

Simulation der Drahtabkühlung nach dem Warmwalzen im Bereich der Luftkühlstrecke

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades

Doktoringenieur (Dr. - Ing.)

von Diplom - Ingenieur André Lindemann

geb. am 20. Februar 1971 in Wernigerode

genehmigt durch die Fakultät für Verfahrens - und Systemtechnik
der Otto - von - Guericke - Universität Magdeburg

Gutachter : Prof. Dr. - Ing. Jürgen Schmidt
 Prof. Dr. - Ing. habil. Wolfgang Lehnert

Promotionskolloquium am 13. August 2003

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Strömungstechnik und Thermodynamik im Bereich Thermodynamik der Otto-von-Guericke-Universität in Magdeburg.

Mein ganz besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. J. Schmidt für die Themenstellung und die Betreuung der Arbeit sowie für die wertvollen fachlichen Hinweise und Anregungen.

Für das Interesse und die Bereitschaft zur Übernahme des Gutachtens danke ich desweiteren Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. W. Lehnert vom Institut für Metallformung der Technischen Universität Bergakademie Freiberg.

Den Mitarbeitern der SKET-Walzwerktechnik GmbH danke ich für ihre Diskussionsbereitschaft, für die Bereitstellung der vielzähligen technischen Unterlagen und Informationen sowie für die Schaffung der Voraussetzungen für die Durchführung experimenteller Untersuchungen unter Walzwerkbedingungen.

Desweiteren gilt mein Dank Herrn Dr. rer. nat. Dr.- Ing. habil. W. Poeßnecker vom Institut für Wärmetechnik und Thermodynamik der Technischen Universität Bergakademie Freiberg für die wertvollen Hinweise im Bereich der Thermoanalyse.

Abschließend möchte ich mich auch bei Herrn Dr.-Ing. A. Mahrle für die Durchsicht des Manuskripts und bei allen namentlich nicht erwähnten Kollegen des Bereiches Thermodynamik für die gute Zusammenarbeit innerhalb der Arbeitsgruppe bedanken.

Zusammenfassung

Durch die Simulation der Abkühlung von Walzdraht im Bereich der Luftkühlstrecke soll es möglich sein, die verschiedenen Prozeßeinflüsse im Zuge der Fertigung quantitativ zu erfassen, wodurch Maßnahmen hinsichtlich einer Optimierung der Abkühlbedingungen abgeleitet werden können. Es können Aussagen über die Auswirkungen von Schwankungen getroffen werden, und bei Entwicklungsarbeiten läßt sich der Versuchs- und Meßaufwand durch vorhergehende Simulationsrechnungen verringern. Die Simulation der Drahtabkühlung erleichtert die Entscheidungsfindung für die Einstellung der Prozeßparameter und bildet gleichzeitig eine wesentliche Grundlage für die Optimierung der Technologie nach verfahrens- und werkstoffbezogenen Kriterien sowie die Kühlstreckenauslegung.

Aufbauend auf dem derzeitigen Erkenntnisstand wird ein Modell zur Beschreibung des Wärmetransportes im Bereich der Luftkühlstrecke entwickelt, das die relevanten Einflußparameter berücksichtigt. Für die Abkühlung des Walzdrahtes ist insbesondere die Packungsdichte der Drahtwindungen auf dem Rollgang bedeutsam. Unter diesem Aspekt wird eine Analyse der dreidimensionalen Struktur der Drahtwindungen vorgenommen. Dabei werden die geometrischen Abhängigkeiten im Sinne einer kontinuierlichen Beschreibung der Verteilung der Drahtmasse auf dem Rollgang in Abhängigkeit der technologischen Parameter herausgestellt. Dieses bildet die Grundlage für die Modellierung der Wärmetransportvorgänge auf dem Rollgang.

Für die numerische Berechnung der zweidimensionalen Temperaturverteilung des Drahtes auf dem Rollgang in Längs- und Querrichtung wird ein Berechnungsprogramm entwickelt, welches durch einen modularen Aufbau auch flexibel für die Projektierung von derartigen Anlagen einsetzbar ist.

Die Verifizierung und Anpassung des Modells erfolgt auf Basis experimenteller Untersuchungen in einem Drahtwalzwerk. Dabei stehen infrarotthermografische Messungen des abkühlenden Walzdrahtes im Vordergrund. Wesentlich ist die Erfassung eines möglichst breiten Spektrums der technologischen Parameter wie Drahtdurchmesser, Rollganggeschwindigkeit und Lüftereinstellungen. Aber auch Temperaturmessungen bestimmter Anlagenbauteile, die im Wärmeaustausch mit den Drahtwindungen stehen, sind im Hinblick auf die Modellanpassung von Bedeutung.

