ Freiburger Ansatz [22] berechnet. Für Breiungen $\beta = b_1/b_0 < 1.01$ wurde mit ebenem Formänderungszustand gerechnet. Für einzelne Proben wurden stichprobenartig Berechnungen mittels eines erweiterten, quasi 3D-Streifenmodells nach Troost [35] ausgeführt. Diese ergaben insbesondere für schmalere Proben deutlich geringere Walzkräfte, die mit den gemessenen Werten besser übereinstimmten. Dies betraf insbesondere Proben mit einer Geometrie von $H_m/B_m \approx 1$.

8.3.2 Stichplanerstellung

Die Ergebnisse von Weiß et al. [3, 4] zeigten, dass für die Kaltumformung mit kleinen Stichabnahmen zwischen 10 und 15 % eine sehr hohe Abnahme von 95 % erreicht werden konnte. Der verwendete Stichplan beruhte jedoch ausschließlich auf Erfahrungen. Aufbauend darauf sollte der Stichplan rechnerisch nachvollzogen und optimiert werden, um mit möglichst wenigen Stichen eine maximale Umformung bei guter Blechqualität zu erreichen. Für die Warmumformung galt es, eine Stichfolge aufzustellen, die hinsichtlich der zu erwartenden Walzkräfte und Spannungen optimiert wurde, um Spannungsspitzen zu verhindern, welche im ungünstigsten Fall zum Werkstoffversagen führen können.

Unter Verwendung des Freiburger Stichplanmodells wurden so die Walzkraft, die Normdruck- und die Längszugspannung während der Einzelstiche berechnet. Alle Stichfolgen wurden für eine Walzengeschwindigkeit von $v_w = 0.5 \text{ m/s}$ berechnet. Im Bereich des Kaltwalzens wurden zwei Varianten untersucht. Einerseits wurde ein Stichplan entworfen, der Abnahmen kleiner 5 % aufweist, wobei die Spannungen dahingehen optimiert wurden, dass diese nur geringe Schwankungen zeigen (Probe K1). Andererseits wurde von einer konstanten Abnahme von 10 % ausgegangen (Probe K2). Die Walztemperatur wurde für die erste Berechnung als konstant mit 25°C angesetzt. Im Bereich der Kaltumformung wurde eine Endblechdicke von 4 mm angestrebt. Für die Temperatur beim Warmwalzen wurde die Annahme getroffen, dass diese pro Walzstich um 50°C sinkt. Es wurden drei verschiedenen Stichfolgen für die Untersuchungen zum Warmwalzen verwendet. Probe W1 beschreibt eine Stichfolge, die auf Erfahrungen beruht. Die Stichfolge für Probe W2 wurde so ausgelegt, dass sehr große Stichabnahmen auftreten und die Stichfolge für Probe W3 wurde rechnerisch dahingehend optimiert, dass die auftretenden Spannungen nur geringe Schwankungen aufzeigen. Für die warmgewalzten Proben wurde eine Endblechdicke von 2 mm angestrebt. Die geplanten Stichfolgen (Tabelle 8.5 und 8.6) für die Kalt- und Warmumformung wurden anschließend praktisch gewalzt.

Da beim Walzen geringe Abweichungen sowohl bei der Stichabnahme als auch bei der Temperatur aufgetreten sind, wurden die Berechnungen für die Gegenüberstellung der rechnerischen und experimentellen Ergebnisse für die Auswertung in Abschnitt 5 mit den tatsächlichen Stichabnahmen wiederholt.

Tabelle 8.5 Geplante Stichfolgen für die Kaltumformung von der Ausgangshöhe 10 mm (alle Angaben in mm).

Stich	Probe K1	Probe K2
1	9.5	9.0
2	9.03	8.1
3	8.57	7.29
4	8.15	6.56
5	7.74	5.9
6	7.35	5.31
7	6.98	4.78
8	6.63	4.3
9	6.3	3.87
10	6.05	
11	5.81	
12	5.58	
13	5.36	
14	5.17	
15	4.99	
16	4.84	
17	4.7	
18	4.55	
19	4.41	
20	4.27	
21	4.14	
22	4.02	

Tabelle 8.6 Geplante Stichfolgen für die Warmumformung von der Ausgangshöhe 10 mm (alle Angaben in mm).

Stich	Probe W1	Probe W2	Probe W3
1	8.8	6.4	8.2
2	6.8	4.4	6.8
3	4.8	3.1	5.3
4	3.5	2.1	4.4
5	2.5		3.6
6	1.85		3.1
7			2.7
8			2.4
9			1.9

8.4 Versuchsdurchführung

Die Validierung der rechnerischen Ergebnisse des Kaltwalzens erfolgte an einem Kaltwalzgerüst mit einem Walzendurchmesser von 253 mm. Die Walzengeschwindigkeit wurde konstant mit $v_w = 0.5$ m/s gewählt. Zur Verminderung der Reibung wurden die Probekörper und die Walzen mit ANTICORIT RP4107S Öl bestrichen. Nach jedem Walzstich wurde die Temperatur sowie die Blechdicke, -breite und -länge bestimmt. Vor jedem Walzstich wurden die Proben wieder auf RT abgekühlt. Des Weiteren wurden bei jedem Walzstich die Kraftverläufe aufgezeichnet. Nach Erkalten der Bleche wurden zur Bestimmung des α' -Martensitanteils Probestücke entnommen und der magnetische Anteil mit Hilfe eines MSAT-Gerätes der Firma Metis (ausgestattet mit einem Fluxmeter Lake Shore 480) bestimmt. Die Werte erreichen Genauigkeiten von ± 1 %.

Die Durchführung der Warmwalzversuche erfolgte an einem Reversier-Gerüst mit einem Duo-Walzeneinbau. Die verwendeten Walzen hatten einen Durchmesser von 360 mm. Die Walzengeschwindigkeit wurde konstant mit $v_w = 0.5$ m/s gewählt. Bei jedem Walzstich wurde die Temperatur auf der An- und Abstichseite sowie die Kraft- und Momentenverläufe mitgeschrieben. Das Walzgut wurde auf 1200 °C erwärmt und gewalzt. Beim Erreichen der unteren Walztemperatur von 950 °C wurden die Proben wieder auf 1200 °C erwärmt. Jeweils vor dem Erwärmungsschritt wurde die Blechdicke, -breite und -länge bestimmt. Für die zwischenliegenden Walzstiche wurden diese Werte abgeschätzt.

8.5 Ergebnisse und Diskussion

Im Folgenden werden die Versuchsergebnisse den Ergebnissen der Modellrechnung gegenübergestellt und diskutiert.

8.5.1 Warmumformung

Die Warmumformung erfolgte entsprechend der in Abschnitt 3.2 beschriebenen Stichpläne. Da diese experimentell nicht identisch gewalzt werden konnten, wurden für die folgende Auswertung, die experimentellen Ergebnisse nachgerechnet. Die tatsächlich gewalzten Stichpläne sind in Tabelle 8.7 genannt. Probe W1 beschreibt eine Stichfolge, die auf Erfahrungen beruht. Die Stichfolge für Probe W2 wurde so ausgelegt, dass sehr große Stichabnahmen auftreten und die Stichfolge für Probe W3 wurde rechnerisch dahingehend optimiert, dass die auftretenden Spannungen nur geringe Schwankungen aufzeigen. Die

resultierenden Bleche unterschieden sich nur unwesentlich. Abbildung 8.3 zeigt stellvertretend Probe W1 im Vergleich zum Ausgangszustand. Die angestrebte Probendicke von 2 mm konnte für alle drei Proben fehlerfrei erreicht werden. Die vermutete Neigung zu Kantenrissen bei hohen Stichabnahmen wurde im Versuch nicht bestätigt.

Tabelle 8.7 Experimentelle Stichfolgen für die Warmumformung von der Ausgangshöhe 10 mm (alle Angaben in mm, angenommene Werte sind kursiv dargestellt).

Stich	Probe W1	Probe W2	Probe W3
1	<i>8.8</i>	<i>6.4</i>	<i>8.2</i>
2	<i>6.8</i>	4.4	<i>6.7</i>
3	4.8	3.1	5.3
4	<i>3.5</i>	2.1	<i>4.4</i>
5	2.5		3.6
6	1.85		<i>3.1</i>
7			2.7
8			2.4
9			1.9

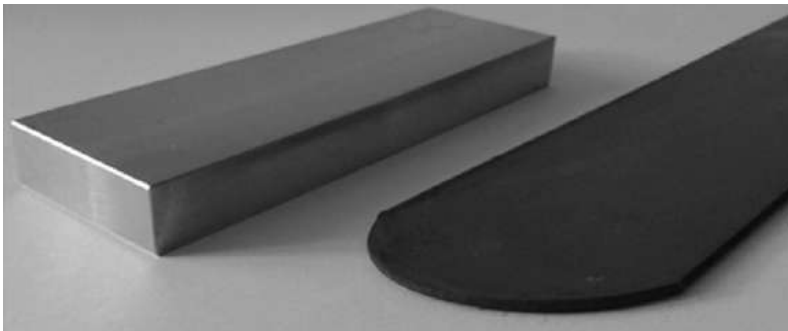


Abbildung 8.3 Blech nach der Warmumformung im Vergleich zum Ausgangszustand

Für die rechnerische Auslegung wurde für den Walzenwerkstoff ein Breitungskoeffizient von 1 angenommen, für den umgeformten Werkstoff entsprechend 0.99. Aufgrund des vorhandenen Spannungszustandes bestand bei den ersten Stichen die Gefahr von Kernrissen bzw. der Aufspaltung der Stirnseite (Alligatoring). Wie in Abbildung 8.4 ersichtlich, liegen alle Warmwalzversuche ober-

halb der kritischen Bereiche. Die eingezeichneten Grenzkurven entsprechen den Modellaussagen nach Turczyn et al. [36], wobei h_0 der Ausgangshöhe des Walzgutes und R_0 dem Walzenradius entspricht:

Grenzkurve für Kernrisse:

$$\frac{h_0}{R_0} = 0.55 \frac{\varepsilon}{1-\varepsilon} \quad (8.2)$$

Grenzkurve für Stirnrisse (Alligatoring)

$$\frac{h_0}{R_0} = 1.81 \frac{\varepsilon}{1-\varepsilon} \quad (8.3)$$

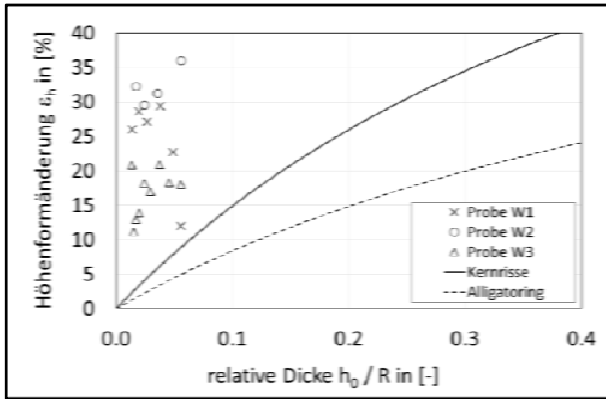


Abbildung 8.4 Zuordnung der Stichpläne zu den Kriterien für Kernrisse und Stirnrisse (Alligatoring)

Die Längs- und Normalspannungen, die sich aus der Rechnung des Stichplanmodells ergeben sind für die drei Walzproben W1 bis W3 in den Abbildungen 8.5 bis 7 dargestellt. Die Probe W1 zeigt Spannungen, die an 2000 MPa heranreichen. Das Auftreten von Spannungsspitzen dieser Art geht mit einem Absinken der Werkstofftemperatur einher (siehe dazu Abbildung 8.8 bis 8.10). Die Probe W2 zeigt trotz hoher Stichabnahmen geringe Spannungswerte unter 1000 MPa. Dies lässt sich ebenfalls mit der Werkstofftemperatur beim Walzen erklären. Durch die wenigen Stiche und die Wiedererwärmung zwischen den Stichen war die Werkstofftemperatur hoch und die Fließspannung dadurch relativ niedrig. Für die Probe W3 ergibt sich aus der Rechnung, dass ebenfalls mit niedrigen Spannungen von unter 1200 MPa, gewalzt wurde.

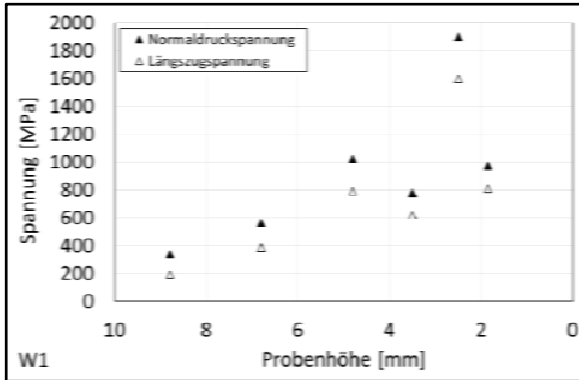


Abbildung 8.5 Berechnete maximale Längs- und Normalspannungen der Probe W1 laut Rechnung

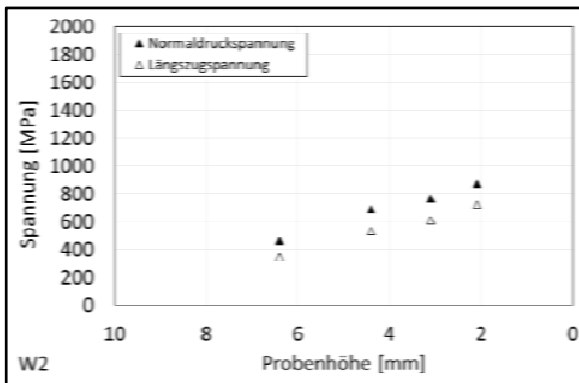


Abbildung 8.6 Berechnete maximale Längs- und Normalspannungen der Probe W2 laut Rechnung

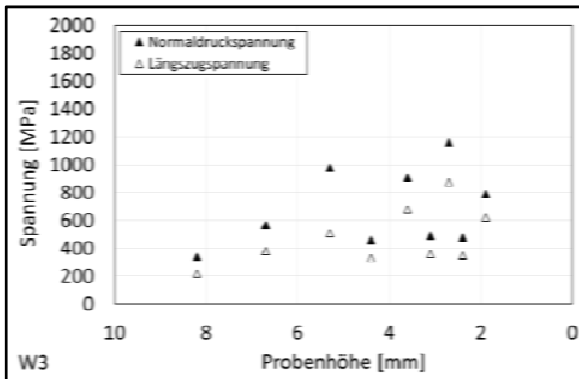


Abbildung 8.7 Berechnete maximale Längs- und Normalspannungen der Probe W3 laut Rechnung

Die errechneten und experimentell bestimmten Walzkräfte sowie die Temperatur auf der Anstichseite sind in den Abbildungen 8.8 bis 8.10 dargestellt. Es zeigt sich eine recht gute Übereinstimmung der Walzkräfte zwischen Experiment und Rechnung. Einige Abweichungen sind den Schwierigkeiten bei der Messung geschuldet, die auf den hohen Probestemperaturen beruhen. Allerdings ist eine deutliche Abweichung zwischen den gemessenen und berechneten Walzkräften, von bis zu 200 kN zu verzeichnen, wenn die Walztemperatur auf die untere Temperaturgrenze absinkt.

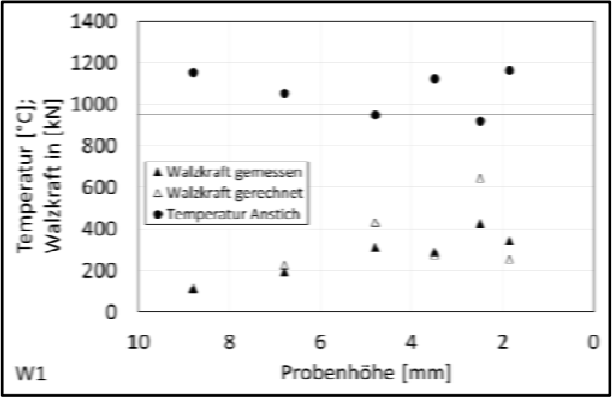


Abbildung 8.8 Vergleich von gemessener und gerechneter Walzkraft sowie der Temperatur in Abhängigkeit von der Probenhöhe für die Warmwalzprobe W1 (waagerechte Linie: untere Grenze der Walztemperatur)

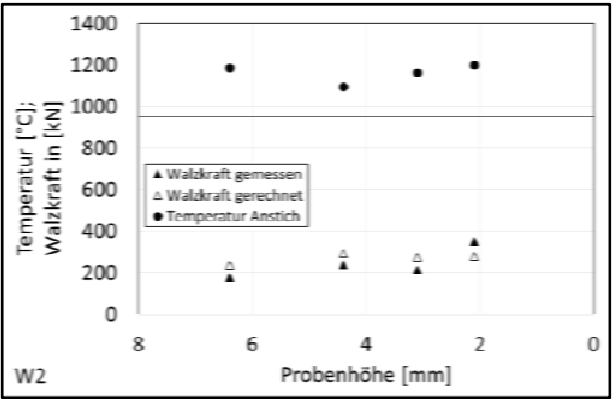


Abbildung 8.9 Vergleich von gemessener und gerechneter Walzkraft sowie der Temperatur in Abhängigkeit von der Probenhöhe für die Warmwalzprobe W2 (waagerechte Linie: untere Grenze der Walztemperatur)

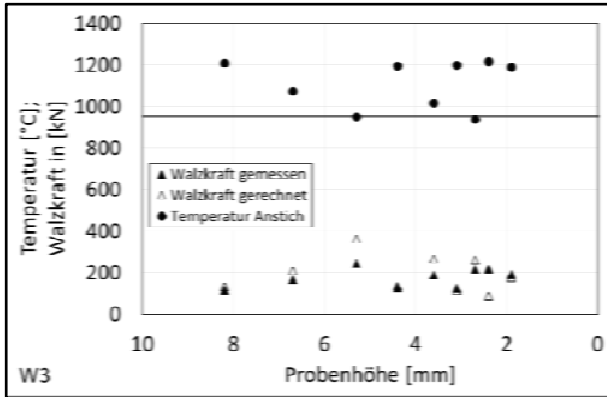


Abbildung 8.10 Vergleich von gemessener und gerechneter Walzkraft sowie der Temperatur in Abhängigkeit von der Probenhöhe für die Warmwalzprobe W3 (waagerechte Linie: untere Grenze der Walztemperatur)

Die Ergebnisse machen deutlich, dass die Temperatur einen wesentlichen Einfluss auf die Spannungen und die Walzkraft hat. Demnach sollte die Temperatur möglichst hoch (1100–1200 °C) und vor allem konstant gewählt werden, um Spannungs- und Kraftspitzen zu vermeiden. Aus den Ergebnissen ist ersichtlich, dass unter Beachtung dieser Vorgaben auch mit hohen Stichabnahmen gearbeitet werden kann.

Im untersuchten Temperaturbereich tritt keine Martensitbildung auf. Sie wurde demzufolge für die Warmumformung nicht weiter verfolgt. Eine Begrenzung für die Stichplangestaltung ist somit nur durch Walzkraft, Walzmoment und Temperatur gegeben.

Das Umformvermögen hochlegierter Stähle wurde unter anderem von Spittel et al. untersucht [21, 37]. Hierbei zeigte sich, dass das Warmumformvermögen für die betrachtete chemische Zusammensetzung im ausgesuchten Temperaturbereich eine Entstehung von Rissen verhindert. Es gilt nach Spittel und Spittel [21] für den Vergleichsbruchumformgrad die Gleichung (4). Die Zusammenhänge sind in Abbildung 8.11 dargestellt.

$$\begin{aligned} \varphi_{V,Bruch} &= \varphi_{V,Bruch-0} \cdot K(Cr) \cdot K(Ni) \cdot K(Mn) \cdot K(S) \cdot \dots \\ &\dots K(Cu) \cdot K(Mo) \end{aligned}$$

mit: $\varphi_{V,Bruch-0} = 2.7155$ (bei 1150 °C) (8.4)

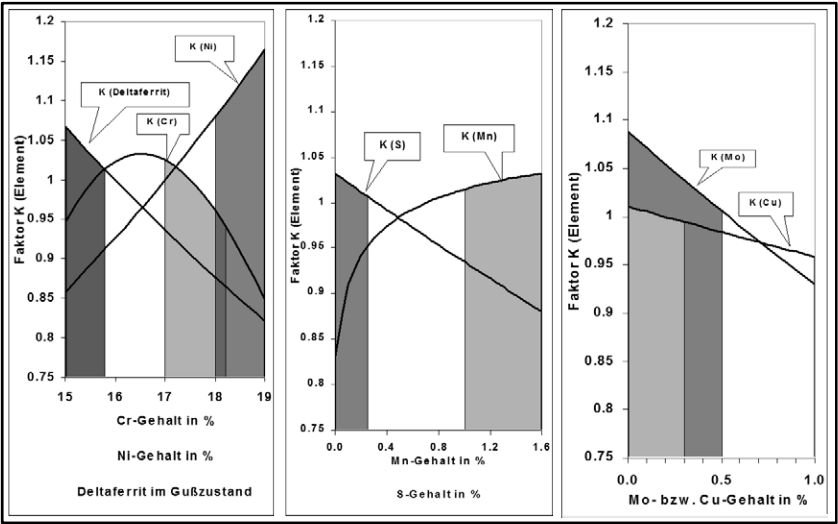


Abbildung 8.11 Abhängigkeit des Warmumformvermögens von Edelstählen von der Zusammensetzung nach Spittel und Spittel [20]

Der aus den Walzdaten und der Fließspannung errechnete bezogene Umformwiderstand, Abbildung 8.12, liegt im Bereich der Literaturwerte (Linien), allerdings an der unteren Grenze. Der aus den Walzmomenten und Walzkräften bestimmte Hebelarmbeiwert $m = M_W / (2 F_W L_d')$ liegt im oberen Bereich der Literaturwerte, Abbildung 8.13.

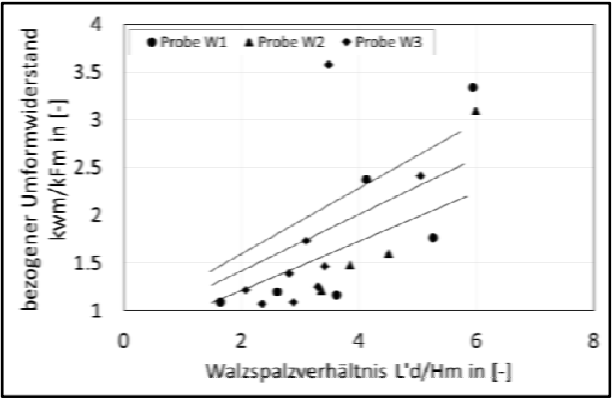


Abbildung 8.12 Bezogener Umformwiderstand in Abhängigkeit vom Walzspaltverhältnis für die Warmumformung

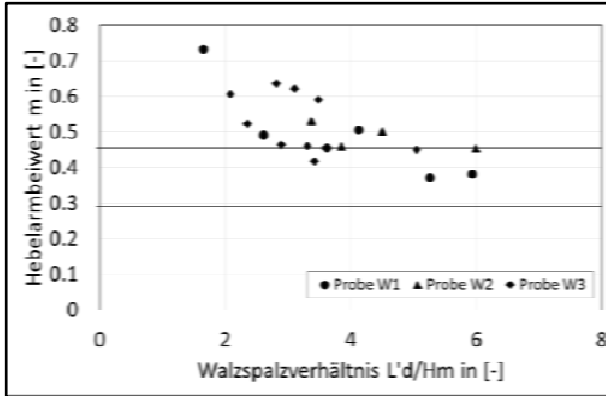


Abbildung 8.13 Hebelarmbeiwert in Abhängigkeit vom Walzspaltverhältnis für die Warmumformung

8.5.2 Kaltumformung

Die Walzversuche der Kaltumformung wurden mit untypischen Abmessungen von $H_m/B_m = 0.3-0.12$ und $L_d'/H_m = 0.6 - 2.7$ ausgeführt. Für diese Abmessungen war mit einer für Kaltwalzversuche merklichen Breitung $\beta = b_{p1}/b_{p0}$ zu rechnen. Die Simulation musste auch hier mit einem entsprechenden Lode-Parameter zur Berücksichtigung des Übergangs vom allgemeinen zum ebenen Formänderungszustand ausgestattet werden. Hierzu wurde das Breitungsmodell nach Wusatowski für die Kaltumformung verwendet [33]:

$$\beta = d \cdot f \cdot \gamma^{w_k} \text{ mit } w_k = 10^{-\left(6.647 \left\langle \frac{h_0}{2R_0} \right\rangle 0.9736 \left\langle \frac{b_0}{h_0} \right\rangle\right)} \quad (8.5)$$

Als Werkstoffkoeffizient wurde mit $d = 0.99741$ gerechnet und für den Einfluss der Reibung wurde der Koeffizient mit $f = 1$ angesetzt. Für Breitungen kleiner 1.01 wurde mit dem ebenen Formänderungszustand gerechnet. Da für die Kaltumformung zum Zeitpunkt der Stichplanauslegung nur die Fließkurve nach Abbildung 8.1 zur Verfügung stand, konnte die Abhängigkeit von der Umformgeschwindigkeit nicht berücksichtigt werden. Die Reibungsschubspannung wurde durch ein regularisiertes Reibungsgesetz mit Unterscheidung in Coulomb'scher Reibung und Haftreibung verwendet. Der Übergang zwischen beiden Modellen wurde mittels des Reibungsmodells nach Bay und Wanheim realisiert. Hierdurch ergibt sich bei Vorgabe des Reibungsfaktors der Mikroreibung der zugehörige Reibungskoeffizient. Im vorliegenden Falle betrug die Mikroreibung $m = 0.55$. Eine Ausnahme bilden die jeweils ersten beiden Walzstiche. Hier musste mit $m = 0.4$ gearbeitet werden.

Für die Auslegung des Stichplanes wurde entsprechend der Walztheorie [33] berücksichtigt, dass ausgehend von einem zugfreien Ein- bzw. Austrittsquerschnitt die Spannung senkrecht zur Walzader stets größer als die Fließspannung ausfällt. Infolge der bei Raumtemperatur zu erwartenden geringen Auslösspannung und den hohen Fließspannungswerten führt die Normal- und Längszugspannung im Walzspalt schon bei geringen Stichabnahmen zur Martensitbildung. Aus diesem Grund musste untersucht werden, ob a) eine Reduzierung der Stichabnahme auf ein vertretbares Minimum oder b) die Erzeugung von Umformwärme die Auslösung der Martensitbildung verhindern. Das Kaltumformvermögen stellt eine weitere typische Optimierungsbedingung dar. Da Voruntersuchungen mit ähnlichen Legierungskonzepten ein hohes Umformvermögen erwarten ließen, wurde diese Grenze vorab nicht ermittelt.

Konform zu den Auswertungen für die Warmumformung wurden nach Turczyn et al. [36] entsprechend der Gleichungen (2) und (3) ebenfalls die Gefahr zur Kernrissbildung bzw. Entstehung von Stirnrissen (Alligatoring) überprüft (Abbildung 8.14). Obwohl die Probe K1 vollständig und K2 teilweise im rissgefährdeten Bereich liegen, traten keine Risse auf (Abbildung 8.15).

Weiterhin mussten bei den zu erwartenden Walzdrücken die elastischen Anlagengrenzen bedacht werden. Hierzu wurde neben der Walzenabplattung und der sich daraus ergebenden kleinsten walzbaren Banddicke auch die maximale Kontaktspannung zwischen Probe und Walze herangezogen, welche für die verwendeten geschmiedeten Stahlwalzen unter 2100 MPa liegen sollte.

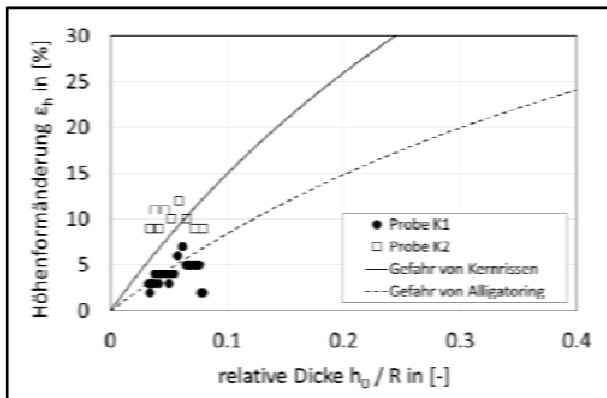


Abbildung 8.14 Zuordnung der Kaltwalzstichpläne zu den Kriterien für Kernrisse und Stirnrissen (Alligatoring)

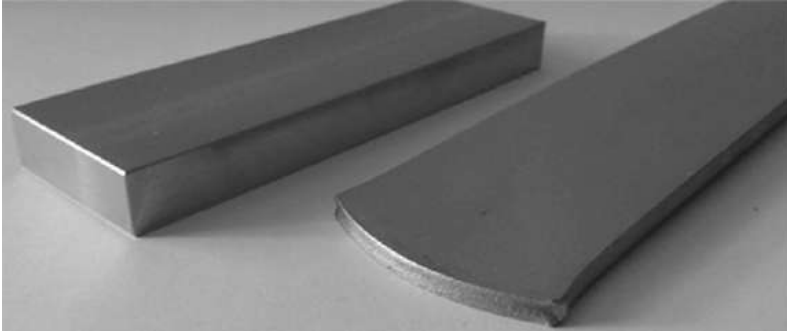


Abbildung 8.15 Blech nach der Kaltumformung im Vergleich zum Ausgangszustand

Tabelle 8.8 Experimentelle Stichfolgen für die Kaltumformung von der Ausgangshöhe 10 mm (alle Angaben in mm).

Stich	Probe K1	Probe K2
1	9.8	9.1
2	9.6	8.24
3	9.15	7.41
4	8.66	6.53
5	8.22	5.87
6	7.78	5.25
7	7.25	4.77
8	6.82	4.25
9	6.55	3.85
10	6.3	
11	6.1	
12	5.85	
13	5.62	
14	5.37	
15	5.18	
16	5.01	
17	4.82	
18	4.63	
19	4.5	
20	4.36	
21	4.23	
22	4.13	
23	4.01	

Aus den Walzversuchen ergab sich der Stichplan nach Tabelle 8.8. Dieser wurde für eine erneute Berechnung und Analyse der Walzdaten herangezogen. Für jeden Walzstich wurde die tatsächliche Probenhöhe und -breite sowie die Walzkraft ermittelt. Die Proben wurden nach jeder Umformung auf Raumtemperatur abgekühlt. Aus dem Vergleich von experimentellen und theoretischen Walzdaten wurden der Werkstoffkoeffizient für das Breiungsmodell und der Reibungsfaktor ermittelt.

Im Ergebnis der Untersuchungen zeigt sich, dass der bezogene Umformwiderstand k_{nm}/k_{jm} im Bereich der Literaturwerte liegt. Aus Abbildung 8.16 ist der Verlauf des bezogenen Umformwiderstandes in Abhängigkeit vom Walzspaltverhältnis L_d'/H_m ersichtlich. Dieser wurde aus den experimentell ermittelten Walzkraften unter Verwendung der Fließkurve nach Abbildung 8.1 und der Walzenabplattung nach Hitchcock bestimmt. Der Verlauf der Daten für $L_d'/H_m > 1$ weist auf eine für Kaltwalzversuche hohe Reibung hin. Andererseits bestätigt die Übereinstimmung mit den Literaturwerten das verwendete Fließkurvenmodell indirekt.

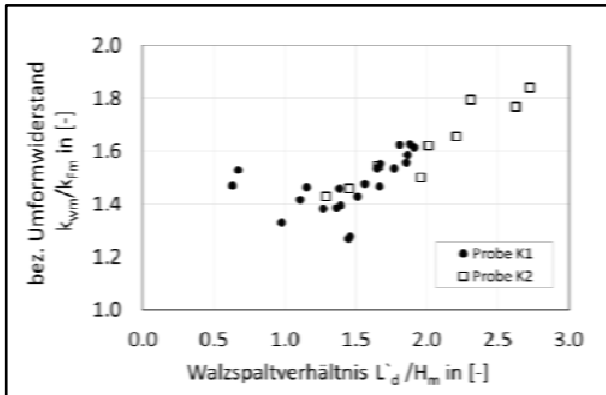


Abbildung 8.16 Veränderung des bezogenen Umformwiderstandes mit dem Walzspaltverhältnis für die Kaltwalzproben K1 und K2 nach Tabelle 8.8

Wie aus Abbildung 8.17 ersichtlich ist, stimmen bis auf den jeweils ersten Stich die berechneten Breitungen mit den gemessenen Werten sehr gut überein.

Die Abweichungen im ersten Stich sind aufgrund der geringen Stichabnahmen in der Größenordnung des Nachwalzens auf eine nicht vollständige Durchformung der Walzproben zurück zu führen. Hier zeigt eine Veränderung des Werkstofffaktors für den ersten Stich, auf $d = 1.1$, die besten Ergebnisse im Breiungsmodell.

Die berechneten Walzkraften stimmen nach Abbildung 8.18 mit den gemessenen Werten gut überein. Damit kann die berechnete Spannungsverteilung für die Bewertung des Werkstoffverhaltens herangezogen werden.

Entsprechend der Walztheorie liegt der Spannungszustand in Normalen- oder Längsrichtung stets über k_y da ohne Bandzug gearbeitet und gerechnet wurde. [33].

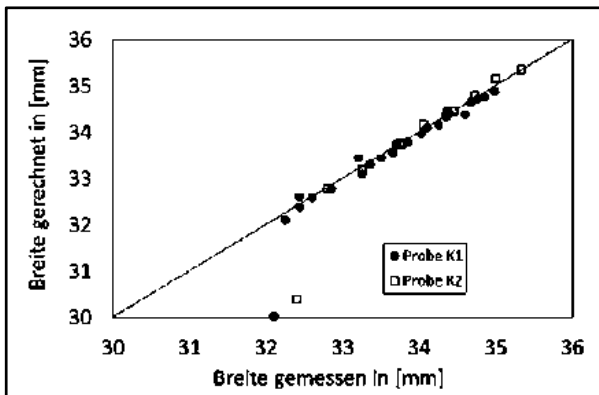


Abbildung 8.17 Vergleich zwischen gemessener und berechneter Probenbreite für das Kaltwalzen der Proben K1 und K2 nach Tabelle 8.8

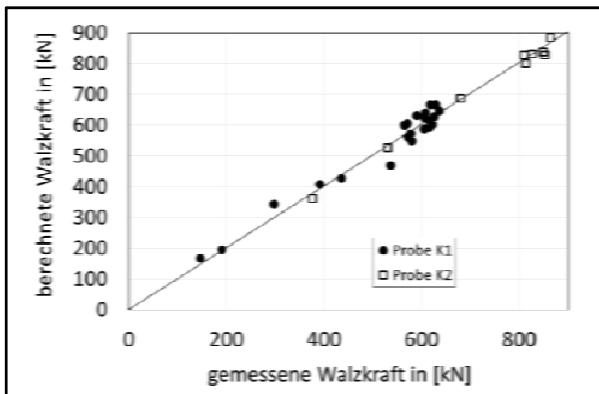


Abbildung 8.18 Vergleich von gemessener und berechneter Walzkraft für das Kaltwalzen der Proben K1 und K2 nach Tabelle 8.8

Infolge hoher Fließspannung liegt die Normal- und Längszugspannung schon bei merklichen Stichabnahmen über der Auslösespannung des Materials. Aus diesem Grunde musste untersucht werden, ob eine Reduzierung der Stichabnahme auf ein vertretbares Minimum oder aber die Erzeugung von Umformwärme zur Verhinderung der Auslösung der spannungsinduzierten Martensitbildung zum Ziel führen.

Entsprechend der Auswertung der Maximalwerte der Spannungsverteilungen liegen diese erwartungsgemäß selbst bei kleinen Stichabnahmen über der Auslösespannung, Abbildung 8.19. Einzig die Längsspannung der Probe K1 liegt in

den Walzstichen 1 bis 3 darunter. Unterschiedliche Martensitgehalte können daher nur thermische Ursachen haben. Hierbei zeigt die Probe K2 infolge höherer Abnahmen eine Erwärmung bis in den Bereich der kritischen Temperatur von 60 °C.

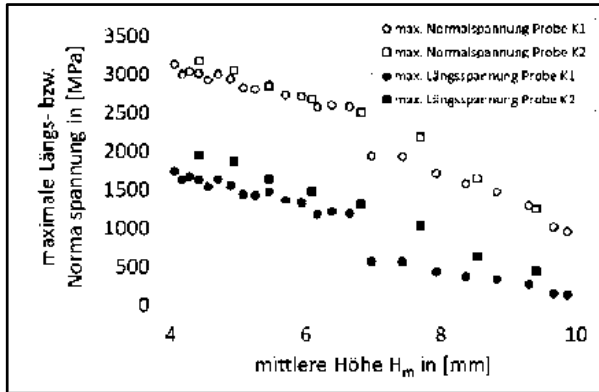


Abbildung 8.19 maximale Spannungen als Funktion der mittleren Walzspalthöhe H_m

Die Ergebnisse der Kaltumformung zeigen, dass entgegen der ursprünglichen Annahme größere Stichabnahmen zu sehr guten Walzergebnissen führen, da infolge der großen Umformung die Probe schnell über die M_d -Temperatur von ca. 60 °C [24] erwärmt wird. Die Bildung von Martensit ist bei höheren Temperaturen thermodynamisch nicht mehr möglich. Dies spiegelt sich auch in den gemessenen Martensitanteilen wider. Für die Probe K1 ergibt sich ein Wert von 38 %, wohingegen die Probe K2, welche mit großen Stichabnahmen gewalzt wurde, einen geringeren Martensitanteil von nur 29,3 % besitzt. Dieser Effekt wurde bereits von Franke et. al. an anderen hochlegierten Stählen nachgewiesen [38]. Die auf das Doppelte vergrößerten Stichabnahmen führten zur Senkung der Stichzahlen um 60 %. Demgegenüber ist nur eine geringe Erhöhung der Längsspannungen und Normalspannungen zu verzeichnen.

Hieraus zeigt sich, dass bei Kaltumformung die gezielte Erwärmung der Probe a) durch Vorerwärmung oder b) durch Umformwärme eine Möglichkeit zur Optimierung der Martensitanteile sind. Hierfür sind nachfolgend weitere Untersuchungen mit einem thermisch optimiertem Stichplan notwendig.

8.6 Zusammenfassung

Die vorgestellten Untersuchungen beschäftigen sich mit der Formgebung metastabiler, hochlegierter CrMnNi Stähle mit TRIP/TWIP-Effekt mittels Kalt- und Warmwalzen. Infolge einer Kaltumformung können diese Stähle sowohl

eine deformationsinduzierte martensitische Phasenumwandlung, als auch eine verformungsinduzierte Zwillingsbildung aufweisen. Diese Martensitbildung ist gleichzeitig Ursache eines sehr guten Verfestigungsvermögens. Um die damit einhergehende Dehnungsanomalie ausnutzen zu können, sind neue Walzstrategien erforderlich. Wird im elastischen Umformbereich bereits spannungsinduziert Umformmartensit gebildet, so setzt dieser sogar das Umformvermögen herab., Konventionelle Walzstrategien können deshalb nur begrenzt angewendet werden. Ziel war es demnach, Walzkonzepte für die Kalt- und Warmumformung für diese Werkstoffgruppe zu entwickeln. Unter Beachtung der werkstoffspezifischen Kennwerte, wie Auslösespannung, Stapelfehlerenergie sowie Martensitstart- und -umwandlungstemperatur, konnten sowohl für die Kalt- als auch für die Warmumformung mit dem Freiburger Stichplanmodell Stichfolgen entwickelt werden. Die Anwendbarkeit der Walzkonzepte konnte experimentell nachgewiesen werden.

Aufgrund des Umformverhaltens des TRIP Stahles ist eine Simulation mittels Schichtenmodell im weiteren Vorgehen geplant. Hierdurch wird erwartet, den Martensitanteil gezielter in seiner Verteilung über die Probendicke steuern zu können.

Danksagung

Die Autoren danken der Deutschen Forschungsgemeinschaft für die Förderung des Sonderforschungsbereiches 799: TRIP-Matrix-Composite, in dem diese Forschungen durchgeführt werden.

Literatur

- [1] Biermann H, Martin U, Aneziris CG, et al (2009) Microstructure and Compression Strength of Novel TRIP-Steel/Mg-PSZ Composites. *Adv Eng Mater* 11:1000–1006. doi: 10.1002/adem.200900210
- [2] Weiss A, Gutte H, Jahn A, Scheller PR (2009) Nichtrostende Stähle mit TRIP/ TWIP/SBIP-Effekt. *Mater Werkst* 40:606–611. doi: 10.1002/mawe.200800361
- [3] Weiss A, Wendler M, Gutte H, Biermann H (2013) Hochfester und Kaltumformbarer austenitischer Stahlguss mit TRIP/ TWIP Eigenschaften. *Giesserei* 100:54–65.
- [4] Weiss A, Wendler M, Lehmann G, Lehnert T (2012) Hochfester, kaltumformbarer, austenitischer Stahlguss mit TRIP/ TWIP-Eigenschaften. *Konstruktion* 63–66.

- [5] Jahn A, Kovalev A, Weiß A, et al (2011) Temperature Depending Influence of the Martensite Formation on the Mechanical Properties of High-Alloyed Cr-Mn-Ni As-Cast Steels. *Steel Res Int* 82:39–44. doi: 10.1002/srin.201000228
- [6] Gutte H, Weiß A (2011) Spannungs- und verformungsinduzierte Martensitbildungen in metastabilen austenitischen CrNi-Stählen. TU Bergakademie Freiberg
- [7] Jahn A, Kovalev A, Weiß A, et al (2009) Mechanical properties of high alloyed cast and rolled CrMnNi TRIP steels with varying Ni contents. In: ESOMAT 2009. 8th European Symposium on Martensitic Transformations, Prague, p 05013
- [8] Wendler M, Reichel B, Weiss A, et al (2014) Influence of Carbon on the Microstructure and Mechanical Properties of Cast Austenitic Fe-19Cr-4Ni-3Mn-0.15N Steels. In: HNS 2014. 12th International Conference on High Nitrogen Steels, Hamburg, pp 154–161
- [9] Bleck W, Frehn A, Kranz S, et al (2000) The influence of preceding cryoforming and testing temperature on the mechanical properties of austenitic stainless steels. *Steel Res* 71:303–309.
- [10] Martin S, Wolf S, Martin U, Krüger L (2011) Influence of temperature on phase transformation and deformation mechanisms of cast CrMnNi-TRIP/TWIP steel. *Solid State Phenom* 172-174:172–177. doi: 10.4028/www.scientific.net/SSP.172-174.172
- [11] Kovalev A, Wendler M, Jahn A, et al (2013) Thermodynamic-Mechanical Modeling of Strain-Induced α' -Martensite Formation in Austenitic Cr-Mn-Ni As-Cast Steel: Thermodynamic-Mechanical Modeling of Strain-Induced α' -Martensite Formation. *Adv Eng Mater* 15:609–617. doi: 10.1002/adem.201200340
- [12] Spencer K, Véron M, Yu-Zhang K, Embury JD (2009) The strain induced martensite transformation in austenitic stainless steels: Part 1 – Influence of temperature and strain history. *Mater Sci Technol* 25:7–17. doi: 10.1179/174328408X293603
- [13] Dumay A, Chateau J-P, Allain S, et al (2008) Influence of addition elements on the stacking-fault energy and mechanical properties of an austenitic Fe–Mn–C steel. *Mater Sci Eng A* 483-484:184–187. doi: 10.1016/j.msea.2006.12.170
- [14] Lee T-H, Shin E, Oh C-S, et al (2010) Correlation between stacking fault energy and deformation microstructure in high-interstitial-alloyed austenitic steels. *Acta Mater* 58:3173–3186. doi: 10.1016/j.actamat.2010.01.056
- [15] Lee T-H, Ha H-Y, Hwang B, et al (2012) Effect of Carbon Fraction on Stacking Fault Energy of Austenitic Stainless Steels. *Metall Mater Trans A* 43:4455–4459. doi: 10.1007/s11661-012-1423-y
- [16] Saeed-Akbari A, Mosecker L, Schwedt A, Bleck W (2012) Characterization and Prediction of Flow Behavior in High-Manganese Twinning Induced Plasticity Steels: Part I. Mechanism Maps and Work-Hardening Behavior. *Metall Mater Trans A* 43:1688–1704. doi: 10.1007/s11661-011-0993-4

- [17] Petrov YN (2005) On the electron structure of Mn–, Ni– and Cr–Ni–Mn austenite with different stacking fault energy. *Scr Mater* 53:1201–1206. doi: 10.1016/j.scriptamat.2005.07.002
- [18] Jandová D, Řehoř J, Nový Z (2004) Microstructural changes taking place during the thermo-mechanical processing and cold working of steel 18Cr18Mn0.5N. *J Mater Process Technol* 157–158:523–530. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2004.09.072
- [19] Gavriljuk V, Petrov Y, Shanina B (2006) Effect of nitrogen on the electron structure and stacking fault energy in austenitic steels. *Scr Mater* 55:537–540. doi: 10.1016/j.scriptamat.2006.05.025
- [20] Oettel H, Schumann H (2005) *Metallografie*. Wiley-VCH, Weinheim
- [21] Spittel M, Spittel T (2009) 3 Plasticity of steel. In: Warlimont H (ed) *Met. Form. Data Ferr. Alloys - Deform. Behav.* Springer, Berlin, Heidelberg, pp 57–80
- [22] Hensel A (1990) *Technologie der Metallformung Eisen- und Nichteisenwerkstoffe: mit 249 Tabellen*. Dt. Verl. für Grundstoffindustrie, Leipzig
- [23] Weiss A, Wendler M, Gutte H, Biermann H (2013) High-strength cold-formable austenitic cast steel with TRIP/TWIP properties. *Int Foundry Res* 65:2–10.
- [24] Jahn A (2012) Einfluss der Martensitbildung auf die mechanischen Eigenschaften von ein- und mehrphasigen gegossenen und warm gewalzten Cr-Mn-Ni Stählen. Shaker, Aachen
- [25] Spittel M, Spittel T (2009) 2 Flow stress of steel. In: Warlimont H (ed) *Met. Form. Data Ferr. Alloys - Deform. Behav.* Springer, Berlin, Heidelberg, pp 23–56
- [26] Wolf S (2012) Temperatur- und dehnratenabhängiges Werkstoffverhalten einer hochlegierten CrMnNi-TRIP/TWIP-Stahlgusslegierung unter einsinniger Zug- und Druckbeanspruchung. Shaker, Aachen
- [27] Krüger L, Wolf S, Martin S, et al (2010) Werkstoffverhalten einer TRIP/TWIP-fähigen CrMnNi-Stahlgusslegierung bis zu hohen Dehnraten. *Mater Test* 52:588–595. doi: 10.3139/120.110165
- [28] Krüger L, Wolf S, Martin U, et al (2010) The influence of martensitic transformation on mechanical properties of cast high alloyed CrMnNi-steel under various strain rates and temperatures. *J Phys Conf Ser* 240:012098. doi: 10.1088/1742-6596/240/1/012098
- [29] Pawelski H, Pawelski O (2000) *Technische Plastomechanik: Kompendium und Übungen*. Verl. Stahleisen, Düsseldorf
- [30] Wanheim T, Bay N, Petersen AS (1974) A theoretically determined model for friction in metal working processes. *Wear* 28:251–258. doi: 10.1016/0043-1648(74)90165-3

- [31] Lippmann H (1981) Mechanik des plastischen Fließens: Grundlagen und technische Anwendungen. Springer, Berlin
- [32] Becker H (1980) Walzwerke: Maschinen und Anlagen, 1. Aufl. Dt. Verl. für Grundstoffindustrie, Leipzig :
- [33] Weber K (1974) Grundlagen des Bandwalzens. Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig
- [34] Zengler P (1971) Die Normal- und Tangentialspannungen im Walzspalt beim Warmwalzen und deren Zusammenhang mit Walzkraft und Umformungsmoment (Freiberger Forschungsheft Band 160). Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig
- [35] Troost A (1964) Zur elementaren Plastizitätstheorie räumlicher Umformvorgänge - Archiv für das Eisenhüttenwesen : Fachberichte/hrsg. vom Verein Deutscher Eisenhüttenleute und Max-Planck-Institut für Eisenforschung. Stahleisen, Düsseldorf
- [36] Turczyn S, Malinowski Z (1995) Split ends and central burst defects in rolling. In: Ghosh SK, Predeleanu M (eds) Mater. Process. Defects. Elsevier, Amsterdam ; New York, pp 401–416
- [37] Spittel T, Spittel M, Egel M (2011) Einfluss der chemischen Zusammensetzung auf die Fließspannung von Stählen, Aluminium- und Kupferlegierungen. In: Kawalla R (ed) Werkst. Für Simul. Von Umformprozessen MEFORM 2011 30 März - 01 April 2011. Institut für Metallformung, Freiberg, pp 65–81
- [38] Pranke K, Wendler M, Weidner A, et al (2015) Formability of strong metastable Fe-15Cr-3Mn-3Ni-0.2C-0.1N austenitic TRIP/ (TWIP) steel - A comparison of different base materials. J Alloys Compd. doi: 10.1016/j.jallcom.2015.06.205

9 Prozessmodellierung der Wärmebehandlung

Simon Künne, Otto Junker GmbH, Lammersdorf

Abstract: Bei der Wärmebehandlung von Walzprodukten werden häufig Bandschwebeöfen eingesetzt, da diese eine kontinuierliche Prozessführung unter quasi-stationären Bedingungen ermöglichen. Je nach Anwendung sind dem Ofen Luftkühlzonen oder Wasserabschreckzonen nachgeschaltet. Diese Aggregate bilden zusammen die Schlüsselkomponenten der Anlage im Hinblick auf die Wärmebehandlung.

In diesem Beitrag werden die Grundlagen der Wärmeübertragung im Ofen und in den Kühlstrecken vorgestellt. Darauf aufbauend wird ein physikalisch motiviertes Modell präsentiert, das es ermöglicht, die Materialtemperatur zu jedem Zeitpunkt in der Anlage anhand der aktuellen Prozessgrößen zu berechnen. Eine wichtige Anwendung dieses Modells ist die automatische Rezeptgenerierung für die Anlage. Sie ermöglicht es, aus den metallurgisch relevanten Vorgaben, wie Haltezeiten und Abkühlraten, Sollwerte für die entsprechenden Prozessparameter, wie z. B. Ofentemperatur und Bandgeschwindigkeit, zu bestimmen.

Dies erlaubt sowohl beim Erwärmen als auch bei der Abschreckung eine sehr genaue Prozessführung. So können gezielt die Temperaturprofile eingestellt werden, bei denen keine unerwünschten Phasen oder Ausscheidungen im Material auftreten. Dies führt zu einem verringerten Aufwand bei der Suche nach den richtigen Anlageneinstellungen, wenn ein neues Produkt eingeführt werden soll. Weiterhin lassen sich bestehende Rezepte dynamisch anpassen, um Wartezeiten aufgrund von Temperaturwechseln im Ofen zu verringern.

9.1 Einleitung

In diesem Beitrag wird ein Rezeptgenerator für Wärmebehandlungsanlagen für Bänder auf Kupfer- beziehungsweise Aluminiumbasis vorgestellt. Das Herzstück solcher Anlagen bildet der Bandschwebeofen zusammen mit den angeschlossenen Kühlstrecken. Die Kühlung erfolgt je nach Werkstoff und gewünschter Abkühlrate mit Wasser, Nebel oder Luft. In Abbildung 9.1 ist sche-

matisch der Aufbau einer Anlage für Aluminiumbänder dargestellt, die über alle drei Kühlungsarten verfügt. Die einzelnen Teile sind dabei durch Luftmesser voneinander getrennt. Am Ofenausgang dient es als aerodynamische Sperre, um einerseits die Ofenatmosphäre von der Umgebung zu trennen und andererseits die Wärmeverluste zu verringern. Bei der Wasser- bzw. der Nebelabschreckung dienen die Luftmesser dazu, den Bereich der Kühlung scharf abzugrenzen, um eine definierte Prozessführung gewährleisten zu können. Außerdem wird verhindert, dass Wasser über die Bandoberfläche zurück in den Ofen fließt oder in andere Anlagenteile verschleppt wird.

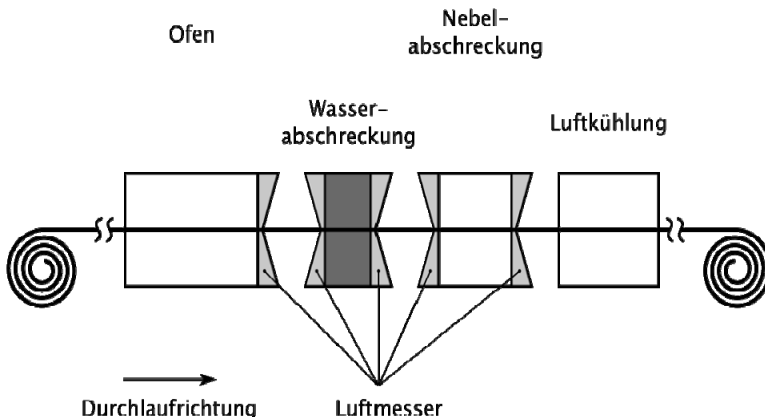


Abbildung 9.1 Schematische Darstellung der betrachteten Anlagenteile

Die Materialeigenschaften des Bandes werden unter anderem durch Phasenumwandlungen, Ausscheidungsvorgänge und Kornwachstum bestimmt. All diesen Prozessen ist gemein, dass sie stark temperaturabhängig sind. Ziel der Wärmebehandlung ist es also, den zeitlichen Verlauf der Materialtemperatur so zu steuern, dass sich die gewünschten Materialeigenschaften einstellen. In Abbildung 9.2 ist eine Möglichkeit dargestellt, wie sich der gewünschte Verlauf der Temperatur durch einige Kennzahlen beschreiben lässt. Beim Aufheizen müssen die Temperaturen T_H mit einer mittleren Aufheizrate \dot{H} erreicht und für eine gewisse Zeit t_H gehalten werden. Dies ist im linken Teil der Abbildung 9.2 dargestellt. Im rechten Teil ist die Kühlung des Bandes zu sehen. Dieser Teil lässt sich auch als ZTU-Schaubild interpretieren. Durch die Festlegung der Kühlfenster KF wird sichergestellt, dass die Temperaturkurve nicht durch ein Gebiet verläuft, in dem sich unerwünschte Ausscheidungen bilden würden. Die genauen Werte dieser Kennzahlen werden im Rahmen der Werkstoffentwicklung in Laborversuchen aufwändig ermittelt und gehören zur Kompetenz des Anlagenbetreibers. Sie werden hier als metallurgische Anforderungen bezeichnet.

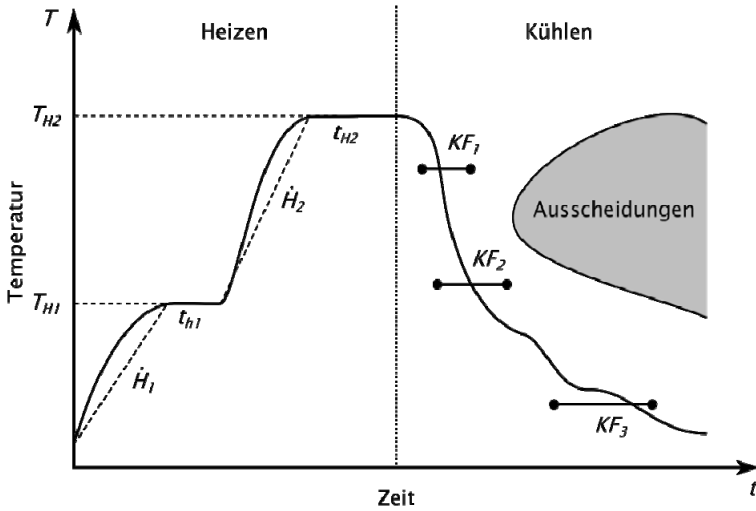


Abbildung 9.2 Schematischer Temperaturverlauf bei der Wärmebehandlung.

Um diesen Anforderungen gerecht zu werden, müssen die Prozessparameter der Anlage entsprechend eingestellt werden. Über die Temperaturen in den einzelnen Ofenzonen, die Drehzahlen der Ventilatoren, die Bandgeschwindigkeit, den Wasserdruck bei der Abschreckung und vieles mehr wird das Temperaturprofil des Materials in der Anlage eingestellt. Ein vollständiger Satz dieser Sollwerte zur Steuerung der Anlage wird als Rezept bezeichnet.