Die zur Auswertung der Infrarotaufnahmen benötigten Emissionsgrade der gewalzten Drähte werden über Laborversuche ermittelt. Weitere für die Simulation relevante materialspezifische Stoffdaten wie spezifische Wärmekapazität, Wärmeleitfähigkeit und Dichte werden unter Anwendung thermoanalytischer Meßmethoden bestimmt.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Verfahrensprinzip bei der Abkühlung von Walzdraht	1
1.2	Bedeutung der gezielten Abkühlung	3
1.3	Simulation der Drahtkühlung	3
1.4	Ziele der Arbeit	4
2	Stand der Literatur	6
2.1	Experimentelle Untersuchungen	6
2.2	Korrelationen zur Luftkühlstrecke	9
2.3	Wasserkühlstrecke	12
2.4	Zusammenfassung	14
3	Modellbildung	15
3.1	Analyse der Kühlstrecke	15
3.1.1	Mögliche Wärmeübertragungsarten	15
3.1.2	Charakterisierung der Sektionen	16
3.1.3	Prinzipielles Vorgehen zur Berechnung des Wärmeübergangs	20
3.2	Legegeometrie der Drahtwindungen	21
3.2.1	Horizontale Ebene	23
3.2.2	Vertikale Ebene	26
3.2.3	Wärmeübertragungsfläche	31

3.3	Erzwungene Konvektion	32
3.3.1	Prinzipielle Vorgehensweise	32
3.3.2	Modellierung des Wärmeübergangskoeffizienten	33
3.4	Freie Konvektion	43
3.4.1	Prinzipielle Vorgehensweise	43
3.4.2	Wärmeübergangskoeffizient für freie Konvektion	44
3.4.3	Wärmeübergangskoeffizient für Mischkonvektion	47
3.5	Lufterwärmung	48
3.6	Strahlung	50
3.6.1	Prinzipielle Vorgehensweise	50
3.6.2	Einstrahlzahl für die oberen Drahtwindungen	54
3.6.3	Einstrahlzahl für die unteren Drahtwindungen	58
3.7	Wärmeleitung und Drahttemperatur	61
3.8	Zusammenfassung	64
4	Experimentelle Untersuchung	66
4.1	Prinzipielle Vorgehensweise	66
4.2	Versuchsaufbau	67
4.3	Durchführung und Auswertung	69
4.3.1	Bestimmung der Emissionsgrade	69
4.3.2	Korrektur der Meßparameter	71
4.3.3	Zuordnung der Bildpunkte	73
4.4	Ergebnisse	76
4.4.1	Freie Konvektion	76
4.4.2	Erzwungene Konvektion	80
4.4.3	Weitere Temperaturverläufe	83
4.4.4	Luftgeschwindigkeit	88
4.5	Zusammenfassung	90

5	Thermoanalytische Untersuchung	92
5.1	Spezifische Wärmekapazität	93
5.1.1	Meßprinzip	93
5.1.2	Meßergebnisse	95
5.2	Dichte	96
5.2.1	Meßprinzip	96
5.2.2	Meßergebnisse	96
5.3	Temperatur- und Wärmeleitfähigkeit	98
5.3.1	Meßprinzip	98
5.3.2	Meßergebnisse	98
5.4	Zusammenfassung	99
6	Simulationsergebnisse	101
6.1	Modellverifikation	101
6.1.1	Drahtabkühlung	101
6.1.2	Temperaturfeld	106
6.1.3	Vergleich mit Literaturangaben	112
6.2	Abhängigkeit wichtiger Modellparameter	113
6.2.1	Konvektiver Wärmetransport	113
6.2.2	Strahlungsenergietransport	117
6.3	Simulationen zur Prozeßanalyse	118
6.3.1	Anteile einzelner Wärmeübertragungsarten	119
6.3.2	Temperaturwelligkeit der Einzelwindung	123
6.3.3	Temperaturabhängigkeit der Materialeigenschaften	124
6.3.4	Packungsdichte	126
6.3.5	Luftgeschwindigkeit	128
6.4	Zusammenfassung	129
7	Zusammenfassung und Ausblick	131

Abbildungsverzeichnis

1.1	Schematische Darstellung der Gesamtanlage.	2
2.1	Einfluß der Luftgeschwindigkeit auf die Umwandlungsstarttemperatur (Abkühlung) in bezug auf die Oberflächentemperatur und 6 mm Drahtdurchmesser.	8
2.2	Auf Basis experimenteller Untersuchungen ermittelte konvektive Wärmeübergangskoeffizienten für 11 mm Drahtdurchmesser und >50 mm Windungsabstand nach ANELLI.	12
3.1	Typischer Aufbau eines Rollgangs vom Windungsleger bis zum Samelschacht.	16
3.2	Aus Einzelsektionen bestehender Rollgang eines Drahtwalzwerkes. . .	17
3.3	Verschiedene Ansichten unterschiedlicher Einzelsektionen.	18
3.4	Programmablaufplan zur Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten und des Temperaturfeldes $\vartheta_D(x,y)$ sowie des Temperaturverlaufs einer Einzelwindung $\vartheta_W(l_{W,j})$ an einer beliebigen Stelle j	21
3.5	Lage der Windungen auf dem Rollgang in verschiedenen Ebenen (horizontal und vertikal).	22
3.6	Drahtwindungen in der horizontalen Ebene (Draufsicht).	24
3.7	Schematische Darstellungen zur analytischen Beschreibung der Legegeometrie des Drahtes.	26
3.8	Vereinfachte Legegeometrie in der vertikalen Ebene und Darstellung zur Unterteilung der Drahtwindungen.	27

3.9	Legegeometrie des Drahtes unter Annahme starrer Windungen.	28
3.10	Abhängigkeit des Verhältnisses von Draht- und Rollganggeschwindigkeit vom Drahtdurchmesser; Bezugswerte entsprechend der Herstellerangaben sowie der Angaben des Walzwerkbetreibers.	29
3.11	Lage der Drahtwindungen in der Seitenansicht sowie Darstellung der sich verschiebenden Schnittflächen für zwei Schnittebenen innerhalb Δy_w	30
3.12	Vereinfachte geometrische Beziehungen der Drahtabschnitte innerhalb des charakteristischen Abschnitts Δy_w in der horizontalen Ebene.	32
3.13	Ermittelte Anzahl der Drahtüberlappungen als Funktion des Windungsabstandes Δy_w und der Querkoordinate x für $\Delta x = 1/6 r_w$	33
3.14	Qualitative Verteilung des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten quer zur Bewegungsrichtung bei gleichverteilter Anströmgeschwindigkeit.	34
3.15	Verteilungsfunktion des Hohlraumanteils $\psi = V_{\text{Frei}}/V$ im Gültigkeitsbereich der Rohrreihengleichung.	35
3.16	Simulierte Geschwindigkeitsverteilung in 0,5 m Höhe sowie Geschwindigkeits- und Temperaturfeld bei unsymmetrischer Verteilung des Drahtabstandes in der Ebene; $u_{L,E} = 20$ m/s, $T_{L,E} = 303$ K, $T_D = 1000$ K, $d_D = 0,01$ m.	37
3.17	Mit Fluent berechnete stationäre und zweidimensionale Geschwindigkeits- und Temperaturfelder für den beispielhaften Fall; $u_L = 20$ m/s, $T_L = 303$ K, $T_D = 1000$ K, $d_D = 0,01$ m, $d_w = 1,07$ m, $\Delta y_w = 0,03$ m.	39
3.18	Vergrößerter Ausschnitt des in Abbildung 3.17 (links) dargestellten Geschwindigkeitsfeldes mit Beschriftung der Schnittflächen im Randbereich.	39
3.19	Modellierung der charakteristischen Länge zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten am Rand über die Kriteriale Gleichung für die längsangeströmte Platte; Anstieg des horizontalen Drahtabstandes am Rand; Darstellung des festgelegten Grenzfalles mit Einzelzylinderkühlung am Rand; Verlauf der charakteristischen Länge l_{ch} in Abhängigkeit des Windungsabstandes Δy_w	41
3.20	Darstellungen zur Beschreibung des konvektiven Wärmetransports über der Breite des Rollgangs.	44