In der betrieblichen Praxis findet heutzutage meist folgendes Vorgehen statt: Im Labor werden die metallurgischen Anforderungen ermittelt und die zu erreichenden Materialeigenschaften festgelegt. In der Produktion werden anschließend iterativ die zugehörigen Rezepte ermittelt. Es wird eine Wärmebehandlung durchgeführt, das erzielte Ergebnis analysiert und daraufhin eine Anpassung des Rezeptes vorgenommen, solange bis die gewünschten Ergebnisse erzielt werden. Dieser Vorgang muss bei ein und derselben Legierung für verschiedene Dicken des Materials wiederholt werden. Für einen einzigen Satz metallurgischer Anforderungen müssen also mehrere Rezepte empirisch ermittelt werden. Stehen mehrere Anlagen zur Verfügung, die sich aber beispielsweise in der Länge leicht unterscheiden, muss für ein konkretes Produkt gegebenenfalls je ein anlagenspezifisches Rezept ermittelt werden.

Durch den Rezeptgenerator ändert sich die Sicht auf den Produktionsprozess. Die Größen, die es jetzt einzuhalten und direkt zu überwachen gilt, sind die metallurgischen Anforderungen, wie Haltezeiten und Abkühlraten. Mit welchem Druck das in der Wasserabschreckung umgesetzt wird, ist für den Betreiber der Anlage letztendlich nicht von Interesse. So muss nicht für jedes Coil in Abhängigkeit der Materialstärke ein bestimmtes Rezept aus der Datenbank

geladen werden, sondern einfach der Satz mit den metallurgischen Anforderungen ausgewählt werden, sodass die entsprechenden Sollwerte für die Anlage auf das Coil zugeschnitten werden können.

9.2 Physikalische Grundlagen des Modells

Wie bereits in Abbildung 9.1 dargestellt, besteht die betrachtete Anlage aus verschiedenen Teilen. Zentrale Fragestellung bei der Berechnung der Materialtemperatur ist die Berechnung des Wärmeübergangs zwischen Material und Umgebung an jeder Stelle in der Anlage. Daher werden im Folgenden die hier relevanten Mechanismen der Wärmeübertragung kurz dargestellt. Ausführlichere Informationen gibt es in zahlreichen Veröffentlichungen, wie beispielsweise (VDI 2006), (Baehr u. Stephan 2013) oder (Pfeifer 2013).

9.2.1 Der erste Hauptsatz der Thermodynamik

Der erste Hauptsatz der Thermodynamik, auch als Energieerhaltungssatz bekannt, besagt, dass die innere Energie eines abgeschlossenen Systems konstant ist. Das bedeutet auch, dass die Änderung der inneren Energie eines offenen Systems gleich der Differenz der eingehenden und ausgehenden Energieströme, sowie der im System generierten Leistung sein muss. Daraus ergibt sich die Energiebilanz für das System:

$$\dot{E}_{Sys} = \dot{E}_{ein} - \dot{E}_{aus} + \dot{E}_{gen}.$$

Als eintretende oder austretende Energieströme sind vor allem Wärmeströme zu nennen, die in den folgenden Abschnitten beschrieben werden. Findet über die Systemgrenzen ein Materialtransport statt, so lässt sich der daraus resultierende Energiestrom, in diesem Fall auch Enthalpiestrom genannt, durch

$$\dot{E}_{\dot{m}} = \dot{m} \cdot c_p \cdot T_m$$

ausdrücken. Die transportierte Masse pro Zeit \dot{m} bringt abhängig von ihrer spezifischen Wärmekapazität c_p und ihrer Temperatur T eine gewisse Energie in das System ein. Für das betrachtete System selbst ist die Temperatur im System über

$$\dot{E}_{Sys} = \frac{dT}{dt} m c_p$$

mit der Änderung der Energie verknüpft. Bei der Modellierung der Anlage wird das Band in endliche Volumenelemente eingeteilt, für die jeweils eine Energiebilanz aufgestellt wird.

9.2.2 Der konvektive Wärmeübergang

Für die betrachtete Wärmebehandlungslinie ist der wichtigste Mechanismus des Wärmetransports der konvektive Wärmeübergang zwischen Band und Umgebung. Im Ofen, in den Luftkühlzonen aber auch im Bereich der Luftmesser wird das Band durch die Düsensysteme mit heißer beziehungsweise kalter Luft beaufschlagt, was als erzwungene Konvektion bezeichnet wird. Im Bereich der Luftspalte wird die Luft nahe des Bandes erwärmt und steigt dann durch den Dichteunterschied im Vergleich zur Umgebung auf, sodass wieder kühlere Luft an das Band gelangt. Dies wird als freie Konvektion bezeichnet und die erreichten Wärmeströme sind deutlich kleiner als bei erzwungener Konvektion.

In Abbildung 9.3 sind die Größen dargestellt, die zur Beschreibung des konvektiven Wärmeübergangs nötig sind. Die Oberfläche des Bandes ist von einem mit der Geschwindigkeit u_∞ strömenden Fluid umgeben. Direkt an der Oberfläche ruht das Fluid, wodurch sich die angedeutete Geschwindigkeitsverteilung ergibt. Die Temperaturverteilung im Fluid ergibt sich aus der Umgebungstemperatur T_∞ und der Temperatur an der Oberfläche des Bandes T_S . Die Wärme, die vom Fluid an das Band übertragen wird, ist sowohl vom Strömungs- als auch vom Temperaturprofil und der Wärmeleitfähigkeit des Fluids in dieser Grenzschicht abhängig. Diese Effekte sind aber äußerst schwierig zu untersuchen, so dass in der Praxis bei der phänomenologischen Beschreibung des konvektiven Wärmeübergangs der Wärmeübergangskoeffizient α verwendet wird. Er dient als Proportionalitätskonstante für den Zusammenhang von Wärmestrom und Temperaturdifferenz zwischen Fluid und Material. In ihm sind alle unbekannten Effekte des konvektiven Wärmetransports zusammengefasst. Bezogen auf die Oberfläche A tritt folgender Wärmestrom auf:

$$\dot{Q}_\alpha = \alpha \cdot A \cdot (T_\infty - T_S).$$

Die Modellierung des konvektiven Wärmeübergangs lässt sich daher auf die Bestimmung von α reduzieren. In diesem Koeffizienten ist der Einfluss des Strömungsfeldes und des Temperaturfeldes enthalten, weswegen α von vielen Faktoren abhängig ist. Das sind zum einen statische Parameter, wie die geometrischen Verhältnisse \mathbf{G} in der Anlage, die das Strömungsfeld entscheidend beeinflussen. Zum anderen sind das Eigenschaften des Fluids, die sich im Laufe der Zeit ändern können, wie seine Geschwindigkeit u , die Wärmeleitfähigkeit λ , die spezifische Wärmekapazität c_p und die dynamische Viskosität η . Bis auf u handelt es sich dabei um temperaturabhängige Materialeigenschaften.

Die Nußelt-Zahl ist das Verhältnis von konvektiver Wärmeübertragung zu einer hypothetischen Wärmeleitung im ruhenden Fluid.

$$\text{Nu} = \frac{\alpha L}{\lambda}$$

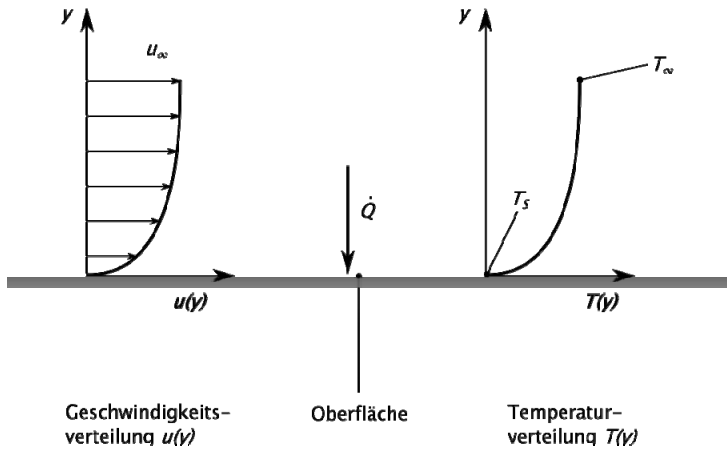


Abbildung 9.3 Konvektiver Wärmeübergang beim Aufheizen des Bandes

Die charakteristische Länge L ist von der Geometrie der Problemstellung abhängig. Für ein konkretes System ist diese Länge konstant, weshalb zwei Betriebspunkte des Systems über die genannte Gleichung miteinander in Beziehung gebracht werden können. Die Gleichung

$$\alpha_1 = \alpha_0 \cdot \frac{\text{Nu}_1}{\text{Nu}_0} \cdot \frac{\lambda_1}{\lambda_0}$$

folgt daraus und ermöglicht es, den Wärmeübergangskoeffizienten des Systems, von einem bekannten Betriebspunkt ausgehend, für einen anderen Betriebspunkt zu berechnen. Zur Kalibrierung des Modells muss also der Referenzzustand, hier mit dem Index 0, experimentell bestimmt werden.

In (VDI 2006) wird ein empirischer Ansatz zur Berechnung der Nußelt-Zahl für Runddüsenfelder angegeben. Der Ansatz

$$\text{Nu} = G \cdot \text{Pr}^m \cdot \text{Re}^n$$

wird im Modell für den Ofen und das Luftkühlfeld verwendet, da der Wärmeübergang hier hauptsächlich durch ein Runddüsenfeld erreicht wird. Hier steht G für einen Geometriefaktor, der den Aufbau der Düsenkästen berücksichtigt. Er ist für ein gegebenes System konstant und spielt daher für die Berechnung des Wärmeübergangs nach oben genannter Formel keine Rolle. Die Prandtl-Zahl als dimensionslose Größe verknüpft das Temperaturfeld mit dem Strömungsfeld des Fluids und ist mit

$$\text{Pr} = \frac{\eta c_p}{\lambda}$$

als Verhältnis von Impuls und Temperaturleitfähigkeit definiert. Die Reynolds-Zahl beschreibt das Verhältnis von Trägheits- zu Reibungskräften und ist als

$$\text{Re} = \frac{\rho u d}{\eta}$$

definiert. Hier ist d eine charakteristische Bezugslänge des Systems, die in beiden betrachteten Betriebspunkten identisch ist. Die Exponenten m und n hängen von der Art des betrachteten Düsensystems ab (VDI 2006).

Der dargestellte Ansatz wird zur Modellierung des Wärmeübergangskoeffizienten im Ofen, in den Luftkühlzonen und im Bereich der Luftmesser verwendet. Für die Bereiche mit freier Konvektion wird ein konstanter Wert angenommen.

9.2.3 Abschrecken mit Nebel und Wasser

Das Abschrecken mit Wasser oder Nebel lässt sich ebenfalls über die Gleichung des konvektiven Wärmetransports beschreiben. Durch die zusätzlich stattfindenden Siedevorgänge ist die Modellierung von α deutlich komplexer. In Abbildung 9.4 ist der Verlauf des Wärmeübergangskoeffizienten α beziehungsweise der Wärmestromdichte \dot{q}'' als Funktion der Materialtemperatur aufgetragen. Bei dem Material handelt es sich um ein 2,5 mm dickes Aluminiumblech, das in einem Wasserbad mit einer Temperatur von 20 °C bei erzwungener Konvektion abgeschreckt wurde. Die auftretenden Siedebereiche sind sowohl bei der Abschreckung mit Wasser als auch mit Nebel zu berücksichtigen.

Der Bereich, der in Abbildung 9.4 links der kritischen Wärmestromdichte \dot{q}''_{krit} liegt, wird als Blasensieden bezeichnet. Das Wasser, das mit der Oberfläche des Materials in Berührung kommt, verdampft und Blasen lösen sich ab. In diesem Bereich werden hohe Wärmeübergänge erreicht, da aufgrund der Verdampfungsenthalpie viel Energie abgeführt werden kann und weil durch die aufsteigenden Blasen eine erhöhte Konvektion auftritt. Ab einer gewissen Materialtemperatur entstehen so viele Blasen, dass diese eine geschlossene Dampfschicht bilden und der Wärmetransport nun durch Wärmeleitung und Strahlung in der Dampfschicht bestimmt wird und deutlich niedriger ausfällt als beim Blasensieden. Dieser Bereich beginnt ab der sogenannten Leidenfrosttemperatur T_{LF} und wird Filmsieden genannt. Der Übergangsbereich dazwischen wird als partielles Filmsieden bezeichnet. Im rechten Bereich der Abbildung ist zu sehen, dass α und \dot{q}'' mit steigender Materialtemperatur abfallen. Dies ist nicht auf einen weiteren Siedeeffekt zurückzuführen, sondern eher darauf, dass sich beim Eintauchen des Materials zunächst ein Gleichgewichtszustand einstellen muss. Nach aktuellem Kenntnisstand des Autors gibt es für diesen Bereich keine detaillierten theoretischen Abhandlungen. Eine weiterführende Untersuchung wird zur Zeit durchgeführt.

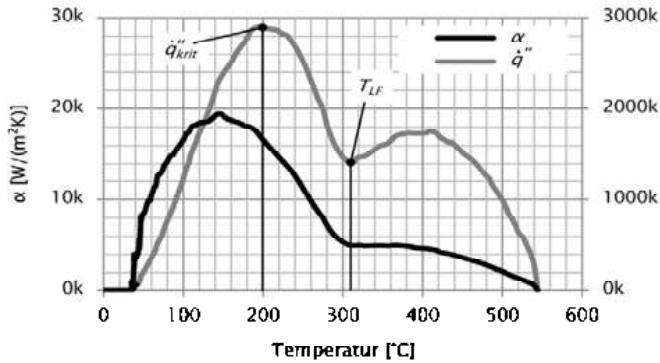


Abbildung 9.4 Verlauf von α und \dot{q}'' als Funktion der Materialtemperatur von 2,5 mm dickem Aluminium in einem Wasserbad mit erzwungener Konvektion.

9.2.4 Wärmestrahlung

Ein idealer oder auch schwarzer Strahler emittiert Wärmestrahlung in Abhängigkeit seiner Oberflächentemperatur T_S . Der Zusammenhang

$$\dot{Q}_{ideal} = \sigma A T_S^4$$

wird als Stefan-Boltzmann-Gesetz bezeichnet. Hier ist A die Oberfläche des Strahlers und σ die Stefan-Boltzmann-Konstante. Bei realen Strahlern ist der emittierte Wärmestrom jedoch von der Oberflächenbeschaffenheit und vom Material selbst abhängig. Die Gleichung

$$\dot{Q}_{real} = \varepsilon \sigma A T_S^4$$

beschreibt den abgegebenen Wärmestrom eines realen oder grauen Strahlers. Der Emissionskoeffizient $0 \leq \varepsilon \leq 1$ gibt an, wie stark das Material vom idealen Strahler abweicht. Für blanke Metalloberflächen liegt ε in der Größenordnung von 0,05 (VDI 2006). Der vom Band durch Strahlung aufgenommene Wärmestrom kann vereinfacht als

$$\dot{Q}_\varepsilon = \varepsilon \sigma A (T_\infty^4 - T_S^4)$$

modelliert werden, wobei T_∞ die aktuelle Umgebungstemperatur ist. Auch wenn \dot{Q}_ε von der vierten Potenz der Temperaturdifferenz abhängig ist, so ist aufgrund des geringen Emissionskoeffizienten und der hohen Wärmeübergänge bei der erzwungenen Konvektion die Strahlung in den meisten Anlagenteilen von geringer Bedeutung. Bei der Abschreckung mit Wasser oder Nebel wird der Strahlungsanteil vernachlässigt. Im Ofen, den Luftkühlzonen oder im Bereich der Luftmesser macht er weniger als 10 % des übertragenen Wärmestroms aus. Nur in Bereichen mit freier Konvektion, also den Luftspalten, dominiert der Wärmetransport durch Strahlung.

9.2.5 Wärmeleitung

Unter Wärmeleitung wird der Transport von Energie infolge eines Temperaturgradienten in einem Festkörper oder einem Fluid verstanden. Der entstehende Wärmestrom lässt sich durch

$$\dot{Q}_\lambda = -\lambda A \frac{\delta T}{\delta x}$$

beschreiben, wobei A die betrachtete Querschnittsfläche ist. Die Wärmeleitfähigkeit λ ist eine materialspezifische Proportionalitätskonstante. Der Temperaturgradient kann für die drei Raumrichtungen separat betrachtet werden, hier ist exemplarisch die x -Richtung gewählt. Im Vergleich zu den anderen Mechanismen des Wärmetransports spielt die Wärmeleitung für das Modell keine große Rolle und wird deshalb vernachlässigt. Auf eine theoretische Diskussion dieses Ansatzes wird an dieser Stelle verzichtet.

9.3 Modellierung der Wärmebehandlung

In diesem Kapitel wird der Aufbau des Modells vorgestellt und anschließend das Konzept des darauf aufbauenden Rezeptgenerators erläutert. Detaillierte Informationen zur Modellierung und zur numerischen Umsetzung sind beispielsweise in (Pfeifer 2013) oder (Dahmen u. Reusken 2008) zu finden.

9.3.1 Modellierung

Zur Berechnung des Temperaturprofils des Bandes über der Anlagenlänge wird das Band gedanklich in endliche Volumenelemente aufgeteilt. Zusätzlich werden weitere Volumenelemente betrachtet, mit denen das Band über bestimmte Randbedingungen in Wechselwirkung steht. Dies ist die Umgebungsluft, sowie die Gehäuse des Ofens und der Kühlstrecken. In Abbildung 9.5 ist dargestellt, wie die Volumenelemente im Falle einer Ofenzone miteinander in Beziehung stehen.

Die Elemente, die das Band repräsentieren, sind untereinander über den Enthalpiestrom des Bandes verknüpft. Im stationären Zustand des Systems wird durch die Differenz aus ausgehendem und eintretendem Enthalpiestrom in einem Volumenelement so viel Energie pro Zeit abgeführt, wie dem Element durch die Energieströme in Folge von Konvektion und Strahlung zugeführt wird. Für die Atmosphäre gilt, dass die Energie, die durch Konvektion an das Band und das Gehäuse abgegeben wird, genau der durch Brenner und Ventilatoren zugeführten Energie entspricht. Das Gehäuse gibt Energie durch Strahlung an das Band ab. Weiterhin wird Energie durch freie Konvektion an der Außenseite des Gehäuses an die Umgebung abgegeben. Die beiden Energie-

ströme werden durch den konvektiven Wärmeübergang zwischen Gehäuse und Ofenatmosphäre wieder ausgeglichen. So lässt sich anhand der Randbedingungen für jedes Volumenelement eine Energiebilanz aufstellen, aus der die aktuelle Änderungsrate seiner Temperatur hervorgeht.

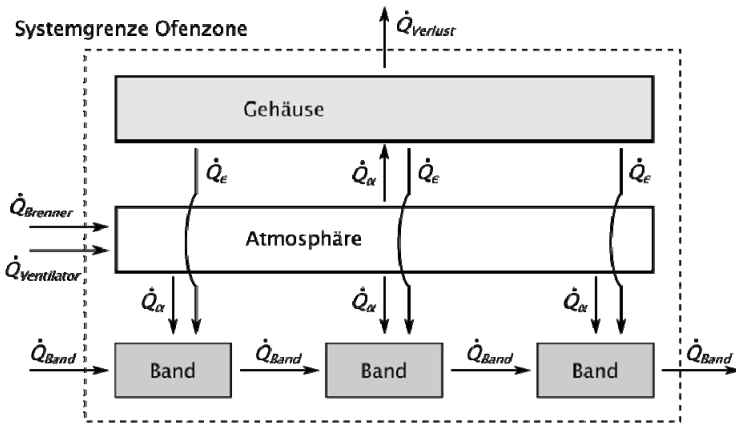


Abbildung 9.5 Schematische Darstellung der Volumenelemente zur Beschreibung einer Ofenzone und der berücksichtigten Energieströme.

Ähnliche Betrachtungen werden auch für anderen Anlagenteile durchgeführt, was hier jedoch nicht im Detail betrachtet werden soll. Um zu einem Rezept die resultierende Temperaturverteilung im Band zu bestimmen, wird in einem iterativen Verfahren für jedes Volumenelement die Energiebilanz berechnet und aus der Änderungsrate der Temperatur die Temperatur jedes Elementes im nächsten Zeitschritt bestimmt.

9.3.2 Rezeptgenerator

Mit Hilfe des vorliegenden Modells ist es nun möglich, anhand von metallurgischen Anforderungen ein Rezept für die Anlagensteuerung zu erstellen. Zur Lösung dieser Aufgabe müssen mehrere verschachtelte Optimierungsprobleme betrachtet werden.

Oberstes Ziel ist es, ein Rezept zu finden, das folgende Kriterien erfüllt:

1. Metallurgische Anforderungen
2. Möglichst hoher Durchsatz/Bandgeschwindigkeit

Bei der automatischen Erstellung des Rezeptes müssen gewisse Randbedingungen erfüllt werden, die sich in zwei Arten unterscheiden lassen. Erstens müssen die systembedingten Randbedingungen beachtet werden. Dazu gehört unter

anderem, dass zwischen einzelnen Ofenzonen keine zu großen Temperaturdifferenzen auftreten dürfen, um Schädigungen der Anlage durch Thermospannungen zu verhindern. Weiterhin muss die verfügbare Brennerleistung bei der Vorgabe der Temperaturen in den Ofenzonen berücksichtigt werden, sowie die erforderliche Ventilator-drehzahl, um einerseits ein stabiles Tragverhalten des Bandes und andererseits den benötigten Wärmeübergang zu gewährleisten. In den Kühlstrecken müssen die verschiedenen Siedephasen beachtet werden, um eine gleichmäßige und verzugsarme Kühlung zu erreichen. Um diesen Anforderungen im Zuge der Optimierung Rechnung tragen zu können, sind im Programm entsprechende Kennlinien hinterlegt, die im Rahmen der Entwicklung des Rezeptgenerators ermittelt wurden. Zweitens müssen die anwenderseitigen Einschränkungen beachtet werden. Um unvorhersehbaren Umständen gerecht zu werden, kann der Anwender bestimmte Stellgrößen als festen Wert vorgeben oder obere und untere Grenzen festlegen, die bei der Rezepterstellung eingehalten werden müssen. Auf diese Weise ist der Anwender jederzeit in der Lage die erstellten Rezepte nach seinen Wünschen zu beeinflussen.

Um die Qualität eines Rezeptes mathematisch beurteilen zu können wird eine sogenannte Gütefunktion $J = f(x_i) \geq 0$ definiert. Mit x_i sind hier alle Eingangsgrößen des Optimierungsproblems gemeint. Dies sind alle Stellgrößen des Prozesses, also alle Sollwerte für die betrachteten Anlagenteile, die in einem Rezept enthalten sind. Dies sind beispielsweise die Temperaturen der einzelnen Zonen, die Ventilator-drehzahlen oder Wasserdrücke in den Abschreckzonen. Für Abweichungen von den metallurgischen Vorgaben oder für die Verletzung von Randbedingungen, sowie für zu hoch angesetzte Ventilator-drehzahlen werden Terme zu J addiert, die umso größer werden, je stärker die jeweilige Abweichung ist. Bei korrekter Gestaltung von J kann das in Abbildung 9.6 schematisch dargestellte Gradientenverfahren (Jarre u. Stoer 2013) genutzt werden, um die optimale Lösung zu finden.

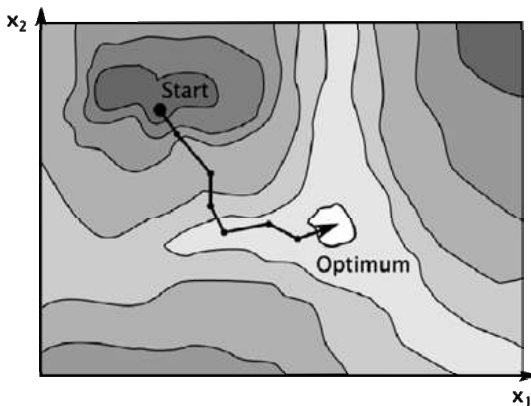


Abbildung 9.6 Schematische Darstellung des Gradientenverfahrens. Iterationsschritte auf den Höhenlinien der Gütefunktion.

Der Rezeptgenerator lässt sich in die Visualisierung der Anlagensteuerung integrieren oder als eigenständiges Programm auf einem PC installieren. Dadurch kann der Anlagenbetreiber schnell neue Rezepte für seine Produkte entwickeln, sowie bestehende Rezepte optimieren. Ein weiterer Anwendungsfall ist die Überprüfung, welche Prozessgrößen sich in welcher Weise auf das Ergebnis der Wärmebehandlung auswirken. So kann festgestellt werden, in welchen Toleranzen sich bestimmte Parameter, wie beispielsweise die Bandgeschwindigkeit, bewegen dürfen, ohne dass die Stabilität des Prozesses gefährdet wird.

Da durch den Rezeptgenerator auch unterschiedliche Rezepte erstellt werden können, die bestimmte metallurgische Anforderungen erfüllen, kann ein Produkt mit verschiedenen Rezepten in der Anlage gefahren werden. Dies bedeutet eine flexiblere Produktion, was bei der Vermeidung von Wartezeiten hilft, wenn beispielsweise vor einem Produktwechsel die Ofentemperatur nicht gesenkt werden muss.

Literatur

- [1] Baehr HD, Stephan K (2013) Wärme- und Stoffübertragung, 8. Auflage. Springer, Berlin
- [2] Dahmen W, Reusken A (2008) Numerik für Ingenieure und Naturwissenschaftler, 2. Auflage. Springer Berlin
- [3] Jarre F, Stoer J (2013) Optimierung. Springer, Berlin
- [4] Pfeifer H (2013) Handbuch Industrielle Wärmetechnik, 5. Auflage. Vulkan-Verlag, Essen
- [5] Verein Deutscher Ingenieure (2006) VDI Wärmeatlas, 10. Auflage. Springer, Berlin

10 Kurzzeitwärmebehandlung kaltgewalzter metallischer Halbzeuge im Werkstofflabor unter Glühbedingungen wie in Banddurchlaufanlagen

Dr.-Ing. T. Berrenberg

ITP GmbH, Aachen, Geschäftsführer

WSP GmbH, Aachen, Leiter Thermoprozesstechnik

An der Glashütte 10, 52074 Aachen, 0241 87970378,

berrenberg@itp-aachen.de

10.1 Einleitung

Die Halbzeughersteller von Bändern aus Stahl, Buntmetall und Aluminiumlegierungen müssen die ständig steigenden Qualitätsanforderungen der Kunden erfüllen. Neben den Toleranzen hinsichtlich der Geometrie müssen die Bänder vor allem die Anforderungen hinsichtlich der gewünschten Materialeigenschaften wie Zugfestigkeit, Dehngrenze, Bruchdehnung, Härte, Korngröße oder elektrische Leitfähigkeit erfüllen. Neben der Legierungszusammensetzung werden diese Materialeigenschaften maßgeblich durch das abwechselnde Kaltwalzen und die Kurzzeit-Wärmebehandlung eingestellt. Die Kurzzeit-Wärmebehandlung von Bändern wird typischerweise in Banddurchlauföfen durchgeführt. Diese Durchlauföfen stellen die Kernkomponente in Entfettungs-, Glüh-, und Beizlinien dar. Während der kurzen nicht isothermen Aufheiz- und Abkühlphase finden dabei komplexe metallurgische Vorgänge bei z. B. der Rekristallisation, dem Lösungsglühn oder Vergüten des Materials ab. Typischerweise reagieren diese Vorgänge sehr dynamisch auf leichte Änderungen des Temperatur-Zeit-Verlaufs.

Das Downscaling dieses Wärmebehandlungsprozesses auf Labormaßstab und umgekehrt ist mit Standardlaborausrüstungen sehr schwierig und ungenau und stellt ein Hindernis für die Werkstoffentwicklung, das Qualitätsmanagement, die Prozessoptimierung und nicht zuletzt auch für die Projektierung neuer Glühlinien

dar. Das Bindeglied zwischen Labor- und Produktionsmaßstab sind auf diese Prozesse abgestimmte Glühsimulatoren, in denen Probebleche unter nahezu den gleichen Bedingungen wie in Produktionsanlagen geglüht werden können. Darüber hinaus bieten Glühsimulatoren die Möglichkeit, höhere Aufheiz- und Abkühlraten als in Produktionsanlagen zu realisieren, was für die Entwicklung von Werkstoffen interessant sein kann. In dem von der WSP und dem ITP entwickelten und betriebenen **Glühsimulator** können Blechproben bis zu einer Größe von 400 mm × 400 mm bei Temperaturen bis 1150 °C wärmebehandelt werden. Die Praxistauglichkeit wird anhand einiger ausgewählter Beispiele demonstriert.