3.21	Einflußparameter der Grenzschichtdicke am Einzeldraht.	46
3.22	Abhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten für freie Konvektion am waagerechten Zylinder von der Lufttemperatur ($5,19 \cdot 10^2 < GrPr < 2 \cdot 10^7$); Bezugswert ist $\vartheta_{L,Bez} = 30 \text{ }^\circ\text{C}$	49
3.23	Geometrische Größen zur Berechnung des Öffnungswinkels zur Umgebung; mögliche Abschirmungen der oberen Drahtlage.	55
3.24	Geometrische Größen zur Berechnung des Öffnungswinkels zur Umgebung für die untere Drahtlage; Abschirmung durch die Seitenwände (SW) und die oberen Drahtstücke.	59
3.25	Lage einer viertel Windung und deren vereinfachte Betrachtung für die axiale Wärmeleitung; Kontrollvolumen i	62
3.26	Zusammenhang zwischen den Koordinaten für axiale Wärmeleitung x_{WL} und Querrichtung x	64
4.1	Versuchsanordnung für die infrarotthermografischen Untersuchungen im Drahtwalzwerk; Entfernungen zwischen Kameraoptik und Objekt.	68
4.2	Infrarotthermografische Aufnahme zur Bestimmung des Emissionsgrades einer Stahlprobe; links: stationär im Rohrofen; rechts: instationär mittels Brenner.	70
4.3	In Laborversuchen ermittelte Emissionsgrade für die im Drahtwalzwerk gewalzten Stähle.	71
4.4	In Laborversuchen ermittelte Emissionsgrade; Vergleich unterschiedlicher Temperatur-Meßbereiche, Zunderschichtdicken und Meßmethoden.	72
4.5	Infrarotthermografische Aufnahmen (5° -Optik) zu unterschiedlichen Zeitpunkten mit Auswertungslinie L01 auf den Drahtwindungen (links) und dem Rollgang (rechts); Auswertung der mittleren Temperatur (Stahl 1.1121, 10 mm); Rollgangabschnitt vom Windungsleger bis zum Ende der Lüftersektionen (ca. 30 m).	73
4.6	Zeitlicher Verlauf der quer zur Transportrichtung gemittelten Temperatur (Draht, Rollgang) am Windungsleger an unterschiedlichen Tagen mit unterschiedlichen Drahtdurchmessern für den Stahl 1.0416 (5° -Optik); Einfluß eingestellter Meßparameter.	74
4.7	Temperaturverläufe längs des Rollgangs vom Windungsleger bis zum Ende der Thermosektion (20° -Optik); Darstellung über Meßpunkte und über zugeordnete Länge des Rollgangs.	75

4.8 Zuordnung der Bildpunkte zu den Rollgangkoordinaten in Längsrichtung für die 20°-Optik. 75

4.9 Infrarotthermografische Aufnahmen markanter Bereiche des Rollgangs mit Auswertung des Temperaturverlaufs zur Achsenskalierung für die 5°-Optik; Seitenwand mit Alufolie; Lüftersegmente. 77

4.10 Ermittelte Temperaturverläufe längs des Rollgangs (Mitte) bei freier Konvektion für zwei Stähle; Vergleich für unterschiedliche Drahtdurchmesser. 78

4.11 Ermittelte Temperaturverläufe längs des Rollgangs (Mitte) für unterschiedliche Drahtdurchmesser und freie Konvektion. 79

4.12 Temperaturverläufe für zwei Drahtdurchmesser in der Mitte des Rollgangs bei unterschiedlichen technologischen Parametern; Einfluß der Lüfterleistung. 81

4.13 Temperaturverläufe in der Mitte und am Rand des Rollgangs; Einfluß der Lüfterklappenstellung und der Rollganggeschwindigkeit. 82

4.14 Temperaturverlauf in der Mitte und am Rand des Rollgangs; Einfluß des Drahtdurchmessers. 83

4.15 Temperaturüberhöhung des Randbereiches bei Kühlung ohne Lüfter (freie Konvektion). 84

4.16 Infrarotaufnahme des ruhenden Drahtes im Bereich der Lüftersektionen mit einem Lüfter in Betrieb; Abkühlkurven im Vergleich für unterschiedliche Messungen mit der 5°- und der 20°-Optik. 85

4.17 Ausprägung der Temperaturprofile in Querrichtung bei eingeschaltetem Lüfter und ruhendem Draht innerhalb einer Lüftersektion. 86

4.18 Verlauf der mittleren Temperaturen der Seitenwand und der Abdeckhauben in Längsrichtung; Maximalwerte und Messungen nach 10 Coils für die Innenseite; Messungen an der Außenseite mittels Oberflächen-Meßfühler. 87