10.2 Die Kurzzeitwärmebehandlung in einem Banddurchlauföfen

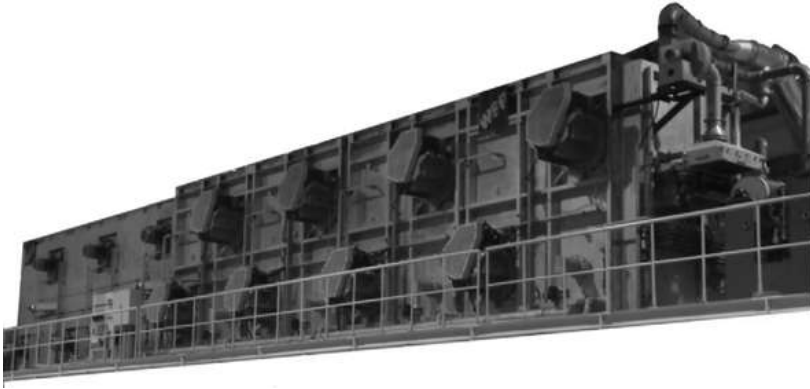
Die Bänder werden in Banddurchlauföfen, wie z. B. in dem in Abbildung 10.1 dargestellten Bandschweißofen, entsprechend den Vorgaben der Halbzeughersteller nach einem definierten Temperatur-Zeit-Verlauf geglüht, so dass die gewünschten Werkstoffeigenschaften erzielt werden. Die Temperatur-Zeit-Verläufe werden durch die folgenden Parameter charakterisiert, siehe auch Abbildung 10.2:

- Vorwärmtemperatur (optional)
- Maximale Glühtemperatur (am Material)
- Aufheizrate
- Aufheizdauer
- Haltezeit (optional)
- Kühlrate
- Kühldauer

Für den jeweiligen Durchlauföfen werden diese Parameter in ein sogenanntes Rezept “übersetzt”. Das Rezept besteht aus den folgenden Parametern:

- Bandgeschwindigkeit v (bestimmt die Aufheizdauer und Kühlzeit)
- Temperaturen der Heizzonen
- In Konvektionsöfen zusätzlich:
- Ventilatordrehzahlen der einzelnen Heizzonen*

* (der konvektive Wärmeübergang ist eine Funktion der Ventilatordrehzahl)



Maximale Glühtemperatur: 850 °C

Bandbreite: 200–1.300 mm

Banddicke : 80 µm–3.0 mm

Max. Bandgeschwindigkeit: 100 m/min

Durchsatz: 3–25 to/h

Sonder-Durchlauföfen für die folgenden Anforderungen sind lieferbar:

- Hohe Glühtemperaturen bis 1000 °C (Durchhang)
- Sehr dünne Bänder mit Bandgeschwindigkeiten bis 300 m/min

Abbildung 10.1 Technische Daten eines WSP Bandschwebeofens

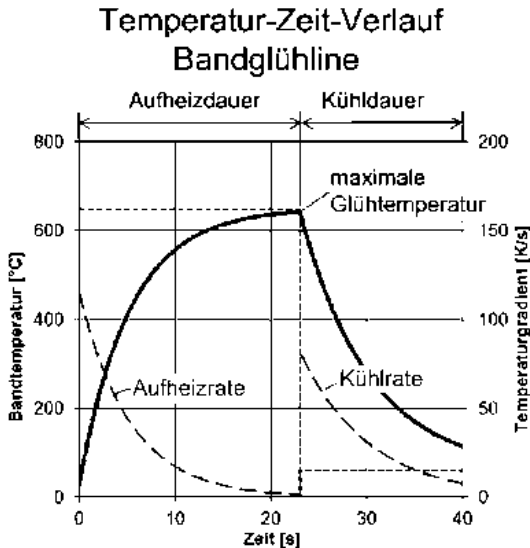


Abbildung 10.2 Kenngrößen der kontinuierlichen Bandwärmebehandlung

Einige dieser Parameter sind voneinander abhängig und müssen in der Regel noch auf die jeweilige Banddicke abgestimmt werden. Dies zeigt das folgende Beispiel: Zwei Bänder der gleichen Legierung, aber unterschiedlicher Dicke s , z. B. 1 mm und 2 mm, sollen auf die gleichen Werkstoffeigenschaften gegläut

werden. Um den gleichen Temperatur-Zeit-Verlauf zu erhalten, müssten beide Bänder bei der gleichen Bandgeschwindigkeit v , aber hinsichtlich Heizzonentemperaturen und Ventilatordrehzahlen angepassten Rezepten produziert werden. Dieser Ansatz ist unökonomisch, da bei 1 mm dickem Band nur der halbe Durchsatz erzielt würde. Der ökonomische Ansatz besteht darin, den $v \times s$ -Wert konstant zu halten, d. h. das 1 mm dicke Band wird bei doppelter Bandgeschwindigkeit produziert, so dass der gleiche Durchsatz wie beim dickeren Band erzielt wird. Grundsätzlich geht dies mit den ansonsten gleichen Rezeptparametern. Dadurch halbiert sich aber die Glühdauer und folglich werden abweichende Werkstoffeigenschaften erzielt. Dieser Einfluss der verkürzten Glühdauer lässt sich dadurch kompensieren, dass die max. Temperatur, die das Band erreicht, erhöht wird. Dies kann durch Anheben der Heizzonentemperatur und/oder Erhöhung der Ventilatordrehzahl erreicht werden. Falls dies nicht ausreicht, muss zusätzlich die Bandgeschwindigkeit leicht reduziert werden.

Die Erarbeitung der Rezepte für die verschiedenen Materialqualitäten und Bandabmessungen liegt in der Verantwortung der Halbzeughersteller. Unterstützend bieten hier die Anlagenhersteller in der Regel auf die jeweilige Anlage abgestimmte Simulationstools an, mit denen sich die Temperatur-Zeit-Verläufe sehr genau berechnen lassen. Diese Simulationstools enthalten aber keine Werkstoffmodelle, die eine Vorhersage der Änderung der Werkstoffeigenschaften

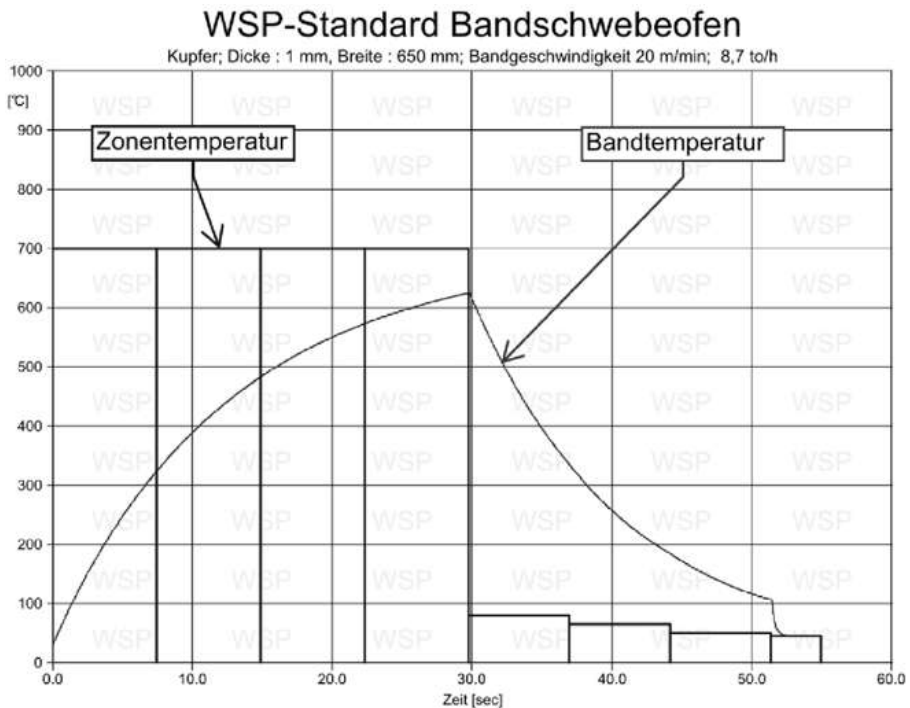


Abbildung 10.3 Beispiele für typische Glühprozesse in Banddurchlauf-Glühlinien

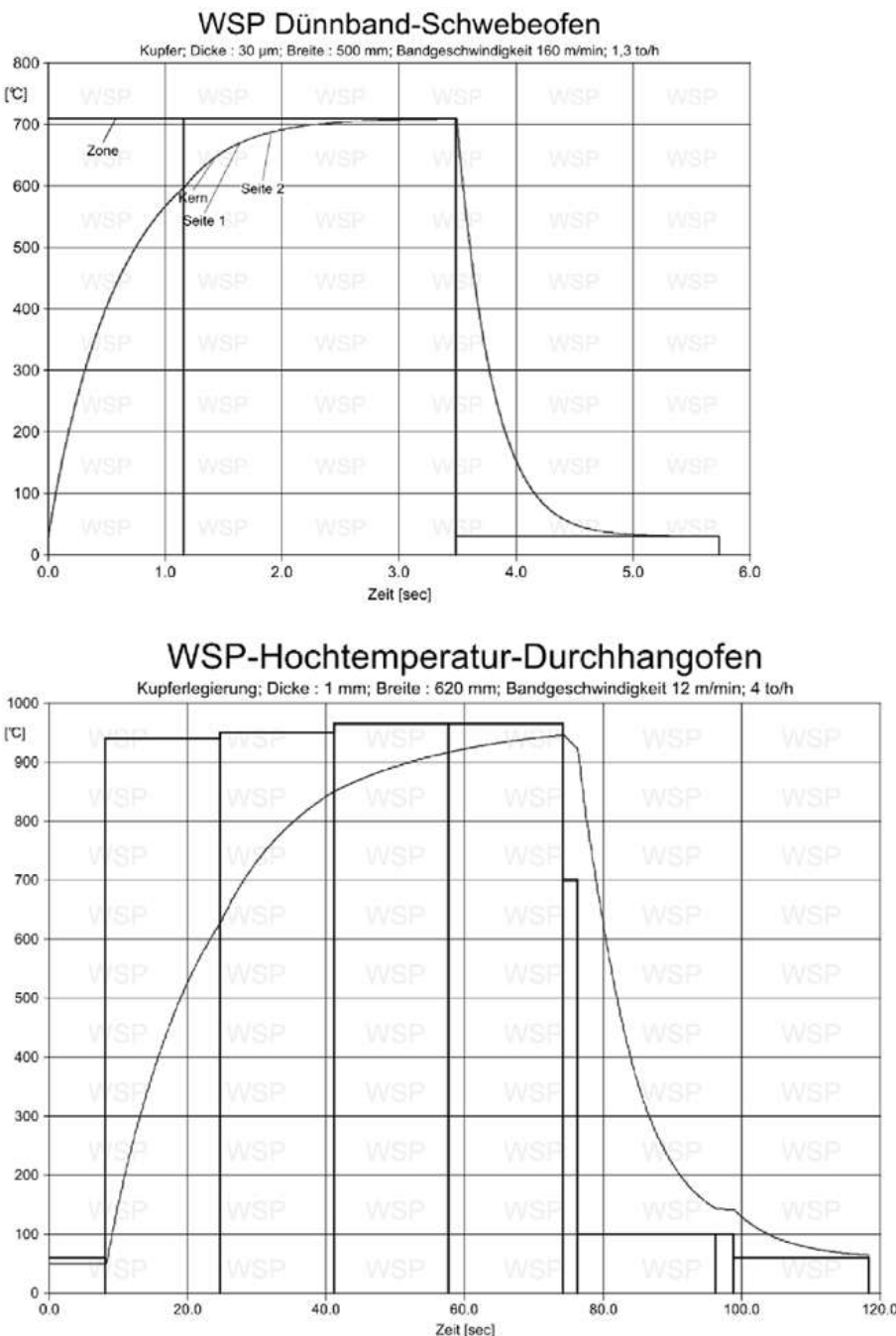


Abbildung 10.3 (Fortsetzung)

durch die Wärmebehandlung ermöglichen! Im besten Fall können diesbezüglich Aussagen durch Interpolation aus Erfahrungswerten gewonnen werden, die z. B. in Datenbanken hinterlegt sind. Eine Extrapolation, die den in der Datenbank hinterlegten Erfahrungshorizont verlässt, kann mit großen Fehlern verbunden sein.

Einige typische Temperatur-Zeit-Verläufe sind in Abbildung 10.3 dargestellt. Je nach Banddicke kann die Glühdauer in einem weiten Bereich von ca. 5 s bis >100 s variieren.

10.3 Der WSP/ITP Glühsimulator

Die Hauptkomponenten der WSP/ITP-Labor-Wärmebehandlungsanlage, Abbildung 10.4, sind die Hochkonvektions-Heizzone, die Hochkonvektions-Kühlzone und ein Probenmanipulator. Die Probe wird mittels des Manipulators in die Heizzone gefahren, dort unter leicht reversierender Bewegung definiert aufgeheizt. Anschließend wird die Probe in die Kühlzone gefahren und dort definiert abgekühlt. Die Temperaturverläufe an der Probe entsprechen dabei in sehr guter Näherung den Temperaturverläufen, die in einer kontinuierlichen Bandglühanlage erzielt werden. Optional kann zur Erzielung sehr hoher Abkühlraten oder zum „Einfrieren“ von Zwischenzuständen während eines Glühverlaufs eine Wasserabschreckvorrichtung genutzt werden.

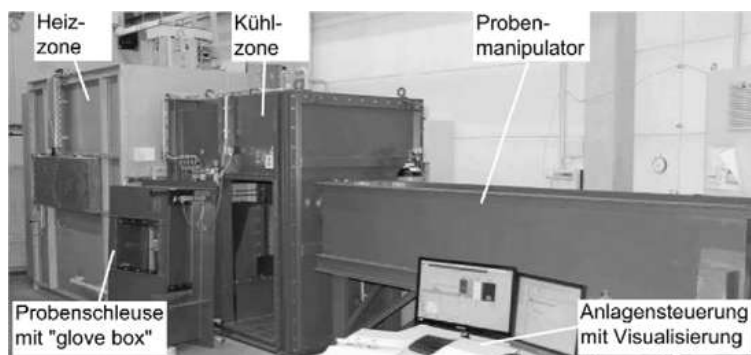


Abbildung 10.4 Die WSP/ITP-Hochkonvektions-Wärmebehandlungsanlage im Labormaßstab

Die Proben werden in dem gasdichten Gehäuse unter Schutzgasatmosphäre oder unter Luft geglüht. Für Kupfer- und Kupferlegierungen wird in der Regel eine Standardatmosphäre bestehend aus N_2 mit 5 % H_2 gewählt. Messing sollte unter Luft geglüht werden. Da die Laboranlage mit Prozessgas aus Flaschenbündeln versorgt wird, besteht eine große Flexibilität hinsichtlich der Wahl der Glühatmosphäre.

Eine spezielle Probenschleuse, die wie eine „Glovebox“ aufgebaut ist, ermöglicht sowohl das Wechseln der Proben unter Schutzgas als auch das Ein- und Ausbringen von Probensätzen während die Anlage unter Schutzgasatmosphäre steht. Dazu ist die äußere Schleusentür mit 2 Gummihandschuhen versehen. Die innere Schleusentür dient zum einen der Atmosphärentrennung bei geöffneter äußeren Schleusentür und zum anderen dem Verletzungsschutz durch Bewegungen des Probenmanipulators. Der Schleusenraum bietet genügend Platz zur Ablage der Proben vor und nach dem Glühen. Während des Glühbetriebs ist der Schleusenraum mit Schutzgas geflutet.

Die konvektiven Wärmeübergänge der eingebauten Düsensysteme sind sorgfältig vermessen, so dass in dem Laborofen die Temperatur-Zeitverläufe genau eingestellt werden können.

Technische Daten der WSP/ITP Labor-Wärmebehandlungsanlage:

- 10 Versuche/h (bei Serienuntersuchung mit leicht variierenden Glühkurven)
- Probenabmessungen:
 - max. 400 mm × 400 mm, Dicke: 5 µm bis 15 mm
- Glühtemperaturen:
 - max. 1050 °C (Hochkonvektion), max. 1150 °C (Strahlung)
- Konvektive Wärmeübertragungskoeffizienten:
 - Heizzone: max. 235 W/m²K bei 850 °C
 - max. 225 W/m²K bei 1000 °C
 - Kühlzone: max. 290*W/m²K
 - Wasser-Quench: bis zu ca. 10.000 W/m²K
- Glühatmosfera:
 - Luft, N₂, 95 % N₂ 5 % H₂, andere Atmosphären auf Anfrage

Der erste Schritt in einer Versuchsreihe ist in der Regel ein Kalibrierversuch zur Bestimmung des Strahlungsemissionskoeffizienten des Probenmaterials, um den Anteil der Strahlungswärmeübertragung an der Gesamtwärmeübertragung zu ermitteln. Dabei wird eine Probe der anschließend zu glühenden Probenserie bei definierten konvektiven Wärmeübertragungsbedingungen aufgeheizt und anschließend gekühlt. Der dabei aufgezeichnete Temperatur-Zeitverlauf wird mit einem Simulationstool nachgerechnet, wobei in dem Modell lediglich der Emissionskoeffizient adaptiert werden muss, da der konvektive Anteil an der Wärmeübertragung sehr genau bekannt ist. Besonders wichtig ist dies bei Materialien mit hohem Strahlungsemissionskoeffizienten wie z. B. Stahl. Beispielhaft ist das Ergebnis einer Kalibrierung in Abbildung 10.5 gezeigt. Bei Proben mit Dicken $\ll 2$ mm ist es schwierig, die Temperatur mit einem Mantelthermoelement zu bestimmen, da sich Mantelthermoelemente unter $\varnothing 1$ mm nur mit viel Geschick in einer entsprechend kleinen Messbohrung an der Probe anbringen lassen. Aus diesem Grund werden die Temperaturen durch direktes

Kontaktieren der beiden Thermoelementmessschenkel Typ K, Ni-Draht und NiCr-Draht mit je \varnothing 0,1 mm, an der Probe gemessen, siehe Abbildung 10.6.

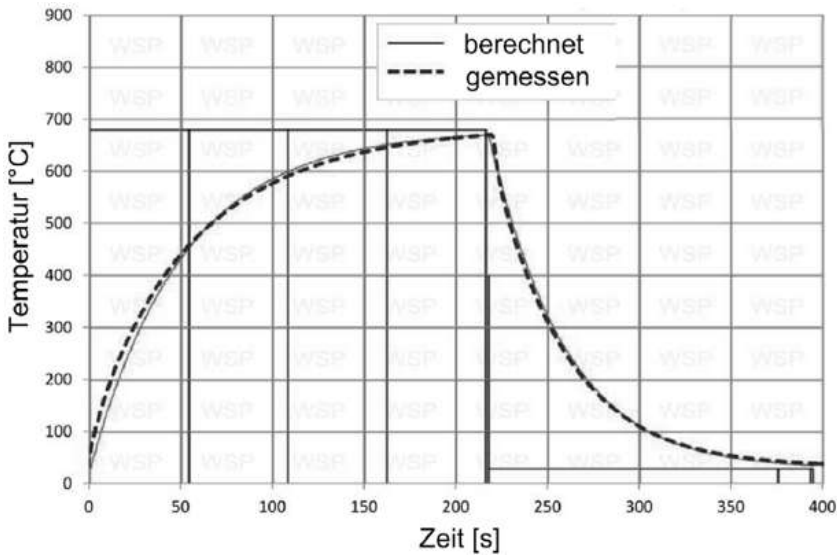


Abbildung 10.5 Vergleich des gemessenen und des mit angepasstem Emissionskoeffizient gerechneten Temperatur-Zeitverlaufs

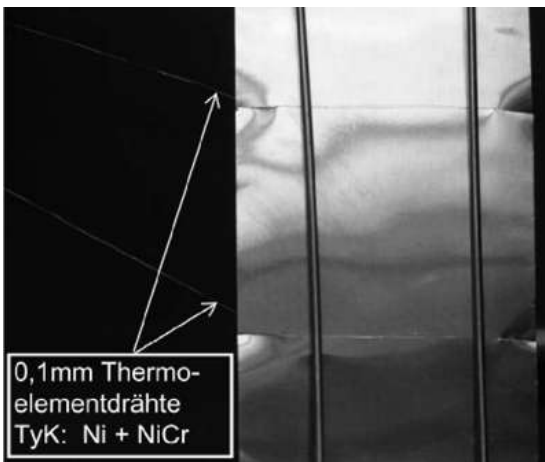


Abbildung 10.6 Zur Temperaturmessung an dünnen Proben mit einer Dicke $\ll 2$ mm wird ein Ni-Draht und ein NiCr-Draht jeweils in seitlich in die Probe geschnittene Schlitz geklemmt. Dabei erfolgt auch eine elektrische Kontaktierung. Auf diese Weise entsteht ein Thermoelement Typ K, das, sofern beide Kontaktierungsstellen die gleiche Temperatur haben, die Probentemperatur misst. Bis 0,1 mm Probenstärke ist der Messfehler vernachlässigbar, da die thermische Trägheit des Thermoelementdrahts kleiner ist als die der Probe

10.4 Glühbeispiele

An 4 Beispielen wird die Funktion und der Nutzen des WSP/ITP-Glühsimulators demonstriert. Im ersten Beispiel wird Messing (C26000, CuZn30) gegläht, eine Routineaufgabe für Bandschweißöfen. Im zweiten Beispiel wird sehr dünne Kupferfolie mit einer entsprechend kurzen Glühdauer wärmebehandelt. Im 3. Beispiel werden Glühungen bei sehr hohen Temperaturen im Bereiche 850 °C bis 1000 °C, wie sie z. B. zur Lösungsglühung von CuNiSi-Werkstoffen interessant sind, durchgeführt. Im 4. Beispiel wird die Wasserkühlung zur Erzielung sehr hoher Abkühlraten gezeigt. Das letzte Beispiel behandelt Korrosionsuntersuchungen an dünnen beschichteten Aluminiumblechen.

Beispiel 1: Messing CuZn30

Das Ausgangsmaterial ist 0,3 mm dickes Messingblech nach dem Kaltwalzen mit Umformgraden zwischen 50 % und 80 %. Die Aufheizdauer wurde zwischen 6 s und 180 s und die maximale Glühtemperatur zwischen 650 °C und 690 °C variiert. Die Korngröße wurde mittels Linienschnittverfahren (ASTM E 112) an metallographischen Schliffen bestimmt. Außerdem wurde die Vickers-Härte bestimmt. Die Ergebnisse sind in den Abbildungen 10.7 und 10.8 zusammengestellt. Bereits die kürzeste Aufheizdauer von 6 s bei der niedrigsten Glühtemperatur reichte aus, um die primäre Rekristallisation abzuschließen. Eine Verlängerung der Glühdauer führt, wie zu erwarten, zu einem Kornwachstum. Bei gleicher Glühbehandlung ist die Korngröße bei Proben mit höherem Umformgrad geringer.

Beispiel 2: Cu-Folie, Dicke 50 µm

Rekristallisationsglühungen an sehr dünnen Cu-Folien wurden bei Aufheizdauern von 3,8 s bis 7,4 s und Glühtemperaturen bis 700 °C durchgeführt. An den Proben wurde die Härte mit einem Mikrohärteprüfgerät ermittelt. Die Ergebnisse zeigt Abbildung 10.9. Die Proben mit der kürzesten Aufheizdauer scheinen nicht vollständig rekristallisiert zu sein, da die Härten hier gegenüber den Proben mit längerer Aufheizdauer signifikant höher sind. Um diese Vermutung zu bestätigen, müsste, wie in Beispiel 1, die Kornstruktur untersucht werden.

Die Kenntnis der minimal erforderlichen Rekristallisationsdauer in Abhängigkeit von der Glühtemperatur ist sehr wichtig, da diese Dauer die maximale Anlagengeschwindigkeit, und damit den Durchsatz einer Dünnbandglühlinie, begrenzen kann.

Eigenschaften und Gefüge von CuZn30 nach der Wärmebehandlung
Banddicke 0,3 mm; Abwalzgrad 50%; Eingangshärte 183 HV1

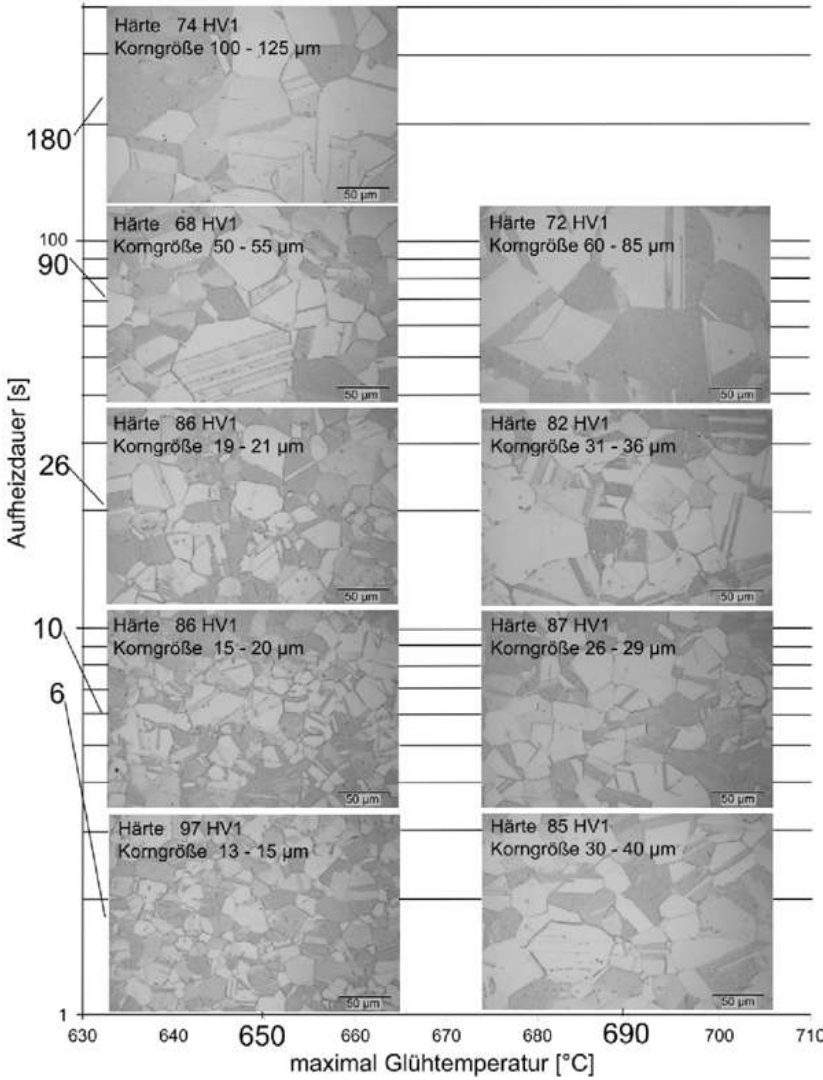


Abbildung 10.7 Ergebnisse der Glühversuche an CuZn30. Deutlich ist der Einfluss der maximalen Glühtemperatur bei gleicher Aufheizdauer zu erkennen. Die Härte nimmt ab und die Korngröße nimmt zu

**Eigenschaften und Gefüge von C26000 (CuZn30) nach Wärmebehandlung
auf 650°C maximale Glühtemperatur
Banddicke 0,3 mm; Eingangshärte 183 HV1**

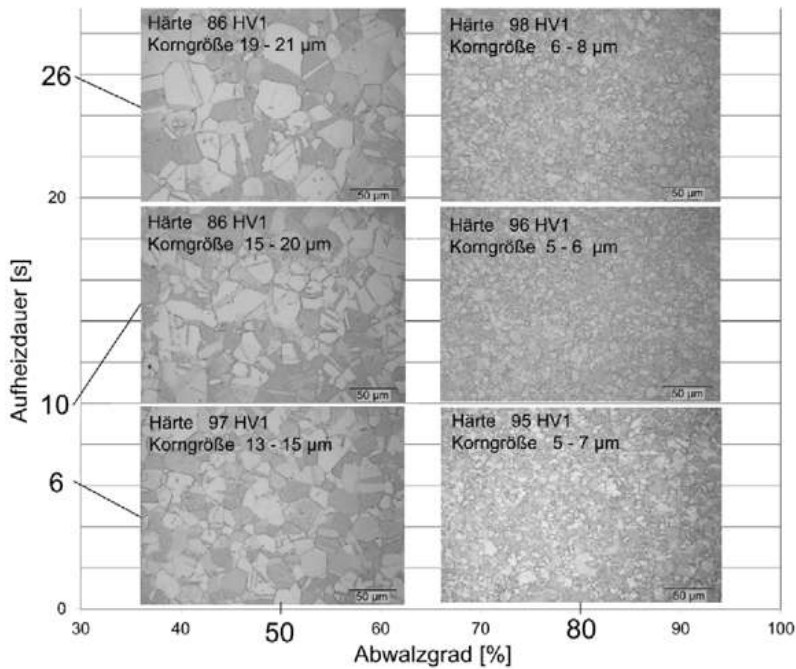


Abbildung 10.8 Ergebnisse der Glühversuche an CuZn30. Hier wurde der Einfluss des Abwalzgrades untersucht. Bei ansonsten gleichen Wärmebehandlungsbedingungen sind die Gefüge der Proben mit höherem Abwalzgrad deutlich feinkörniger

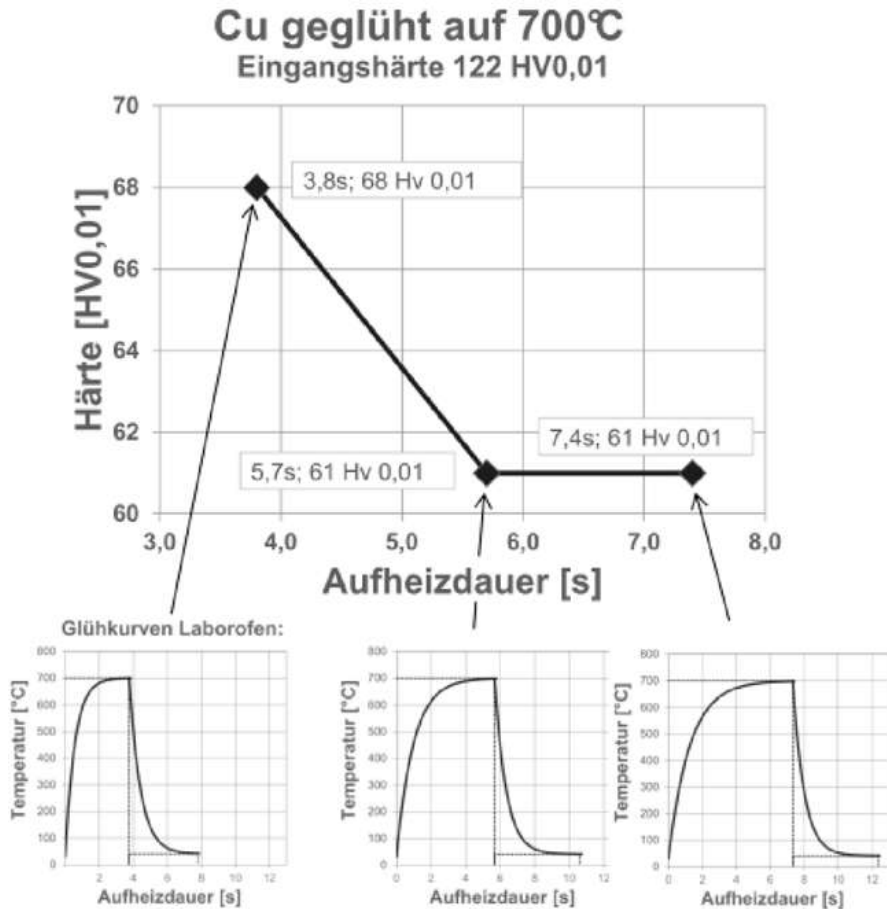


Abbildung 10.9 Ergebnisse der Glühversuche an 50 µm Cu-Folie. Hier wurde der Einfluss der Glühdauer auf die Härte untersucht. Die Abkühlbedingungen waren bei allen Proben gleich

Beispiel 3: Lösungsglühung einer CuNiSi-Legierung

Ausscheidungshärtende Legierungen, wie z. B. CuNiSi-Legierungen, müssen als Vorbedingung für das Härten lösungsgeglüht werden. Die Lösungsglühung, der eine rasche Abkühlung folgen muss, findet üblicherweise in Durchlauföfen statt. In diesem Beispiel wurden Proben mit einer Eingangshärte von 217 HV und einer elektrischen Leitfähigkeit von 47 % IACS für 35 s bis 90 s bei Temperaturen zwischen 815 °C und 940 °C lösungsgeglüht. Die Ergebnisse sind in den Abbildungen 10.10 und 10.11 dargestellt.

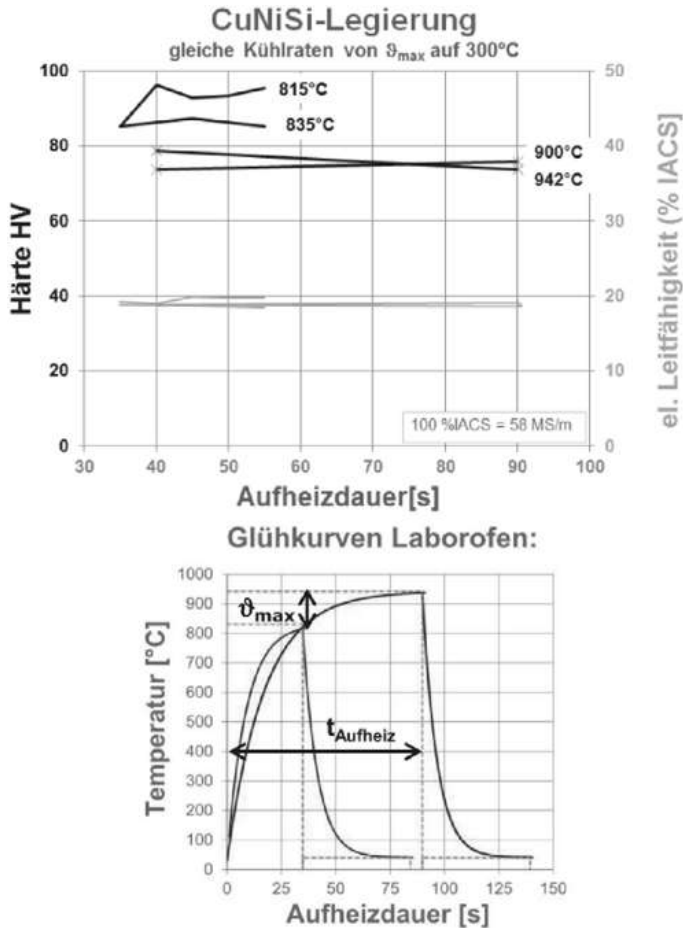


Abbildung 10.10 Einfluss der Aufheizdauer und der maximalen Glühtemperatur bei gleichen Abkühlbedingungen

Eigenschaften vor der Glühung: 217HV, el. Leitfähigkeit 47 % IACS

(el. Leitfähigkeit gemessen mit: eddy current tester, Foerster Sigmatest 2.069)

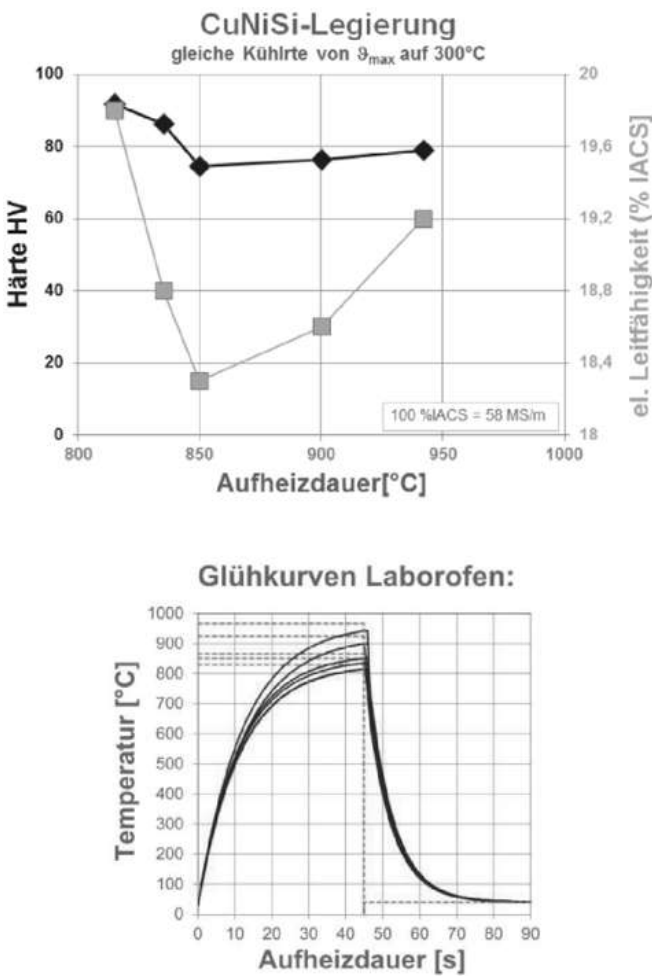


Abbildung 10.11 Einfluss der maximalen Glühetemperatur bei gleicher Aufheizdauer und gleichen Abkühlbedingungen; Eigenschaften vor der Glühung: 217HV, el. Leitfähigkeit 47 % IACS. (el Leitfähigkeit gemessen mit: eddy current tester, Foerster SigmaTest 2.069)

Beispiel 4: Schnelles Abkühlen mit der Wasserquench

Mit der Wasserquench können sehr hohe Abkühlraten erzielt werden. Die Abkühlrate ist dabei sehr stark vom Probenmaterial und von der Temperatur abhängig. Oberhalb der Leidenfrost-Temperatur ist der Wärmeübergang kleiner, da sich zwischen der Gutoberfläche und dem Wasser eine stabile Dampfschicht bildet, die den Wärmestrom limitiert. Bei Temperaturen unterhalb der Leidenfrost-Temperatur bis zur sogenannten Burnout-Temperatur erhöht sich der Wärmeübergang beträchtlich, da in diesem Bereich eine instabile Filmverdampfung stattfindet und lokal Wasser direkt mit der Oberfläche in Kontakt kommt. Unterhalb der Burnout-Temperatur findet eine konvektive Kühlung durch

direkten vollflächigen Kontakt des Wassers mit der Bandoberfläche statt. Mit der Wasserquench des Laborofens lässt sich die Kühlleistung über die Düsenbestückung und den Wasserspritzdruck in einem weiten Bereich einstellen. Die Versuche wurden bei einer mittleren Kühlleistung durchgeführt. Durch eine Nachrechnung des Abkühlverlaufs lässt sich das Wärmeübertragungsverhalten in abhängig von der sogenannten Wasserbeaufschlagungsdichte und der Materialtemperatur nachbilden. Mit der so gewonnenen mathematischen Beschreibung des Wärmeübergangs kann der Abkühlverlauf für Proben aus dem gleichen Material aber abweichender Dicke vorab berechnet werden. Dieses Verfahren ist bei der Auslegung neuer Anlagen sehr hilfreich. Abbildung 10.12 zeigt den Vergleich einer gemessenen mit der nachgerechneten Abkühlkurve.

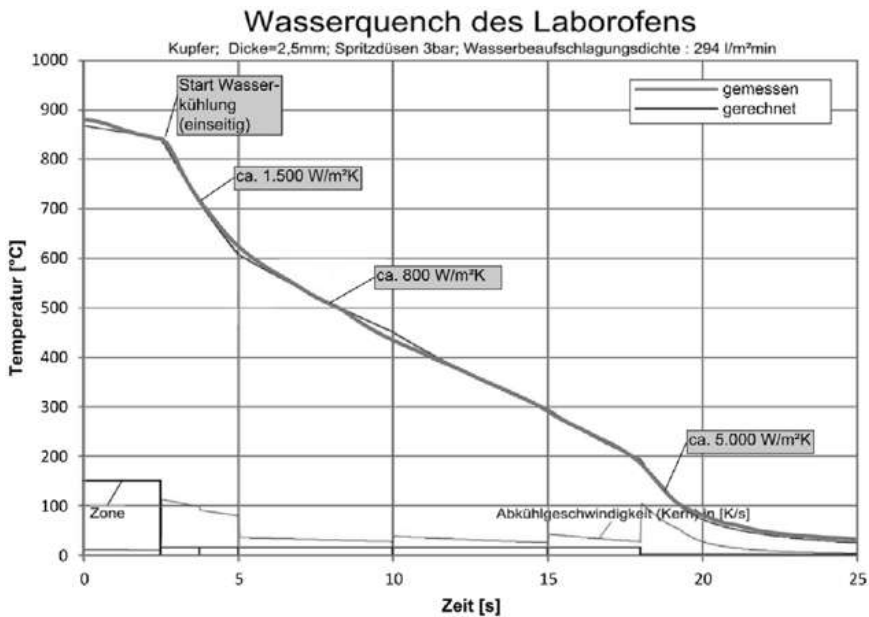


Abbildung 10.12 Vergleich der gemessenen mit der berechneten Abkühlkurve bei Abkühlung eines 2,5 mm dicken Kupferblechs

10.5 Zusammenfassung

Die ersten Praxiserfahrungen haben gezeigt, dass mit dem WSP/ITP-Glüh-simulator Proben wie in Produktionsanlagen geglüht werden können. Selbst Versuche unter extremen Glühbedingungen, wie hohen Temperaturen bis 1050 °C oder kurze Aufheizdauern von nur wenigen Sekunden, sind möglich.

Es wurden bereits Glühserien durchgeführt, die die Grundlage für neue kontinuierliche Bandglühlinien darstellen. Außerdem haben Halbzeughersteller die Anlage genutzt, um z. B. Rezepte für die Umstellung von Batchbetrieb auf

Kontigluhbetrieb zu finden oder um überhaupt, mit geringem Materialeinsatz, Rezepte für ihr Legierungsprogramm zu optimieren.

Das ITP bietet Halbzeugherstellern die Nutzung des Glühsimulators als Dienstleistung an. Bei der Durchführung dieser Untersuchungen wird höchste Vertraulichkeit gewährleistet. WSP und ITP haben nicht die Absicht, mit dieser Anlage in eine eigene Werkstoffentwicklung einzusteigen.

10.6 Ausblick: Glühsimulator für Stahl

Die Wärmebehandlung von Stahl, und insbesondere die von Vergütungsstahl, erfordert hohe Flexibilität hinsichtlich des Glühverlaufs und der Prozessatmosphäre. Bei bestimmten Stahlliegierungen müssen sowohl während des Aufheizens als auch während des Abkühlens bei bestimmten Temperaturen definierte Haltezeiten realisiert werden. Bei Vergütungsstählen werden extrem hohe Abkühlgeschwindigkeiten nach dem Austenitisieren auf relativ niedrige Temperaturen oberhalb Start der Martensitbildung mit anschließender langsamer Abkühlung während der Martensitbildung und einer abschließenden Anlasswärmebehandlung bei mittleren Temperaturen gefordert. Bei manchen Prozessen ist ein Atmosphärenwechsel während der Wärmebehandlung erforderlich, bei dem sich z. B. die H_2 -Konzentration oder der Taupunkt gezielt geändert werden muss.

Für diese Wärmebehandlungsprozesse hat das ITP einen speziellen Glühsimulator für Stahl konzipiert. Die Erwärmung der Proben erfolgt konduktiv. Die Heizleistung wird dabei stufenlos über eine Hochstromquelle in Halbleiterbauweise geregelt, so dass beliebige Aufheizkurven gefahren werden können. Die Kühlung erfolgt konvektiv. Dieses Konzept erlaubt eine kompakte Bauweise, so dass ein Atmosphärenwechsel in wenigen Sekunden möglich ist. Optional kann der Glühsimulator für Stahl mit einem automatisierten Probenwechsler ausgestattet werden. Die genaue Ausführung dieses Glühsimulators erfolgt in enger Abstimmung mit dem Kunden.

Der Bau des WSP/ITP Glühsimulators wurde mit Mitteln aus dem ZIM-Programm des BMWI (Bundesministerium für Wirtschaft und Energie), gefördert. Förder-Kennzeichen: EP 120094

Gefördert durch:



Bundesministerium
für Wirtschaft
und Energie



aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages

Teil IV:

Messen, Prüfen, Auswerten – Qualität von Flachprodukten

11 Weiterentwicklung der Banddickenmessung: Laserbasierte Banddickenmessung mit VTLG

**Elke Roller, Friedrich Vollmer Feinmessgerätebau GmbH,
www.vollmergmbh.de**

Abstract: Laserbanddickenmessgeräte VTLG für Kaltwalzgerüste sind der seit Jahren gesuchte und nun endlich gefundene neue Weg der Dickenmesstechnik. Legierungsunabhängig, berührungslos, hochgenau und zuverlässig. Warum plötzlich möglich ist was bisher nicht ging, beschreibt der folgende Beitrag.

11.1 Bisheriger Standard

Banddickenmessung im Walzgerüst ist eines der zentralen Themen im Walzbetrieb, denn schließlich ist die richtige Dicke des Bandmaterials eines der wesentlichen Qualitätsmerkmale im Walzprozess.

Für die Kaltwalzgerüste gab es bisher an verfügbaren Technologien zur Banddickenmessung Kontaktmessgeräte, Röntgenmessgeräte, Isotopenmessgeräte und (aber nur für Nichteisenmetalle) Wirbelstrommessgeräte.

Diese Technologien sind seit vielen Jahren, teilweise schon seit Jahrzehnten eingeführt, weltweiter Standard und funktionieren. Aber aufgrund der spezifischen Nachteile, die jede der Technologien mit sich bringt, suchte der Markt schon länger nach Alternativen.

Diese Alternative findet sich in Lasertechnologie, die allerdings aufgrund Ihrer Empfindlichkeit gegen Umweltbedingungen und Umgebungseinflüsse eigentlich gar nicht für die Anwendung im Kaltwalzgerüst geeignet scheint und bisher war.

11.2 VTLG: Laserbasierte Banddickenmessung im Kaltwalzgerüst ist möglich

Nach mehrjähriger Entwicklungszeit ist nun der Durchbruch der Lasertechnologie zur Dickenmessung für die Kaltwalzindustrie gelungen.

Das Messgerät besteht u.a. aus einem C-Rahmen der oberhalb und unterhalb des Bandes jeweils einen Sensor positioniert. Diese Sensoren arbeiten nach dem Triangulationsprinzip, hier Lasertriangulation.

Jeder Sensor fokussiert einen Laserstrahl auf die Bandoberfläche und beobachtet diesen mit einer Kamera. Der Winkel, unter dem der Lichtpunkt detektiert wird, ändert sich mit bei Entfernungsänderung der Bandoberfläche von der Kamera. Daraus berechnet das System mit Hilfe der Winkelfunktionen die Entfernung der Bandoberfläche von der Kamera.

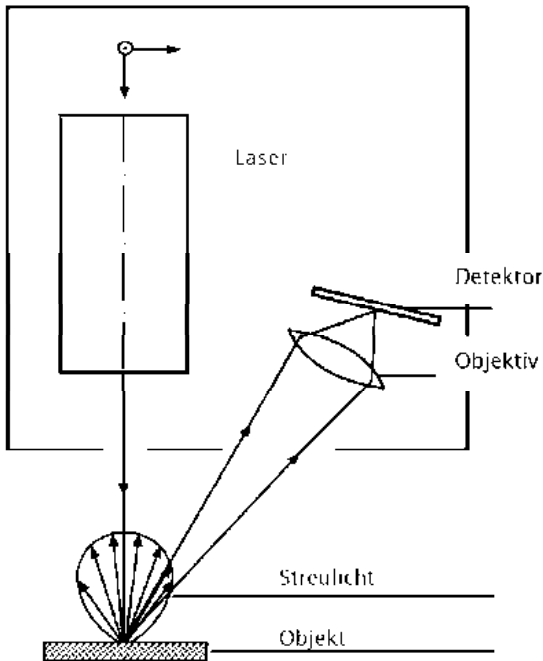


Abbildung 11.1 Lasertriangulation

Lasertriangulation ist nichts neues, gibt es schon viele Jahre. Die einfache Theorie: Ein solcher Sensor direkt gegenüber auf jeder Seite des Bandes und schon ist die Banddicke bestimmt.

Das wäre so einfach, wenn es nicht im Kaltwalzgerüst stattfinden würde. Bei Bandtemperaturänderungen von 10 bis 180 °C, mit Öl oder Emulsion auf dem

Band, Dampf und Nebel, Vibrationen und Bandschlägen und immer anderen Bandoberflächen von hochglänzend bis dunkel und matt ... aber trotzdem muss das Messgerät die Banddicke von z. B. 1 mm dicken Material zuverlässig auf $\pm 1 \mu\text{m}$ messen, denn ansonsten wäre es für die automatische Banddickenregelung (AGC) untauglich.

Intensive Entwicklungsarbeiten mit dem Ergebnis innovativer Neuentwicklungen speziell für den Einsatz von Lasertriangulation im Kaltwalzgerüst haben mit dem VTLG ein Messgerät hervorgebracht, das sicher im Kaltwalzgerüst die Banddickenregelung bedienen kann.

Das neue Messgerät arbeitet legierungsunabhängig und berührungslos. Dabei ist es kostengünstig und wartungsarm.

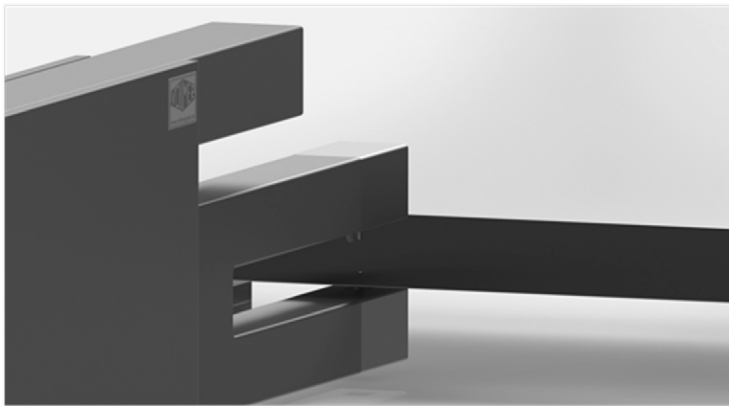


Abbildung 11.2 VTLG, laserbasiertes Banddickenmessgerät für Kaltwalzgerüste

11.3 Wesentliche Entwicklungsergebnisse

11.3.1 Messfrequenz und Lasersteuerung

Hohe Messfrequenzen sind bei Lasermessung keine Seltenheit. Aber selbst in diesem Umfeld sind die 50 kHz des VTLG eine beeindruckend hohe Frequenz.

Das entscheidende ist allerdings, die 50 kHz Messfrequenz des oberen Lasersensors mit der 50 kHz Messfrequenz des unteren Lasersensors auf die Mikrosekunde genau zu synchronisieren, denn wenn die „Messschüsse“ nicht exakt auf die Mikrosekunde gleichzeitig durchgeführt würden, würde jede Mikrobewegung des Blechs einen falschen Dickenmesswert bedeuten. Und da das Band sich ständig bewegt, ist die hochgenaue Synchronisierung so wichtig.

Die eigens entwickelte Lasersteuerung macht es möglich.



Abbildung 11.3 VLTG Lasersteuerung

Darüber hinaus bewirkt die Vollmer-Lasersteuerung eine vollautomatische Intensitätsanpassung der Laser, was dazu führt, dass unterschiedlichste Oberflächen (von Schwarzblech bis Hochglanz) ohne Eingriff von außen alleine durch die Steuerung der Lasermessköpfe gleich gut gemessen werden.

11.3.2 Temperaturmanagement

Die beiden Lasersensoren messen per Lasertriangulation von oben bzw. von unten den Abstand zur jeweiligen Bandoberfläche. Dazwischen ist die Blechdicke.

Eine Abstandsänderung des jeweiligen Sensors könnte bewirkt werden durch eine Dickenänderung des Blechs oder aber dadurch, dass der C-Rahmen, an dem die Lasersensoren befestigt sind, sich verändert.

Das ist wirklich ein Problem. Schließlich ist die erforderliche Messgenauigkeit für die Banddicke $\pm 1 \mu\text{m}$. Also eigentlich $\pm 0,5 \mu\text{m}$ für jeden einzelnen Sensor. Die Ausleger des C-Rahmens sind 800 oder 1200 mm lang und das Band, das dazwischen läuft, wird von Stich zu Stich immer wärmer. Ohne gezielte Materialauswahl und Temperaturkompensation ist der Einfluss der Strahlungswärme des Bandes auf die C-Rahmenmechanik enorm.

Frage: Wie macht man eine bezahlbare, wartungsarme, nicht zu raumgreifende Konstruktion des C-Rahmens, die nicht auf die Strahlungswärme des Bandes reagiert?

Antwort: Gar nicht.

Wir müssen damit leben, dass der C-Rahmen temperaturabhängig reagiert aber wir müssen dafür sorgen, dass diese Reaktion die Dickenmessung unbeeinflusst lässt.

Dies erreicht das VLTG mit der Kombination mehrerer Maßnahmen.

Zum einen ist die mechanische Konstruktion des C-Rahmens so gestaltet, dass die temperaturbedingten Bewegungen der Mechanik nur in definierte Richtungen erfolgen.

Zum anderen ermöglicht die Konstruktion der Mechanik nur eine gedämpfte, verlangsamte Reaktion auf thermische Änderungen.

Darüber hinaus sind im C-Rahmen an definierten Stellen Temperaturmesssysteme angebracht, die der Steuerung die aktuelle thermische Situation im C-Rahmen melden.

In der Steuerung ist ein Temperaturmodell hinterlegt, dass bezogen auf die verschiedenen thermischen Situationen des C-Rahmens die geeignete Kompensationsfunktion auswählt und die Messwerte entsprechend korrigiert.

11.3.3 Optik/Sensorik

Die besonderen Bedingungen im Kaltwalzgerüst verlangen der Sensorik viel ab.

Insbesondere die Emulsion oder das Öl auf dem Band bringen herkömmliche Optiken durcheinander. Man weiß dabei nie, ob die Sensorik die Oberseite vom Öl oder tatsächlich die Oberseite des Bandes erfasst hat.

VTLG Sensoren bieten mehr. Zunächst mal eine ungewöhnlich scharfe Abbildung des Laserstrahls auf der Blechoberfläche. Nicht die übliche leicht verschwommene Fläche, sondern ein scharf abgebildeter Punkt. Das ermöglicht die Wellenlänge mit 405 nm bei 15 mW Laserleistung (Klasse 3 B).

Eine wichtige Rolle für die gute Abbildung spielt zusätzlich die mehrlinsige Fokussieroptik jedes Sensors.



Abbildung 11.4 VTLG Lasersensor

Mit dieser Performance sehen die Laser nicht die weiche, verschwommene Abbildung des Laserstrahls irgendwo auf der Blechoberfläche oder dem Öl, sondern erkennen die multiplen Reflexionen und ermöglichen der Steuerung die geeignete Auswertung. Nur deswegen können VTLG Messgeräte auch im

Kaltwalzgerüst mit Öl oder Emulsion auf dem Band höchst genau und zuverlässig die Banddicke messen.

Und weil es solche speziellen Sensoren bisher im Markt nicht gab, wurden diese speziell für das VTLG entwickelt und werden von Vollmer produziert.

11.3.4 Freiblasung

Hohe Bandtemperaturen, Öl oder Emulsion auf dem Band, hohe Drücke und Geschwindigkeiten sorgen dafür, dass es dampft, spritzt und tropft.

Nein, das sind wirklich keine guten Bedingungen für ein optisches Messgerät.

Die Aufgabe der Freiblasung ist es, sowohl die Lasersensoren selber sauber zu halten als auch den Strahlengang vom Lasersensor zur jeweiligen Bandoberfläche soweit freizuhalten, dass die Sicht auf den Abbildungspunkt ausreichend frei ist.

Die Entwicklung der Freiblasdüsen war eine große Herausforderung. Aber herausgekommen ist eine verblüffend kleine und schlicht aussende Lösung, die in der Kombination von selbstreinigender Abscheidung mit Luftspülung der Optiken und aktiver Freiblasung des Strahlengangs die Aufgabe hervorragend bewältigt.

11.3.5 Selbstkalibrierung

Parallel zum C-Rahmen aber außerhalb des Bandbereichs befindet sich die Justierstation, die im normalen Messbetrieb unauffällig im Hintergrund liegt und keine Rolle spielt.