4.19 Temperaturverlauf der geschlossenen Abdeckhauben nach dem Durchlauf von 9 Coils, erste Abdeckhaube geöffnet, Legetemperatur 825 °C, $d_D = 5,5$ mm, $u_D = 98,5$ m/s, $u_R = 0,25$ m/s. 87

4.20 Ermittlung der Verläufe der mittleren und maximalen Klappentemperaturen über Linien und Bereiche (Areas); geschlossene Klappen mittels Pyrometer. 88

4.21	Experimentell ermittelte Luftgeschwindigkeiten über der Lüftersektion (Drahtposition) in Abhängigkeit der Lüfterleistung; Messungen mittels Flügelrad-Anemometer; Gitter: $\Delta x = 60$ mm, $\Delta y = 75$ mm. . . .	89
4.22	Abhängigkeit der Wärmestromdichte von der Luftgeschwindigkeit für die Kühlung des Einzelzylinders durch erzwungene Konvektion (ZHUKAUSKAS).	89
5.1	Vereinfachter schematischer Aufbau einer Wärmestrom-DSC nach dem Scheibenmeßsystem.	94
5.2	Netzsch DSC 404C Pegasus und die ermittelten spezifischen Wärmekapazitäten der Stähle in Abhängigkeit der Temperatur; AC1: 723 °C, AC2: 768 °C, AC3: <906 °C.	95
5.3	Schubstangendilatometer NETZSCH DIL 402 C und Meßergebnisse.	97
5.4	Laserflash-Apparatur NETZSCH LFA 427 und Meßergebnisse.	99
6.1	Vergleich experimentell ermittelter und simulierter Abkühlkurven für 9 mm und 5,5 mm Drahtdurchmesser; Parameter nach Abbildungen 4.14 und 4.12.	103
6.2	Vergleich experimentell ermittelter und simulierter Abkühlkurven für unterschiedliche Rollganggeschwindigkeiten und 13 mm Drahtdurchmesser; Parameter nach Abbildung 4.13.	105
6.3	Infrarotaufnahme des abkühlenden Drahtes im Bereich der Thermosektion mit Auswertelinien und -punkten (Spots); Darstellung des Temperaturverlaufs entlang der in Rollgangmitte positionierten Auswertelinie sowie Maximal-, Minimal- und Mittelwerte entlang der Auswertelinien in Querrichtung; Gegenüberstellung mit der Simulation für den Testfall 1.	107
6.4	Simulierte und experimentell (20°-Optik) ermittelte Temperaturverteilung des Drahtes auf dem Rollgang für Testfall 1.	108
6.5	Über der Rollgangbreite dargestellte Temperaturfelder für die Testfälle 1 und 2 im Vergleich zwischen Simulation und Experiment; links: Testfall 1 am Ende der Thermosektion bei ca. 70 m; rechts: Testfall 2 am Ende der Lüftersektion bei ca. 30 m.	108
6.6	Infrarotaufnahme am Sammelschacht (20°-Optik) und Diagramme zur Auswertung.	109

6.7 Simulierte und experimentell (5°-Optik) ermittelte Temperaturverteilung des Drahtes auf dem Rollgang für den Testfall 2. 110

6.8 Simulierte und experimentell (5°-Optik) ermittelte Temperaturverteilung des Drahtes auf dem Rollgang sowie vorgegebenes Luftgeschwindigkeitsprofil für den Testfall 2. 111

6.9 Vergleich simulierter und in der Literatur angegebener Abkühlkurven nach ANELLI ($d_D = 15$ mm, $u_D = 12,9$ m/s, $u_R = 0,6$ m/s, $u_L = 25$ m/s) und nach AUGUSTIN ($d_D = 5,5$ mm, $u_D = 70$ m/s, $u_R = 0,35$ m/s, $u_L = 8$ m/s). 112

6.10 Kontinuierlicher Verlauf wichtiger Modellgrößen für die zwei Testfälle mit zunehmender Rollganggeschwindigkeit; Parameter siehe Tabelle 6.1. 114

6.11 Kontinuierlicher Verlauf der Wärmeübergangsflächen für die zwei Testfälle; Parameter siehe Tabelle 6.1 ($\Delta x = 5 \cdot 10^{-3} r_W$). 115