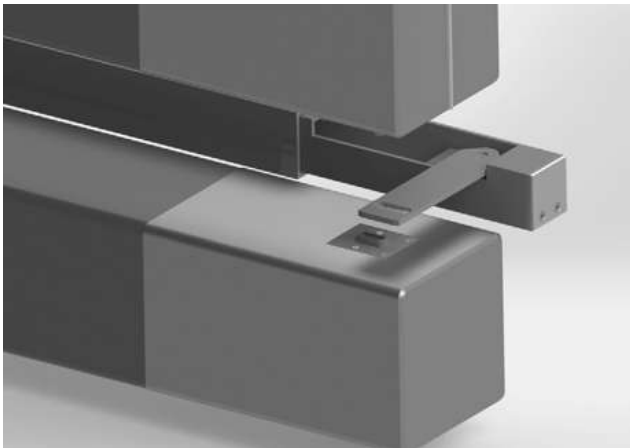


Abbildung 11.5 Justierstation

Aber jedes Mal, wenn der C-Rahmen aus der Ruheposition auf das Band fährt, öffnet sich die Justierstation und schwenkt einen Kalibermaßhalter in den Strahlengang. In diesem Halter sind 4 zertifizierte Endmaße hinterlegt, die den Banddickenbereich der jeweiligen Kaltwalze repräsentieren. Das VTLG misst die Endmaße während es auf das Band fährt, danach schwenkt der Endmaßhalter zurück in die Justierstation und diese verschließt sich wieder.

Das VTLG weiß nun, ob es noch richtig ausgerichtet ist, die Sensorfenster sauber genug sind, die Optiken frei sind, alle zur Messung erforderlichen Steuerungsfunktionen richtig laufen kurz: das VTLG weiß nun, dass es richtig misst.

Diese Kalibrierung ist absolut, läuft ohne Bediener Eingriff, vollautomatisch und dokumentiert. Denn die Kalibrierwerte bleiben hinterlegt und sind jederzeit in der Bedieneinheit des VTLG einsehbar. Das macht nicht nur die Messung des VTLG extrem zuverlässig und glaubwürdig, sondern schafft große Sicherheit beim Betreiber und Zufriedenheit beim Auditor.

Der Endmaßsatz ist selbstverständlich entnehmbar, tauschbar, so dass eine Re-Zertifizierung im Kalibrierlabor leicht organisierbar ist.

11.4 Aufbau des VTLG

11.4.1 C-Rahmen mit Einhausung

Der C-Rahmen mit den Temperatursensoren wurde bereits zuvor beschrieben. Eine motorisch betriebene Schlittenführung sorgt für mm-genau Positionierung am Band oder aber auch für die Querprofilmessung.



Abbildung 11.6 Aufbau VTLG

Die motorische Höhenverstellung des VTLG ermöglicht eine Anpassung an veränderte Passlinesituationen.

11.4.2 Bedieneinrichtung/HMI

Die Bedienung erfolgt über ein einfaches Touch-Panel, dass selbst erklärend, nicht nur die Steuerung der Messabläufe ermöglicht, sondern darüber hinaus die Kalibrierwerte speichert sowie Status-Informationen bereit hält.

11.4.3 Steuerkasten

Bewusst wurde auf einen Schaltschrank verzichtet. Der kleine Steuerkasten, der sämtliche Steuereinheiten für das VTLG beinhaltet, ist in der Nähe der Anlage max. 10 m Kabelweg vom Messgerät aufzuhängen. Beim Einsatz von 2 VTLG (z. B. in einem Reversiergerüst) erhält jedes VTLG seinen eigenen Steuerkasten.

11.4.4 Serienfertigung

Serienfertigung ist Trumpf. Anders ist diese hochklassige Messtechnik nicht zu attraktiven Investitionshöhen zu bewerkstelligen.

Einfache Bauweise. Keine Sonderlösungen, sondern gute, kompakte, zuverlässige, erprobte und bewiesene Messtechnik. Dieser Grundsatz hat die Entwicklung des VTLG bestimmt und zeigt sich immer wieder bei Betrachtung der Messgerätedetails.



Abbildung 11.7 VTLG in Serie

VTLGs gibt es mit zwei verschiedenen Maulweiten und 3 alternativen Messtiefen. Die Gerätekonstruktion ist schlank und kompakt und passt überall dorthin, wo andere Banddickenmessgeräte ihren Platz gefunden hatten.

11.5 Ausblick

Dieser Beitrag ist bestimmt für das Fachbuch „Walzen von Flachprodukten“, das im Herbst 2015 erscheint. Zu diesem Zeitpunkt sind viele VTLGs ausgeliefert und beweisen sich in den Kaltwalzgerüsten in vielen Ländern der Welt.

Wir denken parallel darüber nach, wie wir die Einsatzmöglichkeiten des VTLG ausweiten können, z. B. für Bänder unter 0,015 mm Dicke, oder für Bänder über 180 °C Bandtemperatur, oder für Messtiefen über 1200 mm u.v.m.

Gerne halten wir den Markt diesbezüglich auf dem Laufenden.

12 2D und 3D online Oberflächeninspektionssysteme

C. Mittag, IMS Messsysteme GmbH

Abstract: Die Erkennung und Vermeidung von Oberflächenfehlern ist eine stetig wachsende Aufgabe in der metallverarbeitenden Industrie. Eine frühestmögliche Erkennung kann Reparaturen des Materials vor einer weiteren Verarbeitung auslösen, oder eine Weiterverarbeitung ausschließen um das Ausbringen zu optimieren. Auch können die Inspektionsergebnisse Aufschluss über den Produktionsprozess liefern und Basis von Optimierung sein.

Aus diesen Gründen entwickelt und fertigt surcon Inspektionssysteme mit den unterschiedlichsten Einbauorten.

- 3D Inspektion für gegossene Produkte (Brammen, Barren und Knüppel)
- 3D und 2D Inspektion für warm gewalzte Produkte
- 2D Inspektion für kalt gewalzte Flachprodukte

Die Systeme werden speziell für den jeweiligen Einsatzort geplant und bringen den notwendigen Schutz vor Verschmutzung sowie Umgebungsbedingungen mit sich.

Als Beispiel einer besonderen Anforderung soll die Inspektion von Aluminiumbarren vor dem Schälen erläutert werden. Diese Anforderung kombiniert die 3D Inspektion mit einer kompletten Vermessung der Barren. Ziel dieser Inspektion ist eine Optimierung der Schäl-tiefen beziehungsweise der Schäl-durchgänge.

12.1 Anforderung

Die Herstellung vieler Aluminiumprodukte beginnt mit dem Barrenguss. Diese Barren sind zwischen 400 und 1000 mm dick, 800–2200 mm breit und 3–6 m lang. Nach der Erstarrung und Abkühlung muss vor der Weiterverarbeitung die Oberfläche von Verunreinigungen und inhomogenen Anteilen an der Außenhaut befreit werden. Dies erfolgt in Schäl- oder Fräsanlagen, die die Ober- und Unterseite flächig abtragen.

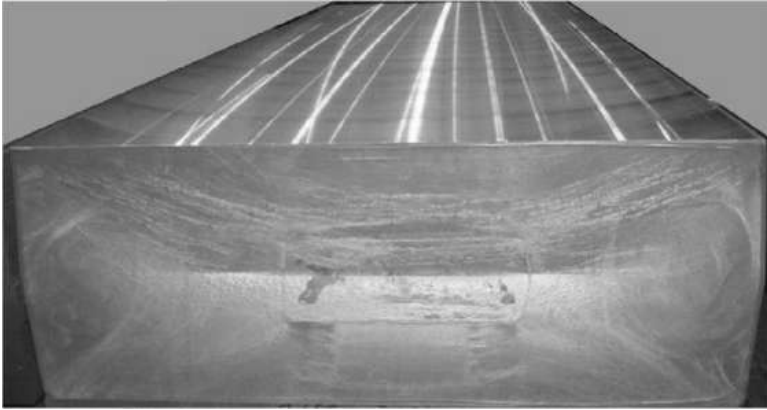


Abbildung 12.1 Barren nach dem Fräsen

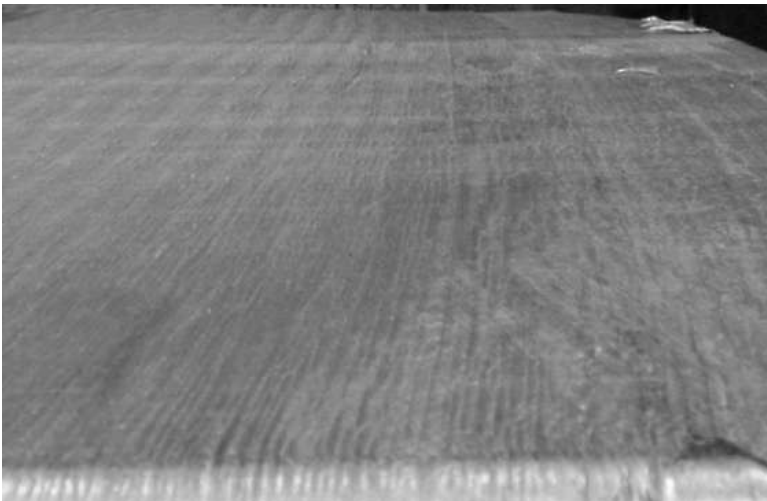


Abbildung 12.2 Gießhaut Aluminiumbarren

Diese Anlagen schälen die Barren auf beiden Seiten zu einer ebenen und sauberen Fläche. Um das Schälmaß zu bestimmen sind neben der Mindestschältiefe die Höhe der Poren, sowie die exakte Form der Barren notwendig. Bei einem gewölbtem Barren kann es ohne diese Vorgaben passieren, dass nur die erhöhten Bereiche geschält werden und tiefere Bereiche nicht erreicht werden. Dies bedingt weitere Schälvorgänge, die vermieden werden können. Somit sind alle Formabweichungen der Barren vor dem Fräsen oder Schälen zu erfassen. Diese Formabweichungen beinhalten:

- Quer- und Längswölbung
- Verdrehung
- Riefen

- Nicht parallele Flächen
- Gießfehler

12.2 Lösung

12.2.1 Messverfahren Laserlichtschnitt

Ein Linienlaser projiziert eine permanente Laserlinie auf das zu vermessende Objekt. Eine in einem Triangulationswinkel zum Laser montierte Kamera erfasst die Form der Linie auf dem Objekt. Aus der Position der Linie im Kamerabild kann die Höhe ermittelt werden. Die Form der Laserlinie gibt die Form der Oberfläche wieder. Mit dem Transport des Messgutes werden die Einzelprofile zur Gesamtform zusammengesetzt.

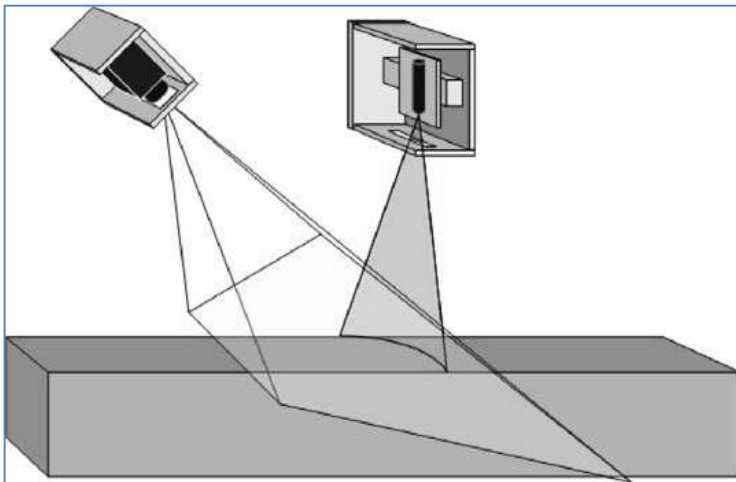


Abbildung 12.3 Aufbau Laserlichtschnitt

12.2.2 Auslegung Messbügel

Je nach Messaufgabe werden Typ und Anzahl der Kameras und Laser sowie deren Optiken ausgelegt.

Für Ober und Unterseite sind jeweils zwei Linienlaser und zwei Kameras eingeplant, um beide Seiten zu erfassen und die Kontur sowie die Oberflächenstruktur zu ermitteln. Auf Basis dieser Daten wird die Frästiefe berechnet, um möglichst mit einem Schälvorgang je Seite die Barren für die Weiterverarbeitung vorzubereiten.

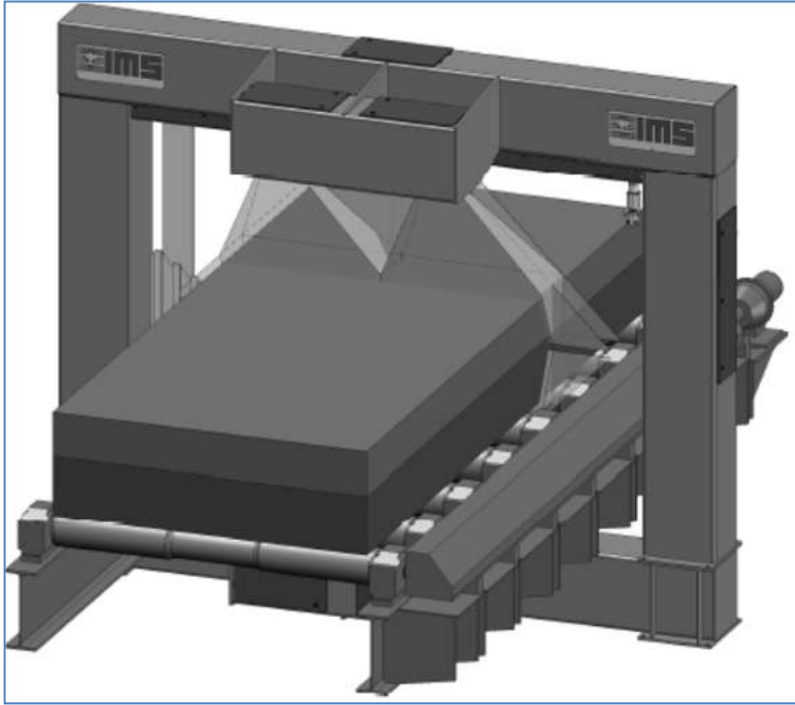


Abbildung 12.4 Layout Messsystem

12.3 Zusammenfassung

Durch die optimierte Schäl- oder Frästiefe kann die Ausbringung gesteigert werden, da die Anzahl der Frässtiche reduziert und die Frästiefe minimiert wird.

Daneben gibt die Oberflächenstruktur Informationen zur Gießqualität, welche im Rückschluss auch hier zu Optimierungen für den Gießvorgang

Diese Anwendung ist ein Beispiel für den Nutzen einer 3D Inspektion und Profilermittlung. Vergleichbare Anwendungen gibt es für den Strangguss im Stahlbereich.

13 Optische Messung: Camera-Cluster-Systeme

Janusz Blonski, Jörg Busch, IMS Messsysteme GmbH

Abstract: Die notwendige Voraussetzung zur Erzielung hoher Produktqualität bei Produktionsprozessen höchster Geschwindigkeit ist der Einsatz von neuen Mess- und Regeltechnologien. Hohe Verfügbarkeit und reproduzierbare Messergebnisse sichern die hohe Prozessstabilität bei kontinuierlicher Produktion. Die Anforderungen an optische Messsysteme zur Optimierung der Qualität über den gesamten Produktionsprozess werden erörtert.

Hierbei werden insbesondere

- Breitenmessungen
- Kantenrissmessungen
- Großlochsucher
- Feinstlochsucher
- Optische Bandplanheitsmessungen
- Heiß-Metall-Detektoren

vorgestellt. IMS setzt bei allen vorgenannten Messaufgaben „Camera-Cluster-Systeme (CCS)“ ein. Es handelt sich um eine Vielzahl schneller, intelligenter Kameras, die hintereinander auf einem „Cluster“ angeordnet sind. Durch Anreihung mehrerer Cluster ist das Messen von Folien, Bändern und Platten variabler, großer Breite möglich.

Neben den typischen Einsatzgebieten für CCD-Kameras, finden die Cluster-Systeme auch Einsatz bei Heiß-Metall-Detektoren.

In dem Beitrag werden sowohl verschiedene Anwendungsfälle als auch Ergebnisse bestehender Installationen vorgestellt.

13.1 Hunderte von Mini-Kameras im Einsatz bei der Spaltbandfertigung

Speziell bei der Spaltbandfertigung sind die Produktionskosten und die Maßhaltigkeit die wichtigsten Erfolgskriterien für eine nachhaltig gute Marktposition. Sie haben direkten Einfluss auf den Verkaufspreis und damit auf die Wettbewerbsfähigkeit der Stahl-Service-Dienstleister. Service Center haben in der Regel nicht die Möglichkeit, großen Einfluss auf die Rohmaterialpreise zu nehmen, so dass die Marktbedingungen auf der Einkaufsseite für konkurrierende Spaltbetriebe meist ähnlich sind. Einsparungen sind nur durch Verkürzung der Durchlaufzeiten und Verringerung der Schrottquoten möglich, ohne dass die Qualität der Produkte darunter leidet.

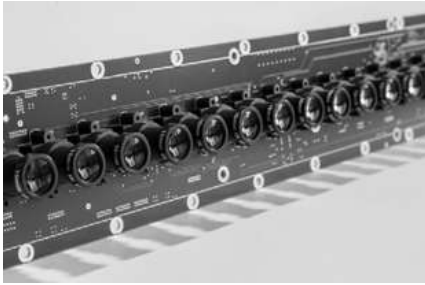


Abbildung 13.1 Camera Cluster (Ausschnitt)

Spaltanlagen müssen höchsteffizient arbeiten, wobei deren Betreiber tagtäglich mit hohen Rüstzeiten konfrontiert werden, die unter anderem durch die manuelle Vermessung der einzelnen Bandstreifen und die nicht automatisierte Aufzeichnung der Ergebnisse verursacht werden. Die oft erschwerte Anlagenzugänglichkeit und eine hohe Verletzungsgefahr, insbesondere beim Vermessen dicker Materialien, sind kritisch. Sowohl die Messung mit Messschiebern als auch die aufwendige Vermessung auf Messtischen sind mit relativ großen Messfehlern behaftet. Übertragungsfehler bei manueller Datenvorgabe und Datenverarbeitung sind vorprogrammiert.

Kundenvorteile

Die weltweit einzigartigen Camera Cluster Systeme reduzieren die zeitlichen Aufwände für die Vermessung und die Datenverarbeitung auf wenige Bruchteile einer Sekunde. Die Systeme liefern Messergebnisse mit extrem hohen Genauigkeiten, nicht nur bei Anlagenstillstand, sondern kontinuierlich über die komplette Coillänge. Überschreitungen der Breitentoleranzen werden während der Produktion sofort erkannt und signalisiert. Die Endkunden erhalten

Qualitätsprotokolle zu jedem ausgelieferten Band, somit ist eine 100%ige Qualitätssicherung gewährleistet.

Vorteile:

- ✓ Online Messung der einzelnen Streifenbreiten
- ✓ Reduktion der Anlagenrüstzeiten und Stillstände
- ✓ Verringerung der Lohnkosten
- ✓ Erhöhung der Qualität
- ✓ Kontinuierliche Qualitätsdatenauswertung, Protokollierung und Langzeitspeicherung
- ✓ Kompakte, leichte Bauweise
- ✓ Schnelle Amortisierung

13.2 Die wahrscheinlich längste Kamera der Welt detektiert Kantenrisse, Löcher und erfasst gleichzeitig exakt die Bandbreite

Bandrisse und Löcher in Walzstraßen und Bandanlagen sind ein häufiges Problem mit dem die Betreiber kämpfen. Hohe Maschinenausfallzeiten, Schäden in Produktionslinien und Verlust von Produktionsmaterial verursachen erhebliche Mehrkosten.

Die häufigste Ursache für Bandrisse sind Schäden an den Materialkanten, welche Kantenrisse genannt werden. Auch Löcher im Band, insbesondere im Bandkantenbereich, sind für Bandrisse verantwortlich. Die Kantenrisse/Löcher entstehen schon im sehr frühen Stadium des Herstellungsprozesses. Bei Brammen treten beim Abkühlen Risse in den Flächen auf, die dann beim Walzprozess in den Kantenbereich wandern und Kantenrisse verursachen oder als Löcher im Band zu finden sind. Hohe Zugspannungen in den Kantenbereichen der Bänder beim Kaltwalzen können ebenfalls Ursache für Kantenrisse und Bandrisse sein.

In den Bandanlagen reichen dann nur geringe Zugspannungen aus um aus Kantenrissen Bandrisse zu erzeugen.

Nicht ordnungsgemäßer Transport von Coils führt nicht selten zu Beschädigungen in den Kantenbereichen, die sich in den nachfolgenden Prozessen zu Kantenrissen entwickeln.



Abbildung 13.2 Installationsbeispiel in einer Streckbiegeanlage

Genaue Informationen und Kenntnisse über Fehlstellen vermeiden Bandrisse in Walzgerüsten oder Prozesslinien. Vor allem aber sind Daten über Lage und Größe der erkannten Risse und Löcher für die nachhaltigen Prozesse interessant. Ein Qualitätsdatenmanagementsystem kann automatisch über die weiteren Bearbeitungsschritte der Coils entscheiden. Entweder werden sie in den Inspektionslinien überarbeitet, falls die Kantenriss und/oder Lochgröße und deren Anzahl den definierten Grenzbereich überschreitet oder werden direkt an die weiteren Prozesse übermittelt. Bereits im Ansatz verhindert diese direkte Auswertung kostenintensive Folgeschäden.

Die Camera Cluster Technologie ermöglicht eine lückenlose Detektion von Kantenrissen und Löchern sowie eine exakte Breitenmessung bei höchsten Bandgeschwindigkeiten.

Die Detektion von Fehlstellen und die Breitenmessung basieren auf einem optischen Messverfahren, dem Durchleuchten von Bändern mit linienförmigen LED Lichtquellen. Hierzu werden eine Lichtquelle auf der einen Seite des Bandes und ein Detektor in Form einer Kamera auf der anderen Seite des Bandes montiert. Im Falle einer Bandperforation trifft die Strahlung des Senders auf den Empfänger bzw. Detektor und signalisiert die Position der Lichterscheinung an weiterverarbeitende Prüfsysteme. Der Abstand zwischen Kameraeinheit, Lichtquelle und Bandmaterial ist von großem bis sehr kleinem Abstand variabel und kann dem Einbauverhältnissen angepasst werden. Somit ist die Integration in die Produktionslinie auf kleinstem Raum möglich.

Durch das Erfassen des genauen Zeitpunktes der Fehlstellendetektion und der vorgegebenen Bandgeschwindigkeit lässt sich aus diesen Daten auf die Lage, Form und Größe des Loches quer und längs zur Bandlaufrichtung ermitteln.

Bilder der Fehlstellen können für die Auswertungszwecke gespeichert werden. Mit den ermittelten Fehlstellendaten sind Qualitätsabstufungen definierbar oder schnittoptimierte Quer- und Längsteilkonfektionierungen optimierbar.

Die Online-Inspektion sichert den Betreibern die Prozessstabilität, reduziert das Risiko von Maschinenausfällen (Stillstandkosten) und verhindert den Verlust vom Produktionsmaterial. Die 100%ige Materialkontrolle sichert die gleichbleibende Materialgüte.

13.3 CCS-Kamera mit dem „Mikroskop Auge“ detektiert Feinstlöcher (Pinholes)

Die Erkennung von Feinstlöchern (Pinholes) ist besonders bei der Herstellung von Aluminium und Weißblech für die Verpackungsindustrie wichtig. Weißblech gilt als zuverlässiges Material für Konservendosen für Lebensmittel und Tiernahrung, Sprühdosen für Aerosole, Getränkedosen, Kronkorken, Eimer und Kanister. Verpackungen aus Aluminium sind für unseren Alltag ebenso unentbehrlich, denkt man nur an den Frischhalteeffekt bei Getränken, Milchprodukten, Schokolade, Eis, Kaffee und Tee, Suppen, Trockennahrung oder Fertiggerichten. Nicht zu vergessen Arzneimittel (Tabletten, Salben, Sprays), Kleber und Tintenpatronen.

Grundsätzlich gilt, je dünner das Blech/die Folie wird, desto höher die Wahrscheinlichkeit der Entstehung von Feinstlöchern und Kantenrissen.

Feinstlöcher entstehen meistens durch äußere und innere Verunreinigungen beim Schmelzen, Gießen, Walzen und Glühen. Die Größe und Form der Feinstlöcher ist von verschiedenen Faktoren abhängig. Insbesondere die Verunreinigungsart und -größe und deren physikalische und mechanische Eigenschaften des gewalzten Materials spielen eine entscheidende Rolle.

Beschädigungen und Verunreinigungen von Arbeitswalzen sind ebenfalls häufige Ursachen für die Entstehung von Feinstlöchern. Deren Größe kann wenige Mikrometer betragen oder auch im Millimeterbereich liegen.

Um hohe Qualitätsstandards zu erreichen, ist es von besonderer Bedeutung, bereits im Herstellungsprozess von Aluminium und Weißblech sämtliche Feinstlöcher oder Risse im Material zu erkennen, seien sie auch noch so winzig. Feinstlöcher sind nicht nur ein Qualitätsmerkmal, sie sind auch der Grund für Bandrisse, insbesondere im Folienbereich.

Die Detektierbarkeit eines Loches hängt bei von vielen Parametern (MTF und Lichtstärke des Objektivs, Empfindlichkeit und Auflösung des Bildsensors, Intensität der Lichtquelle, Bandgeschwindigkeit, Lochposition, usw.).



Abbildung 13.3 Installationsbeispiel ThyssenKrupp Rasselstein

Der für die Metallindustrie entwickelte Feinstlochsucher besitzt in einem Kameragehäuse sehr viele nebeneinander angeordnete Bildsensoren, die über eine Datenautobahn miteinander kommunizieren und Nachbarschaftsinformationen austauschen. Je Meter Messbereich befinden sich 50 Bildsensoren in einem balkenförmigen Kameragehäuse. Die „Mini-Kameras“ sind mit einem Abstand von jeweils 20 mm zueinander angeordnet. Der Sichtbereich der Kameras der für die Auswertung der Daten verwendet wird, befindet sich nahe der optischen Achse und somit können die Fehlstellen optimal detektiert werden. Die Messung basiert auf einer Detektion geringster Lichtmengen mittels CMOS-Photosensoren. Durch eine intelligente Bandkantenverfolgung wird die Power-LED Lichtquelle angesteuert und somit erreicht man eine sehr geringe Kanten- ausblendung. Das Band wird zu annähernd 100% inspiziert.

Der Feinstlochsucher misst direkt online und berührungslos während der Produktion und das bei höchsten Produktionsgeschwindigkeiten. Das System ermöglicht die Erfassung von Perforationen in der Größe weniger Mikrometer, einschließlich der Bestimmung derer Positionen im mm Bereich.

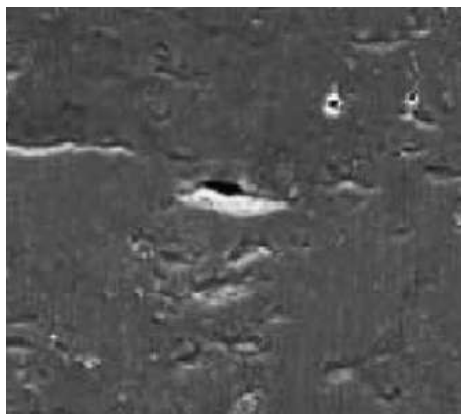


Abbildung 13.4 Pinhole in Aluminiumfolie, ca. \varnothing 8 μm



Abbildung 13.5 Pinhole in Aluminiumfolie, ca. \varnothing 25 μm

13.4 Mini-Kameras und mehrere Laserpaare vermessen die Planheit und Ebenheit von Flachprodukten

Die Bandform ist eine Schlüsseleigenschaft, die die Qualität der Flachprodukte in der Metallindustrie beschreibt. Die Planheit hat einen großen Einfluss auf die Bandform. Eine Planheits- oder Ebenheitsmessung und deren Regelung sind kritische Erfolgsfaktoren, welche zur Verbesserung der Qualität der hergestellten Produkte führen. Sie reduzieren Anlagenausfälle, Beschädigungen der Anlagenteile und die Schrottquote.

Ein häufiger Reklamationsgrund für Bänder und Bleche ist die Überschreitung der Toleranzgrenzen für Planheit und Ebenheit. Die typischen Fehler sind Mit-ten- und Randwellen, Querwölbungen, Coilkrümmungen bzw. Skibildungen.

Die Defekte werden meistens durch den Walzprozess oder bei den anschließenden Trennverfahren verursacht.



Abbildung 13.6 Installationsbeispiel Planheitsmessung und -Regelung (Leveller der Fa. Andritz Herr-Voss Stamco)

Um eine optimale Bandplanheit in unterschiedlichen Produktionsschritten zu erreichen werden sowohl berührende als auch berührungsfreie Planheits-Ebenheitsmesssysteme eingesetzt. Sie werden für den Online- als auch für den Offline-Betrieb verwendet.

Das optische Messsystem CCS Flatness/Evenness basiert auf dem Messprinzip der Lasertriangulation und kommt hauptsächlich zum Einsatz bei Anlagen wie Galvanisierungslinien, Verzinnungslinien, Beizlinien und Glühlinien, Querteilanlagen, Scherenlinien und Streckrichtern in Kaltwalzwerken und Servicecentern, d. h. überall dort wo das Material niedrigen bis geringen Bandzügen unterliegt. Das System besteht aus zwei Komponenten: einer Laser- und einer Kamera-Einheit. Es werden mehrere Laserlinienpaare über die komplette Bandbreite auf die Bandoberfläche projiziert und mit Kameras erfasst. Es kommen 50 Matrix-Kameras pro 1.000 mm Inspektionslänge zum Einsatz, die die Materialoberfläche erfassen und die Laserlinien auswerten. Diese intelligenten Camera-Cluster bieten überlegene Bilddatenverarbeitung mit hohen Abtastraten für matte oder glänzende Oberflächen. Durch die Laserlinienanordnung ist gewährleistet, dass auch Planheitsfehler mit sehr kurzen Wellenlängen erfasst werden.

Die topografischen Daten, sowie Planheitsdaten sind für Regelungssysteme verwendbar oder/und können auf einer Bedienstation zur Überwachung und Steuerung angezeigt werden. Durch die kompakte Bauweise und die Vorab-Kalibrierung ist die Installation sowie Inbetriebnahme, auch bei begrenztem Einbauraum, sehr einfach.

14 Radarsystem zur Breitenmessung in Warmbandstraßen

Bettina Fischer und Horst Krauthäuser, IMS Messsysteme GmbH

Christian Krebs, Sabine Gütgemann, Dirk Nüßler und Nils Pohl

Fraunhofer-Institut für Hochfrequenzphysik und Radartechnik FHR

Abstract: Elektromagnetische Strahlung im Bereich von einigen zehn GHz, sogenannte Radarstrahlung, ist im Gegensatz zu Laserlicht unempfindlich auf Dampf und Staub. Messsysteme, die mit Strahlung in diesen Frequenzbereichen arbeiten, eignen sich daher für den Einsatz bei den rauen Umgebungsbedingungen in Warmbandstraßen und können beispielsweise für die Messung von Breite und Dicke verwendet werden.

Die IMS Messsysteme GmbH hat erstmals ein Breitenmesssystem basierend auf Radartechnik für den Einsatz in Warmwalzwerken entwickelt. Das System besteht aus zwei Messeinheiten, welche jeweils einen Sensor zur Erzeugung und ein Antennenpaar zur Formung der Strahlung enthalten. Gemessen wird jeweils der Abstand zwischen Messsystem und Bandkante, woraus mit Hilfe einer geeigneten Kalibrierung die Breite des Bandes bestimmt werden kann.

In diesem Vortrag werden der Messaufbau sowie die Ergebnisse von Laboruntersuchungen und ersten Feldtests vorgestellt, welche die hohe Robustheit und Messgenauigkeit auch unter widrigen Umgebungsbedingungen demonstrieren. Zudem weist das Radarmesssystem einen geringen Wartungsaufwand auf, kann kompakt aufgebaut werden und erfordert keine zusätzlichen Sicherheitsvorrichtungen. Daher eignet es sich für den Einsatz in Warmbandstraßen insbesondere für Standorte, bei denen andere Messsysteme nicht oder nur mit hohem Kostenaufwand eingesetzt werden können.

14.1 Breitenregelung in Warmwalzwerken

Beim Warmwalzen von Stahl ist die Breite des Walzguts ein entscheidendes Qualitätsmerkmal. Hier werden Brammen zu kilometerlangen Stahlbändern gewalzt und zu Coils aufgewickelt, beispielsweise für die Weiterverwendung in

der Automobilindustrie. Wird dabei die geforderte Breite eines Bandes auch nur geringfügig unterschritten, muss dieses aussortiert werden.

Die Breite kann dabei in der Regel nur am sogenannten Vorgerüst aktiv geregelt werden. Hier werden, beispielsweise bei der Salzgitter Flachstahl GmbH, etwa 250 mm dicke, ca. 1000 °C heiße Brammen gestaucht und in mehreren Stichen bis zu einer Dicke von ca. 30 mm gewalzt. Die Geschwindigkeit dieses sogenannten Vorbandes beträgt dabei bis zu etwa 5 m/s.

Dieser Prozess ist mit einem hohen Aufkommen an Dampf, Spritzwasser und anderen Verschmutzungen verbunden, wodurch herkömmliche Systeme zur Breitenmessung an Ihre Grenzen stoßen. Optische Systeme, wie Laser und Kameras, die prinzipiell eine sehr genaue Breitenmessung erlauben, können bei schlechten Sichtverhältnissen und hoher Feuchtigkeit gestört werden. Die benötigte freie Sicht kann nur mit sehr hohem Kosten- und Wartungsaufwand hergestellt werden. Röntgensysteme unterliegen diesen Einschränkungen nicht, sind aber verhältnismäßig teuer und an den geforderten Stellen schwer integrierbar. Bisher war daher eine Breitenmessung am Vorgerüst praktisch nicht umsetzbar, was eine genaue Breitenregelung verhindert. Es wird stattdessen eine Überbreite von ca. 10 mm oder mehr produziert, welche in den weiteren Prozessschritten abgeschnitten werden muss. Dieser sogenannte Saumschrott wird wieder eingeschmolzen. Jeder produzierte Millimeter an Überbreite geht dabei an der Gesamtlänge des fertigen Coils verloren und dadurch steigen die Kosten.

Radartechnologie wird von Faktoren wie Spritzwasser und Dampf kaum beeinflusst und ist daher auch bei rauen Umgebungsbedingungen einsetzbar. Um den Einsatz dieser Technologie in der Metallbearbeitung zu ermöglichen, hat die IMS Messsysteme GmbH in Kooperation mit dem Fraunhofer FHR ein radarbasiertes Breitenmesssystem für den Einsatz in Warmwalzwerken entwickelt. Herausforderungen waren dabei unter anderem, die Messung der Breite mit einer Genauigkeit von ca. ± 1 mm auch für verschiedene Dicken und Kantenformern der Bänder zu ermöglichen und das System für die Integration im Werk zu optimieren. Das entwickelte Radar-Breitenmesssystem wurde im Warmwalzwerk der Salzgitter Flachstahl GmbH erfolgreich getestet. Das System erfüllt dabei die Genauigkeitsanforderungen und hat sich als sehr stabil und wartungsarm erwiesen. Die Radar-Breitenmessung ist daher die bislang einzige Messmethode, welche unter sehr rauen Umgebungsbedingungen eingesetzt werden kann und eine präzise Regelung der Breite ermöglicht.

14.2 Funktionsweise und Aufbau des Radarsystems

14.2.1 Messprinzip

Die Radar-Breitenmessung basiert auf der präzisen Messung von Abständen. Dabei werden elektromagnetische Wellen von einigen 10 GHz kontinuierlich ausgesendet, welche je nach Antennencharakteristik unterschiedlich stark gebündelt und gerichtet werden. Dieser sogenannte Radarbeam trifft auf die linke bzw. rechte Seite des Walzguts und wird von dort zurückreflektiert und von einer Antenne empfangen. Das ausgesendete und empfangene Signal werden mit Hilfe numerischer Algorithmen miteinander verglichen und so der Abstand bestimmt. Im Gegensatz zu Lasermesssystemen, die das Objekt bei gleichem Abstand annähernd punktförmig betrachten, wird beim Radar aufgrund des Öffnungswinkels der Antennen und der niedrigeren Frequenz ein größerer Bereich des Objekts ausgeleuchtet. Der Messfleck kann dabei einige Zentimeter betragen. Als Abstandsmessergebnis erhält man im Gegensatz zum Laser einen über eine Fläche gemittelten Abstand zwischen Antenne und Messgut.

14.2.2 Radar-Parameter

Das zur Breitenmessung entwickelte Radar sendet bei einer Mittenfrequenz von 30 GHz eine Bandbreite von 4 GHz aus. Die Ausgangsleistung beträgt bei 30 GHz ca. 10 mW. Aufgrund dieser geringen Sendeleistung, die weit unter der eines Mobilfunktelefons liegt, lässt sich das Radar ohne weitere Sicherheitsanforderungen betreiben. Es wird außerdem eine sehr hohe Messwiederholrate von bis zu 1 kHz im Dauerbetrieb erreicht. Der Radarbeam ist rotationssymmetrisch und hat einen Öffnungswinkel von ca. 5°.

14.2.3 Laborergebnisse

Die Genauigkeit der Entfernungsbestimmung wurde unter Laborbedingungen getestet. Dazu wurde der Abstand zwischen den Antennen und der ebenen Oberfläche eines Aluminium-Prüfkörpers mit den Maßen 245 mm × 245 mm bestimmt. Hierbei wurde der Prüfkörper über einen Bereich von 2000 mm verfahren und mit der vom Motor ausgegebenen Sollposition verglichen. Nach Herstellerangaben beträgt die Genauigkeit der Verfahreinheit lediglich $\pm 200 \mu\text{m}$. Da die geforderte Genauigkeit der Breitenmessung für das fertige Messsystem $\pm 1 \text{ mm}$ betragen soll, ist die Genauigkeit der Verfahreinheit für das Messszenario ausreichend. Wenn nun zwei Sensoren gleichzeitig von rechts und links auf die Bandkante messen, sollte das System eine Genauigkeit der Vorbandbreite von ca. $\pm 400 \mu\text{m}$ erreichen.

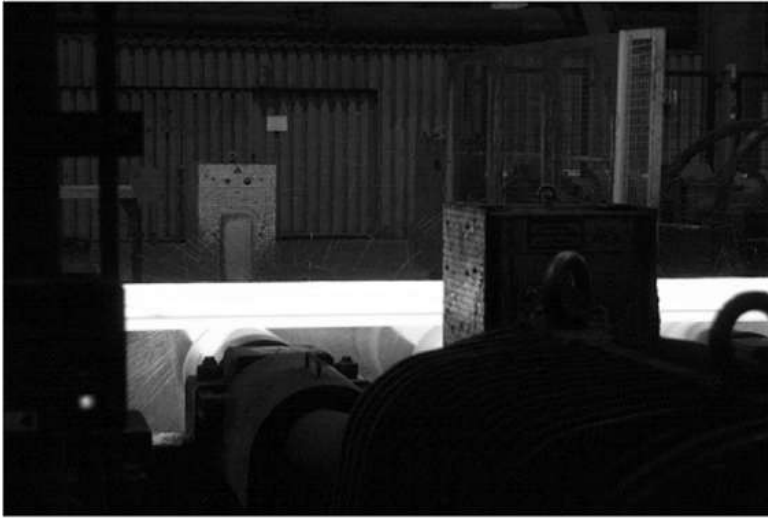


Abbildung 14.1 Radarsensortürme am Auslauf des Vorgerüsts bei der Salzgitter Flachstahl GmbH

14.2.4 Aufbau für den Einsatz im Warmwalzwerk

Die Sensoren und Antennen werden in kompakte Türme integriert. Zwei solcher Radarsensortürme werden seitlich zur Walzstraße angebracht und messen jeweils den Abstand zwischen der Radarantenne und dem Walzgut. Aus den beiden Abstandswerten können mittels einer Kalibrierung des Messbereiches die Breite und die Abweichung zur Mittenposition des Rollgangs bestimmt werden. Um den gesamten Breitenverlauf und sämtliche Vorbanddicken mit nur einem Sensor sowie einer Sensorposition zu erfassen und dabei den Winkelfehler möglichst gering zu halten, wird der Abstand zwischen den Radartürmen und dem Walzgut so groß gewählt, wie es die Gegebenheiten in der Walzstraße erlauben.

Zur Kühlung werden in den Türmen angebrachte Luftventile geöffnet, sobald die Temperatur im Radargehäuse höher als 55 °C wird und das gesamte Gehäuse wird mit Druckluft gespült.

14.3 Einsatz im Warmwalzwerk

14.3.1 Integration in die Walzstraße

Als Testlauf und zur Verifikation der im Labor gewonnen Messdaten unter realen Umgebungsbedingungen wurde das Radar-Messsystem bei der Salzgitter Flachstahl GmbH im November 2014 am Auslauf des Vorgerüsts installiert.

Ende April 2015 wurde das System an den Einlauf des Vorgerüsts umgebaut und dort wieder in Betrieb genommen. Der Aufbau am Auslauf des Vorgerüsts ist in Abbildung 14.1 zu sehen. Die beiden Radartürme haben einen Abstand von ca. 5000 mm zueinander. Der Abstand zwischen einem Turm und der Bandkante liegt jeweils zwischen 1450 mm und 2100 mm.

14.3.2 Erste Messergebnisse

Um die gewonnen Messdaten zu verifizieren, wurde der mit dem Radarsystem gemessene Breitenwert des letzten Stiches mit einer kamerabasierten Messung am Einlauf zur Fertigstraße verglichen. Die mittlere Abweichung für verschiedene Breiten ist in Abbildung 14.2 dargestellt. Im Mittel wird eine auf das optische System referenzierte Genauigkeit der Breitenmessung von ca. $\pm 1,5$ mm erreicht.

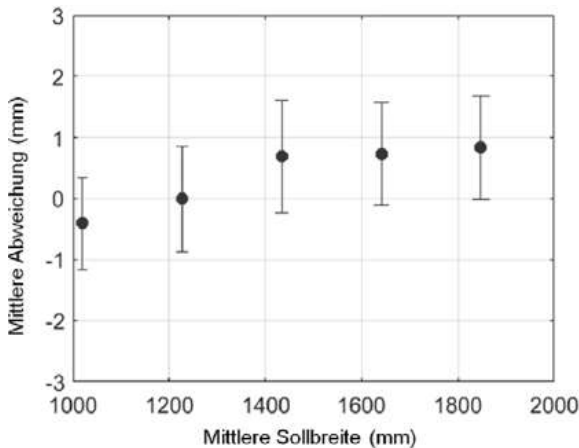


Abbildung 14.2 Mittlere Abweichung zwischen Radar-Breitenmessung und Breitenmessung am Einlauf Vorgerüst mit mittlerer Standardabweichung

Die Messtoleranzen von $\pm 200 \mu\text{m}$ aus den Labormessungen werden also überschritten, wofür es mehrere Gründe gibt. Bei der Integration spielt die Einbaugeometrie eine entscheidende Rolle. Da beide Radarsensoren unabhängig voneinander den Abstand zwischen Antenne und Vorband links und rechts des Rollgangs messen, führen bereits kleinste Abweichungen in der Positionierung zu Messfehlern. Die Antennen sind so ausgerichtet, dass die Messgenauigkeit für Bänder von bis zu 70 mm Dicke am höchsten ist. Der Radarbeam ist allerdings fix ausgerichtet und hat einen festen Öffnungswinkel. Dies führt insbesondere für dickeres Messgut zu einem breiten- und dickenabhängigen Winkelfehler. Dieser Fehler wird kleiner je größer der Abstand zwischen den Antennen und dem Walzgut ist. Da eine größere Entfernung aufgrund der Gegeben-

heiten am Einbauort nicht beliebig möglich ist, werden diese Winkelfehler in Zukunft durch eine geeignete Signalverarbeitung kompensiert.

Die großen Temperaturschwankungen der Umgebung haben ebenfalls einen Einfluss auf die Genauigkeit des Systems und müssen kompensiert werden. Auch die Temperatur des Walzguts zwischen den beiden Messstellen ist unterschiedlich und verfälscht aufgrund der Temperatúrausdehnung den Messwert. Dieser Effekt kann aufgrund der noch unvollständigen Information über die Temperaturverläufe der Bänder derzeit nicht vollständig kompensiert werden. Da die Genauigkeit trotz dieser Effekte nur sehr geringfügig über den geforderten ± 1 mm liegt, ist die aktuelle Güte des Messsystems bereits sehr gut.

14.4 Zusammenfassung und Ausblick

Die vorgestellten Ergebnisse demonstrieren die Vorteile der Radartechnologie für die Breitenmessung in Warmwalzwerken. Das System weist trotz der rauen Umgebungsbedingungen eine hohe Messgenauigkeit und Stabilität auf. Des Weiteren ist es sehr wartungsarm und benötigt aufgrund der geringen Sendeleistung keine zusätzlichen Sicherheitsvorrichtungen. In Kombination mit der kompakten Bauweise und der Möglichkeit, die Strahlcharakteristik und den Aufbau an unterschiedliche Anforderungen in gewissen Grenzen anzupassen, ist das System gut in Walzstraßen integrierbar. Mit Hilfe dieser Technologie können Produzenten in Zukunft wichtige Informationen zur Optimierung des Herstellungsprozesses gewinnen und so eine Erhöhung der Produktqualität und Kosteneinsparungen erzielen.

Diese Entwicklung wurde durch das Know How des Fraunhofer FHR in der präzisen Radar-Abstandsmessung sowie der langjährige Erfahrung von IMS in der Entwicklung und Integration von Messsystemen in Walzwerken ermöglicht. Im Laufe der weiteren Zusammenarbeit sollen die oben genannten Störeffekte durch geeignete Signalverarbeitungs- und Kalibrierverfahren kompensiert werden. Des Weiteren wird die Frequenz erhöht, um durch die geringere Wellenlänge und eine höhere Systembandbreite eine bessere Ortsauflösung zu erreichen.

Literatur

- [1] Skolnik, M. WH (2008) Radar Handbook. McGraw-Hill Education
- [2] Krebs, C. et al (2015) Radarsystem misst Breite von Brammen. In: QZ 09/2015 (in Druck)

15 Qualitätsdaten speichern und auswerten – MEVInet-Q und –QDS

J. Hausner, IMS Messsysteme GmbH

Abstract: In modernen Fertigungsprozessen steigen ständig die Anforderungen an Material und deren Qualitäten. Ohne eine umfangreiche Messtechnik während der Produktion wäre dies kaum möglich. Doch wohin mit der Vielzahl an Produktionsdaten und wie lassen sich diese einfach auswerten?

Diese Frage beantwortet das Qualitätsdaten-Managementsystem MEVInet-Q von IMS. Das System ist speziell für die Anwendung im Walzwerksbereich entwickelt worden.

MEVInet-Q umfasst die Langzeitspeicherung von Qualitätsdaten, ihre Visualisierung und Auswertung. Die Erweiterung auf MEVInet-QDS ermöglicht zusätzlich die automatisierte Qualitätsdatenbewertung anhand von Kriterien, die individuell auf die jeweiligen Produktgruppen angepasst sind. Intelligent eingesetzt, werden mit dem System Produktionsanlagen optimiert, Produktqualitäten erhöht und die Produktionskosten gesenkt.

Wichtige Merkmale von MEVInet-Q und QDS sind:

- Datenerfassung nach jedem Produktionsschritt
- Längenbezogene Messdaten
- Visualisierung der Messdaten, selbstständig nach individuellen Belangen
- Statistische Auswertungen
- Produktionsvorschau
- Datenarchivierung von IMS Messsystemen und Systemen von anderen Herstellern
- Automatische Qualitätsbewertung

In dem Vortrag wird eine kurze Systemübersicht als mit Bezug auf verschiedene Anwendungsfälle bestehender Installationen vorgestellt.

15.1 Einführung

Das Qualitätsdaten-Managementsystem MEVInet-Q bietet der stahlverarbeitenden Industrie ein umfassendes Werkzeug zur Datenanalyse für die verschiedenen Produktionsanlagen. Das System wurde in Zusammenarbeit mit der Stahlindustrie entwickelt und wird bei einigen Walzwerken weltweit erfolgreich eingesetzt. (Abbildung 15.1).

Die Sicherstellung der von den Kunden geforderten höchsten Qualitätsanforderungen unter gleichzeitiger effizienter Nutzung der notwendigen Ressourcen stellt eine zentrale Herausforderung der modernen Fertigung dar.

Das MEVInet-Q System bietet neben der umfassenden Speicherung und Auswertung von Qualitätsdaten nun auch ein Regelwerk zur Überwachung der geforderten Eigenschaften. Mit dieser Erweiterung, MEVInet-QDS, wird eine einheitliche und reproduzierbare Bewertung der produzierten Qualitätsstähle werksübergreifend sichergestellt.

Das System erfüllt folgende Aufgaben:

- Speicherung von Mess- und Technologiedaten
- Materialverfolgung
- Visualisierung und statistische Auswertung
- Produktvorschau in Folgeanlagen
- Automatische Qualitätsbewertung nach jedem Produktionsschritt

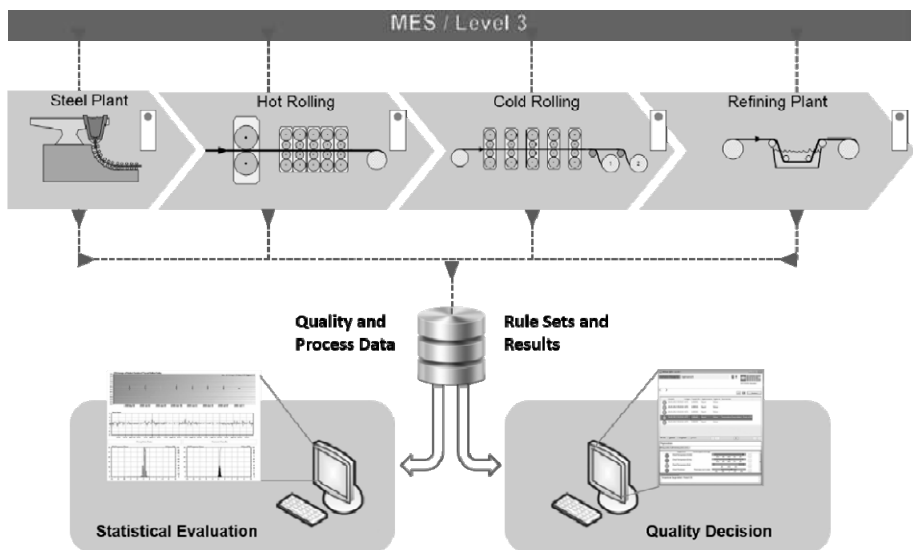


Abbildung 15.1 Zentrale Qualitätsdatenverarbeitung für integrierte Walzwerke

15.2 Speicherung von Mess- und Technologiedaten

Für eine effektive Bewertung der Daten werden bestimmte Anforderungen an die Erfassung der Produkteigenschaften gestellt. Messergebnisse müssen z. B. Genauigkeiten aufweisen, die um ein Vielfaches höher sein müssen als die geforderten Toleranzen. Von entscheidender Bedeutung ist eine ausreichende Messwertdichte. Diese kann von einzelnen Stichproben pro Charge bis zur lückenlosen Messwerterfassung in allen Dimensionen reichen. Für die Gesamtbetrachtung der Qualität ist somit erforderlich, dass:

- alle qualitätsrelevanten Daten in ausreichender Dichte vorliegen.
- alle Messwerte dem Produkt ortsrichtig zugeordnet sind.
- alle qualitätsrelevanten Daten langzeitverfügbar sind.

Zur Produktion von Flachstahlerzeugnissen werden eine Vielzahl von Daten benötigt, die ausgewertet werden müssen. Relevante Messgrößen sind beispielsweise:

Mittendicke	Planheit	Innenfehler
Dickenprofil	Bandkontur	Streckgrenze
Bandbreite	Beschichtungsdicke	Zugfestigkeit
Temperatur	Rauheit	Bandzug
Bandlänge	Oberflächenfehler	Walzkraft usw.

Die Erfassung der Messgrößen erfolgt online während der Produktion, durch manuelle Stichprobenentnahme an der Produktionslinie, im Laborbetrieb oder durch visuelle Inspektion.

Online-Messsysteme detektieren Messgrößen mittenbezogen, am Rand oder über die gesamte Materialbreite je nach Art und Ausführung. Dabei werden im Messsystem alle Messdaten mit ihren Bandlängenkoordinaten gespeichert. Bei einer mittenbezogenen Messung erfolgt die Aufzeichnung der Messgrößen in einer Spur. Breiten oder Mittendicken werden als Längsprofile archiviert. Messwerte, die über die gesamte Materialbreite aufgezeichnet werden, werden als Querprofile gespeichert. Diese beinhalten neben den Längen- auch die Breiteninformationen. Die Querprofilaufnahmen erfolgen z. B. bei Planheitsmessungen, Temperatur-Scannern, Dickenprofil- und Bandbeschichtungsmessungen.

Alle erfassten Messwerte sind dem Produkt über ihre Identifikations-Nr. (ID) eindeutig zugeordnet. Ist die ID bei der Messung nicht bekannt, erfolgt eine nachträgliche Zuordnung. In kontinuierlich produzierenden Anlagen erfolgt die

Zuordnung der Bandlängen z. B. erst am Auslauf der Anlagen. Weiterhin werden Längenänderungen z. B. durch Walzen oder Streckrichten oder Breitenänderungen durch Besäumen oder Spalten berücksichtigt.

15.3 Materialverfolgung

Die Materialverfolgung wird durch einen umfassenden Informationsaustausch zwischen den verschiedenen Automatisierungsebenen mit MEVInet-Q ermöglicht. Zu jedem Produkt werden alle Ereignisse wie z. B. Bandanfang- und Bandendebearbeitung, Ringteilungen und Rotationen von Coils während des Produktionsprozesses in einer eigenen Historie in MEVInet-Q gespeichert. Eine Materialverfolgungstabelle veranschaulicht die entsprechenden Einträge. Die Tabelle bildet sowohl die Beziehung der Produktionsstücke untereinander als auch alle Längen- und Breitenänderungen sowie Rotationen ab. Die Funktionen zur Materialverfolgung erlauben es auch, Messergebnisse aus den unterschiedlichen Produktionsschritten auch dann ortsrichtig gegenüberzustellen, wenn Bänder geteilt oder zusammengeschweißt wurden. (Abbildung 15.2)

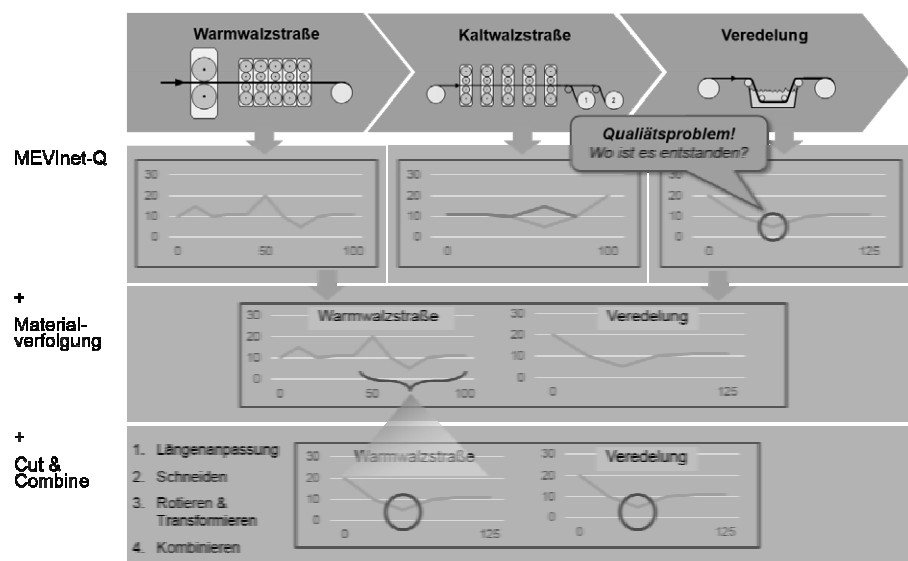


Abbildung 15.2 Materialverfolgung

15.4 Visualisierung und statistische Auswertung

Die Visualisierung und Auswertung aller archivierten Daten in MEVInet-Q erfolgt über den DataViewer. Vielfältige Visualisierungselemente ermöglichen dem Anwender eine angepasste Darstellung und Auswertung der Dateninhalte.