6.12 Kontinuierlicher Verlauf des effektiven Wärmeübergangskoeffizienten für erzwungene Konvektion zu Beginn der 1. Lüftersektion für den Testfall 2 bei konstant und als Funktion vorgegebener Luftgeschwindigkeit (Parameter siehe Tabelle 6.1); Einfluß des Wichtungsfaktors G sowie der Festlegung der Wendepunktordinate x_W auf den Wärmeübergangskoeffizienten. 116

6.13 Kontinuierlicher Verlauf der korrigierten Lufttemperatur zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten für die oberen Drahtwindungen und Verlauf des effektiven Wärmeübergangskoeffizienten für freie Konvektion zu Beginn der 1. Lüftersektion für die beiden Testfälle (Parameter siehe Tabelle 6.1, jedoch Testfall 2 ohne Lüfter). 117

6.14 Simulierte Einstrahlzahlen für den Testfall 2. 117

6.15 Temperaturprofil und Verteilung des Gesamtwärmeübergangskoeffizienten sowie der Wärmeübergangskoeffizienten für Strahlung und freie Konvektion für den Testfall 1. 120

6.16 Simulierter Abschirmungseffekt eines Strahlungsschildes in der Mitte des Rollgangs direkt über den Drahtwindungen für den Testfall 1; Abmessungen: Breite = $0,3 d_W$, Länge = L_{Rollgang} , Höhe über Seitenwand = $0,05 d_W$; Vergleich der simulierten Temperaturverteilung für den Testfall 1 mit und ohne Strahlungsschild (unten). 121

- 6.17 Temperaturprofil und Verteilung des Gesamtwärmeübergangskoeffizienten sowie der Wärmeübergangskoeffizienten für Strahlung und erzwungene Konvektion für den Testfall 2. 122
- 6.18 Vergleich konvektiver Wärmeübergangskoeffizienten nach ANELLI (11 mm Drahtdurchmesser) und für den Testfall 2 im Bereich der Lüftersektionen (30 m). 122
- 6.19 Simulierte Welligkeiten einer einzelnen Drahtwindung in axialer Richtung (Testfall 1) an verschiedenen Rollgangpositionen mit und ohne Strahlungsschild; Darstellung der relativen Abweichung von der mittleren Drahttemperatur [rel. Abw. = $(T - T_m)/T_m \cdot 100\%$; T in °C] nach 60 m Rollganglänge für beide Fälle. 124
- 6.20 Einfluß der thermophysikalischen Stoffwerte auf die Welligkeit der Einzelwindung nach 60 m; Angabe der jeweils maximalen Temperaturdifferenz und der Standardabweichung (Bsp.: 96,2 K / 32,7 K); Drahtabkühlung in der Mitte des Rollgangs ($x = 0$) für Testfall 1 (unten rechts); Basis für den Vergleich: $\lambda, \rho, c_p = f(T)$ nach Abschnitt 5. 125
- 6.21 Simulierte Welligkeit einer Drahtwindung für den Testfall 1 im Vergleich mit veränderter Rollganggeschwindigkeit (links, $\Delta y_w \neq \text{const.}$) und verändertem Drahtdurchmesser (rechts, $\Delta y_w = \text{const.}$); Angabe der Rollgangposition, der maximalen Temperaturdifferenz und der Standardabweichung (Bsp.: 34 m / 62,1 K / 21,3 K). 127
- 6.22 Simulierte Welligkeit einer Drahtwindung für den Testfall 2 mit veränderten Lüfterleistungen und konstanter Rollganggeschwindigkeit (0,4 m/s); links: Vergleich für unterschiedliche Lüfterleistungen [$u_L = f(x)$] und in x -Richtung konstant vorgegebener Luftgeschwindigkeit ($u_L = \text{const.}$); rechts: Auswirkungen einer Verschiebung der Drahtwindungen in Querrichtung. 129

Tabellenverzeichnis

3.1	Mittelwerte der aus dem Temperaturfeld bestimmten konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten.	38
4.1	Drahtdurchmesser, Qualitäten und Kühlbedingungen mit Angabe der Lüfterleistungen (Lüfter L1 bis L7) der im Zeitraum der experimentellen Untersuchungen gewalzten Stähle.	67
4.2	In der Auswertesoftware eingestellte Meßparameter.	71
6.1	Technologische Parameter der ausgewählten Testfälle; Angabe der Lüfterleistungen der Lüfter L1-L7, schrittweise Erhöhung der Rollganggeschwindigkeit in Walzrichtung um 0,02 m/s je 8 m Rollganglänge.	106