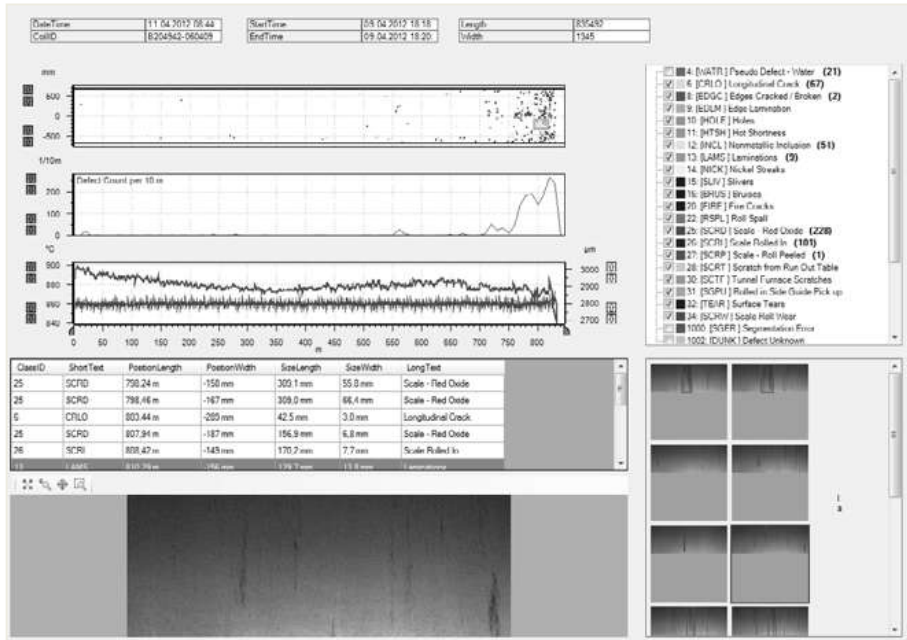


Abbildung 15.3 DataViewer – Visualisierung einer Oberflächeninspektionsanlage

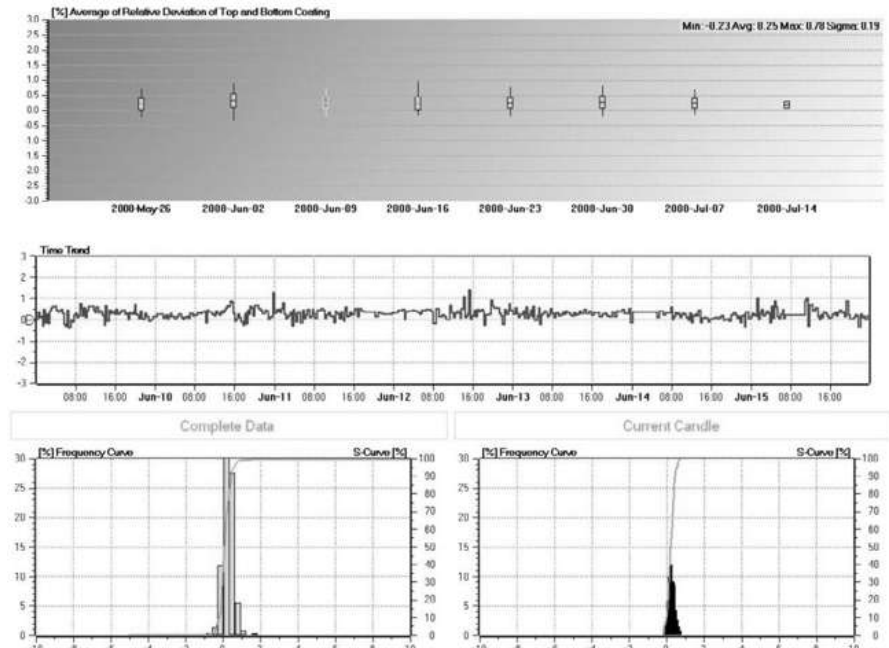


Abbildung 15.4 DataViewer – Verteilung der Beschichtungsabweichung pro Woche

Mit dem DataViewer Designer können neue, frei konfigurierbare Seiten erzeugt werden. Der Designer bietet die Möglichkeit, Anzeige- und Steuerelemente beliebig anzuordnen und mit den Qualitätsdaten zu verknüpfen. Diese werden direkt verwendet oder über mathematische Funktionen verrechnet. Über Datengruppen können Auswertungen zum Langzeittrend und Berechnungen zur Statistik durchgeführt werden (Abbildungen 15.3 und 15.4). Durch die zentrale Speicherung ist es möglich, von allen Produktionsanlagen qualitätsrelevante Daten für eine Gesamtbetrachtung heranzuziehen.

15.4.1 DataViewer – Merkmale

- Auswertungen nach Zeit, Produktgruppen, Dimensionen etc.
- Statistische Auswertung und Analyse
- Werksweite Visualisierung und Auswertung
- Visualisierungseditor – frei konfigurierbar
- Fernsteuerungsschnittstelle
- Datenexportfunktionen

15.5 Produktvorschau

Durch eine automatische Produktvorschau an der Folgeanlage kann der Walz- und Beschichtungsprozess optimiert werden (Abbildung 15.5).

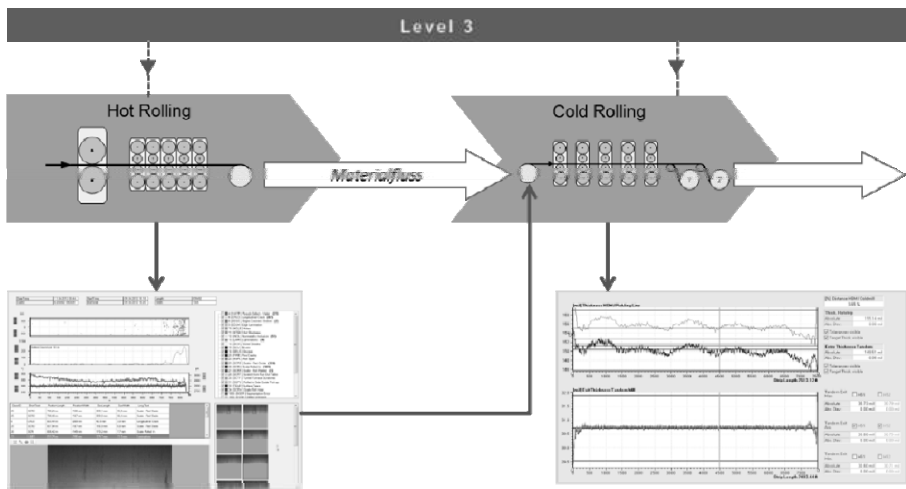


Abbildung 15.5 Produktvorschau an Folgeanlage

Beispielsweise lassen sich durch Kenntnis der Qualitätsdaten des Vorprozesses Bandrisse und Folge-Qualitätsprobleme reduzieren.

15.6 Qualitätsdatenbewertung – MEVInet-QDS

Die Qualität eines Produktes wird nicht nur durch seine Merkmale und Eigenschaften bestimmt, sondern auch durch die gestellten Anforderungen. Für die Bewertung der Qualität müssen die Produkteigenschaften erfasst und mit den jeweiligen Anforderungen verglichen werden (Abbildung 15.6). Diese Aufgaben werden heute durch eine Vielzahl von unterschiedlichen Systemen erfüllt, die sich jedoch in der Regel auf Insellösungen beschränken. So liegen die qualitätsrelevanten Daten oft nur stark verdichtet, in separaten, untereinander inkompatiblen Datenbanken vor. Für die Auswertung werden unterschiedliche Werkzeuge benutzt und die Bewertung erfolgt nicht nach einheitlichen Regeln. MEVInet-Q mit QDS beschreitet hier neue Wege.

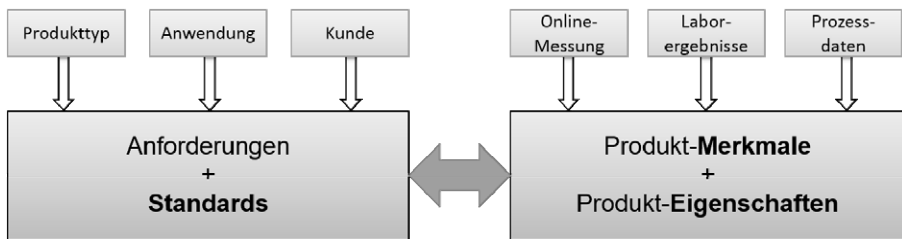


Abbildung 15.6 Produktqualität

Es ist ein ganzheitliches Qualitätsdaten-Managementsystem, das die verschiedenen Produkt- und Produktionsparameter von mehreren Produktionslinien in einer zentralen Datenbank zusammenführt.

15.6.1 Regelstruktur

Zur Bewertung von Messdaten werden produktspezifische Regeln definiert, die in Summe eine Regelstruktur bilden. Qualitative Produkteigenschaften werden ebenfalls in der Regelstruktur berücksichtigt. Aus den in MEVInet-Q archivierten Daten werden für eine Bewertung Kennzahlen ermittelt. Dabei handelt es sich um numerische Werte die direkt vorliegen (z. B. Gewichte) oder aus umfangreichen Messdaten berechnet werden wie z. B. Längs- und Querprofile oder Bandfehler. Für die Berechnung stehen vordefinierte Funktionen zur Verfügung. Diese bieten beliebige Erweiterungsmöglichkeiten zur mathematischen Datenanalyse z. B.

- Ausblendung der Messdaten am Bandanfang und/oder am Bandende bzw. an den Rändern zur Bewertung von Dickenprofilen unter Berücksichtigung des späteren Besäumbereichs
- Verknüpfung von mehreren Daten z. B. zur Berechnung von Grenzwertverletzungen aus der Summenauflage von Ober- und Unterseite der Bandbeschichtung.
- Überprüfung von Messwerten über die Standardabweichung.

Die Kennzahlen und deren Bewertung werden mit der Version der Regeln in der Datenbank gespeichert und stehen für spätere Auswertungen wieder zur Verfügung.

15.6.2 Regeleditor

Mit dem Regeleditor wird ein Tool zur Erstellung und Bearbeitung von Regeln bereitgestellt. Qualitätsdaten, Aggregationsvorschriften sowie Soll- und Auftragsdaten werden zu Qualitätstest-Regeln verknüpft. Die Regelerstellung erfolgt bei einfachen Regeln per Drag & Drop. Die Messwerte und Toleranzen werden aus der Datenbankliste ausgewählt und über vordefinierten Methoden verknüpft. Des Weiteren werden zu jeder Regel Bemerkungen und Handlungsanweisungen sowie Verweise auf die Detailseiten des DataViewers hinterlegt. Somit kann direkt bei einer Regelverletzung auf die Original-Qualitätsdaten zugegriffen werden. Die Definition der Regeln erfolgt im sogenannten Regelbaum. Dieser stellt eine hierarchisch organisierte Umgebung zur Verwaltung der Regeln zur Verfügung. Die einzelnen Regeln werden dabei zu Regelsätzen zusammengefasst. Die Ergebnisse der Bewertung eines Regelsatzes können von einem oder mehreren Anwender abonniert werden. Auf Wunsch wird der Abonnent über seinen Benachrichtigungs-Client oder eine E-Mail über die Ergebnisse informiert.

15.6.3 Versionsverwaltung

Die in MEVInet-QDS integrierte Versionsverwaltung verfolgt sowohl Änderungen an einzelnen Regeln als auch Änderungen am Regelbaum. Die einzelnen Versionsstände können verglichen, wiederhergestellt oder zusammengefügt werden. Vor dem Online Einsatz im Produktivsystem müssen die Regeln über das Release Management freigegeben werden. Bei der Auswertung wird die verwendete Version zusammen mit den Ergebnissen gespeichert.

15.6.4 Simulation

Vor der Freigabe von Regeln werden diese mit Hilfe einer Simulation getestet. Hierbei werden die Regelergebnisse mit den in MEVInet-Q gespeicherten historischen Daten berechnet. Die Ergebnisse werden anschließend gespeichert, so dass unterschiedliche Regelsätze miteinander verglichen werden können. Bei Kundenreklamationen können Regeln im Nachhinein optimiert und getestet werden, bis Fehlstellen im Produkt während der Produktion zuverlässig erkannt werden. Hierdurch können sowohl unnötige Nacharbeiten als auch die Auslieferung von fehlerhaften Produkten vermieden werden.

15.6.5 Online-Bewertung

Die eigentliche Ausführung der Regeln erfolgt im sogenannten Regelprozessor. Dieser prüft, ob alle in den Regeldefinitionen benötigten Daten an der jeweiligen Produktionsanlage für ein bereits produziertes Coil vorliegen. Sobald dies der Fall ist, wird die Bearbeitung gestartet und die Abonnenten werden benachrichtigt (Abbildung 15.7).

- **Qualitätsanforderungen:**
abhängig von Setup-Daten
- **Berechnung**
charakteristische
Produkteigenschaften
- **Vergleich**
Anforderungen mit
Produkteigenschaften
- **Weitere Aktionen möglich**
über Schnittstelle (z.B. autom. Sperrung)

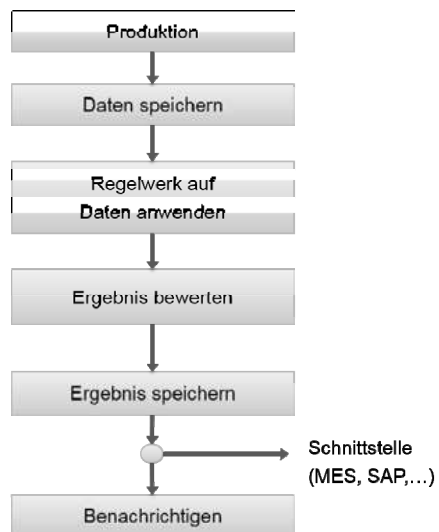


Abbildung 15.7 Ablauf des Qualitätstests

Die Ergebnisse der Bewertung werden in unterschiedlicher Detailtiefe visualisiert (Abbildungen 15.8, 15.9 und 15.10):

Product ID	Report Name	Product Date	4	Hold State	CoilTempBodyLower	CoilTempBodyUpper	CrownUpperLimit	Finishing Temp Erratic Rule	Thickness Erratic Rule	Width Erratic Rule	Width Necking
1127353440	Autohold Quality Report	11/17/2013 11:50:01 AM	Rele	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ
1127357400	Autohold Quality Report	11/17/2013 11:47:28 AM	Rele	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ
1127357390	Autohold Quality Report	11/17/2013 10:22:11 AM	Block	Failu	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ
1126966330	Autohold Quality Report	11/17/2013 10:18:06 AM	Rele	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ
1126966340	Autohold Quality Report	11/17/2013 10:15:10 AM	Block	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Failu	Succ
1126966370	Autohold Quality Report	11/17/2013 10:12:21 AM	Rele	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ
1126966360	Autohold Quality Report	11/17/2013 10:09:22 AM	Rele	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ
1125793310	Autohold Quality Report	11/17/2013 10:06:34 AM	Rele	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ
1125793220	Autohold Quality Report	11/17/2013 10:03:35 AM	Rele	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ
1125793250	Autohold Quality Report	11/17/2013 10:00:48 AM	Rele	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ
1125793260	Autohold Quality Report	11/17/2013 9:57:54 AM	Rele	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ
1125793240	Autohold Quality Report	11/17/2013 9:54:58 AM	Rele	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ
1126966320	Autohold Quality Report	11/17/2013 9:51:52 AM	Rele	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ
1125793230	Autohold Quality Report	11/17/2013 9:48:41 AM	Block	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Failu	Succ
1126966300	Autohold Quality Report	11/17/2013 9:45:52 AM	Rele	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ
1126966310	Autohold Quality Report	11/17/2013 9:42:45 AM	Rele	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ
1126966670	Autohold Quality Report	11/17/2013 9:39:47 AM	Block	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Failu	Succ
1127300700	Autohold Quality Report	11/17/2013 9:37:02 AM	Rele	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ
1127300680	Autohold Quality Report	11/17/2013 9:34:18 AM	Rele	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ
1127300590	Autohold Quality Report	11/17/2013 9:31:30 AM	Rele	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ	Succ

Abbildung 15.8 QDS Ergebnisdarstellung

MEVInetQDS - v.1.6.0.0

Message Receiver - Inbox **ResultView** Rule tree editor Rule Processor Administration

Administrator (Log Off)

Result view Report: Autohold Quality Report - 11/17/2013 10:13 PM - Revision: 276

Autohold Quality Report

Created: 11/17/2013 10:13 PM

Plant: Finishing Mill Product ID: 123456789 **Blocked**

Result variables:

Avg Thickness: 4526.365mm | Avg Width: 1696.527mm | Coil Prod Date: 11/17/2013 9:58:51 PM | LowerLimitWidth: 1665mm | NominalWidth: 1665mm | EtoolGradeId: 3 233

UpperLimitWidth: 1715mm | WidthAvg: 1696.527mm | WidthMax: 1702.336 | WidthMin: 1692.003

Rule Results: ☐ Display only failed rules ☐ Complex Style

Rule name	Operator Instruction	Success
CoilTempBodyLower		Success
CoilTempBodyUpper	Grade = 3333, Upper Limit 670, 10% of coil failed	Failure
CrownUpperLimit		Success
Finishing Temp Erratic Rule	OK	Success
Thickness Erratic Rule	OK	Success
Width Erratic Rule	OK	Success
Width Necking		Success

0.4 1.2 2 2.8 3.6

<< < 21 22 23 24 25 > >>

Abbildung 15.9 Interaktive Detailansicht im DataViewer

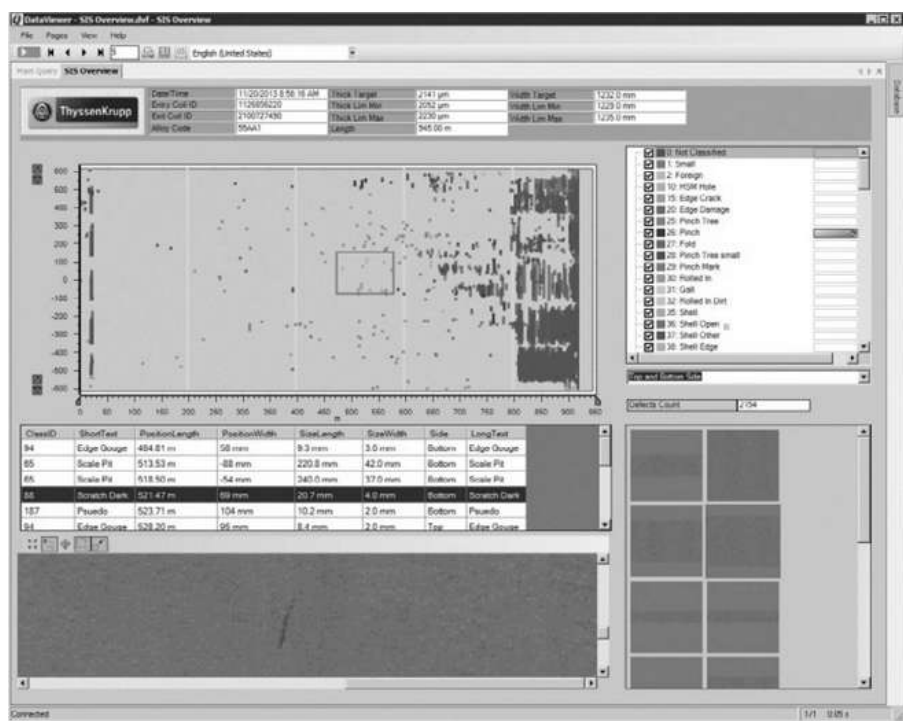


Abbildung 15.10 Produktansicht mit grafischer Darstellung der Ergebnisse

15.7 Realisierung im Werk

MEVInet-Q stellt also das zentrale Qualitätsdatenarchiv im Werk bereit, dessen Daten nach jedem Produktionsschritt von der Qualitätsdatenbewertung QDS überprüft werden. Die Ergebnisse werden danach an beliebige Abnehmer verteilt.

Um mit MEVInet-Q die Integration von Prozessdaten aus verschiedenen Produktionsanlagen der Anlagenautomatisierung und von Laborergebnissen zu ermöglichen, müssen alle Datenquellen über entsprechende Schnittstellen in die zentrale Datenbank des Systems integriert werden (Abbildung 15.12). Werksweit sind das schnell mehr als 10 Anlagen, die an MEVInet-Q adaptiert werden. Die Datenkopplung erfolgt über einen eigenen Netzwerk „Backbone“ mit hoher Datenübertragungsrate, um die Anlagenautomatisierung in keiner Weise beeinträchtigen zu können (Abbildung 15.11).

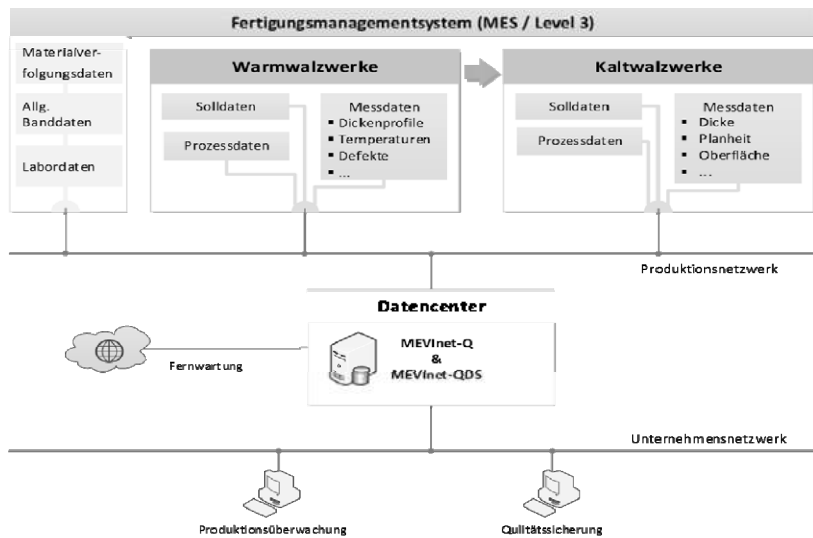


Abbildung 15.11 Systemübersicht und Netzschema

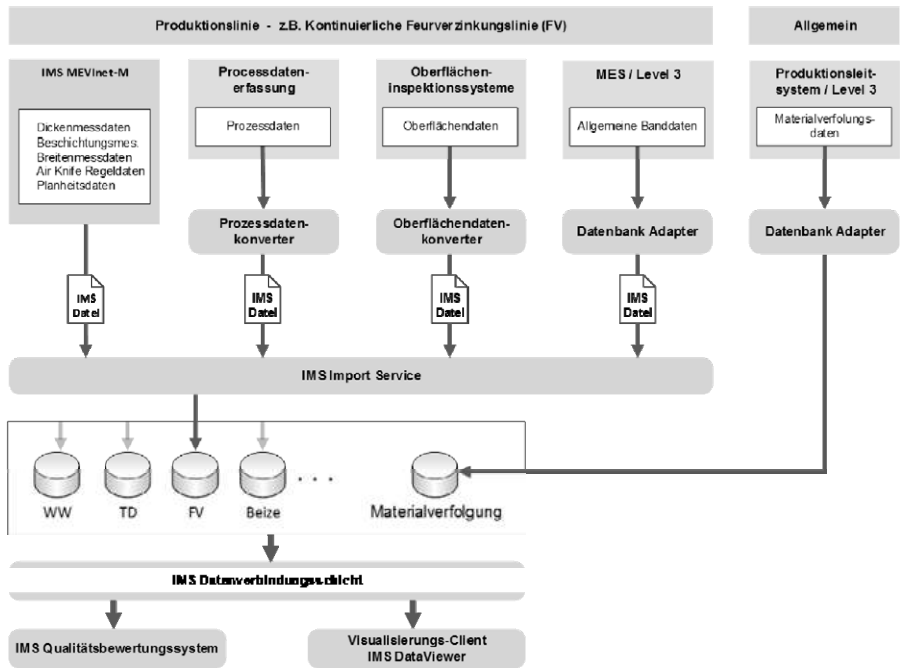


Abbildung 15.12 Schnittstellen am Beispiel einer Feuerverzinkungslinie

Der für die Datenbanken erforderliche Speicherbedarf beträgt je nach Typ und Menge der Qualitätsdaten einige hundert Gigabyte bis zu mehreren Terabyte

pro Jahr. Neben einem Datenbankserver werden über einen zusätzlichen Applikationsserver die DataViewer- und QDS-Clients im Netzwerk des Kunden bereitgestellt. Dieses zentrale Bereitstellungskonzept hat den Vorteil, dass alle Nutzer mit derselben Softwareversion arbeiten und keine lokalen Updates benötigen.

Neben dem DataViewer Client besteht zusätzlich die Möglichkeit des Webzugriffs auf die Visualisierungen.

Die Qualitätsdatenbewertung QDS überprüft jedes neue Produkt werksweit sofort anhand der hinterlegten Regeln auf Gültigkeit. Über eine Schnittstelle zum MES werden dann Produkte, deren Qualitätsanforderungen nicht erreicht wurden, automatisch gestoppt. Während der Auswertung generieren die Regeln zusätzliche Informationen, die in die Nachrichten an die nachfolgende Anlage aufgenommen werden.

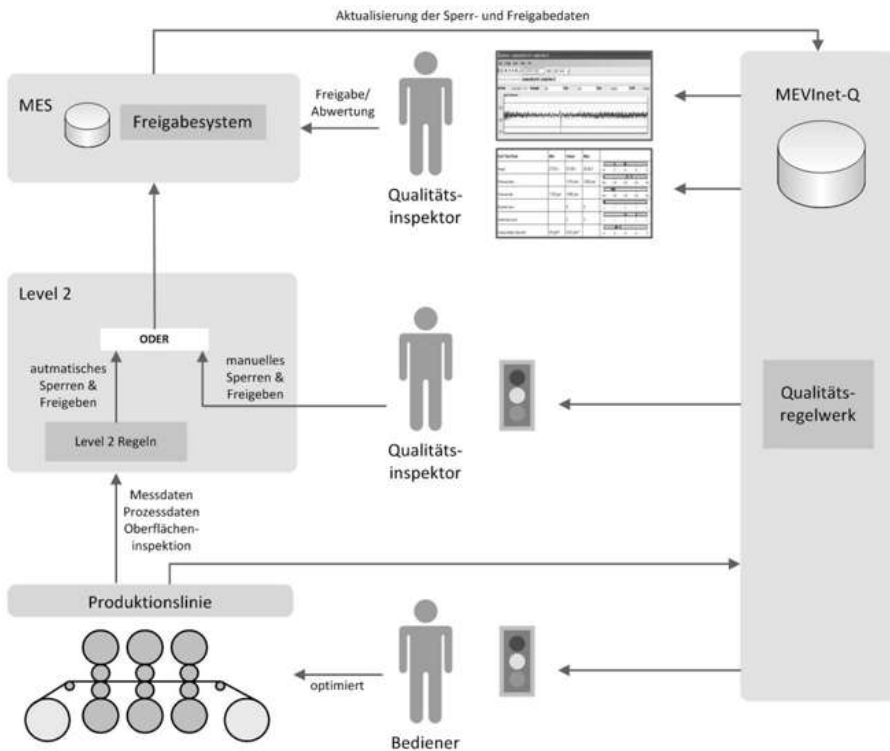


Abbildung 15.13 Kommunikationswege im Produktionsprozess

Informationen werden auf drei unterschiedlichen Wegen kommuniziert (Abbildung 15.13):

- Ein Ampelsystem an der Produktionslinie zeigt dem Operator den Status der Qualität des aktuell erzeugten Coils an.

- Ein Ampelsystem und eine Produktionsinformation geben dem Qualitätsverantwortlichen der jeweiligen Produktionslinie einen Überblick über den Status der Qualität.
- Informationen über Qualitätsdaten aller Produktionsanlagen werden an die zentrale Qualitätsstelle übertragen.

NULLFEHLER-PHILOSOPHIE FÜR NE-WALZPRODUKTE

ZERO DEFECT PHILOSOPHY FOR NON-FERROUS ROLLED PRODUCTS

Möglichkeiten und Grenzen der Fehlervermeidung und -entdeckung Options and limits for avoiding and detecting defects



Die vorliegende Broschüre wurde durch eine Arbeitsgruppe der NE-Metallindustrie erstellt. Dies geschah im Rahmen eines eigens eingerichteten Arbeitskreises „Nullfehler Philosophie für Walzprodukte – Möglichkeiten und Grenzen“ unter dem Dach der DGM (Deutsche Gesellschaft für Materialkunde e.V.).

This brochure has been produced by a work group from the non-ferrous metal industry. This took place within the scope of a specially established work group "Zero defect philosophy for rolled products – options and limits" under the umbrella of the DGM (Deutsche Gesellschaft für Materialkunde e.V.).

Sie erhalten die Broschüre direkt hier vor Ort oder über den Kontakt zu einem der NE-Halbfabrikathersteller.

The brochure is available here, or contact one of the manufacturers of non-ferrous semi-finished products.

Aurubis

KME
THE EVOLUTION OF COPPER

DIEHL
Metall
Sundtger Messingwerk

KEMPER

Wieland

KMD
GROUP
EST. 1974

SCHLENK

HYDRO
HYDRO GROUP