Symbolverzeichnis

A, A_1, A_2	Fläche	$[\text{m}^2]$
A_{WU}	Wärmeübertragungsfläche	$[\text{m}^2]$
A_{eff}	wirksame Wärmeübertragungsfläche	$[\text{m}^2]$
A_{s}	Durchströmfläche	$[\text{m}^2]$
A_{ueb}	Überlappungsfläche	$[\text{m}^2]$
a	Temperaturleitfähigkeit	$[\text{m}^2/\text{s}]$
a_1, a_2, a_3, a_4	Koeffizienten	
$a_{\text{D},\text{o},\text{i}\pm}$	Abstand zwischen Drahtabschn. der oberen Drahtlage	$[\text{m}]$
B	Hilfsgröße	$[\text{l}/\text{m}]$
c_{p}	spezifische Wärmekapazität	$[\text{J}/(\text{kgK})]$
$c_{\text{p,L}}$	spezifische Wärmekapazität der Luft	$[\text{J}/(\text{kgK})]$
D, D_1, D_2, D_3	Determinanten	
d_{D}	Drahtdurchmesser	$[\text{m}]$
d_{W}	Windungsdurchmesser	$[\text{m}]$
F_{str}	Formfaktor	$[-]$
f_{A}	Korrekturfaktor	$[-]$
G	Wichtungsfaktor	$[-]$
g	Fallbeschleunigung	$[\text{m}/\text{s}^2]$
h	Packungshöhe	$[\text{m}]$
K_{s}	Hilfsgröße zur Berücksichtigung der Abschirmung	$[-]$
k	Korrekturfaktor	$[-]$
L_{B}	Bogenlänge der Ellipse im Bereich des Öffnungsw.	$[\text{m}]$
L_{W}	Länge einer Drahtwindung	$[\text{m}]$
L_{Z}	Länge des längsangeströmten Zylinders	$[\text{m}]$
l	Länge	$[\text{m}]$
l_{D}	Länge eines Drahtstückes	$[\text{m}]$
l_{ch}	charakteristische Länge	$[\text{m}]$
M	Hilfsgröße	$[-]$
$M_{\text{L/R}}$	Anstieg der Geraden für die linke und rechte Seite	$[-]$
\dot{m}_{D}	Drahtmassenstrom	$[\text{kg}/\text{s}]$
$N_{\text{L/R}}$	Parameter der Geradengleichung, links und rechts	$[\text{m}]$
n	Anzahl	$[-]$
P_{D}	Drahtposition in der x, z -Ebene: $P_{\text{D}}(x_{\text{D}}; z_{\text{D}})$	$[-]$

P_L	Schnittpunkt auf der Ellipse, links	[-]
P_R	Schnittpunkt auf der Ellipse, rechts	[-]
$P_{SW,L}$	Position der Seitenwand in der x, z -Ebene, links	[-]
$P_{SW,R}$	Position der Seitenwand in der x, z -Ebene, rechts	[-]
Q	Wärmemenge	[J]
\dot{Q}	Wärmestrom	[W]
$\dot{Q}_{12}, \dot{Q}_{str}$	Wärmestrom infolge Strahlung	[W]
\dot{Q}_{DSW}	Wärmestrom infolge Strahlung zur Seitenwand	[W]
$\dot{Q}_{DSW,o}$	Wärmestrom infolge Strahl. der ob. Drahtlage zur Seitenw.	[W]
\dot{Q}_{DU}	Wärmestrom infolge Strahlung zur Umgebung	[W]
\dot{q}_{ges}	Gesamtwärmestromdichte	[W/m ²]
\dot{q}_{konv}	Wärmestromdichte infolge konvektiven Wärmetransports	[W/m ²]
\dot{q}_{str}	Wärmestromdichte infolge Strahlung	[W/m ²]
\dot{q}_v	volumenbezogene Wärmestromdichte	[W/m ³]
\dot{q}_w	Wandwärmestromdichte	[W/m ²]
r	Radius	[m]
r_w	Windungsradius	[m]
s, s_a, s_b, s_i	horizontaler Abstand der Drahtabschnitte in der x, z -Ebene	[m]
s_{SW}	Abstand der Seitenwände	[m]
T, T_1, T_2	Temperatur	[K]
T_D, T_{lege}	Drahttemperatur	[K]
T_L	Lufttemperatur	[K]
$T_{L,E}$	Lufttemperatur am Eintritt	[K]
$T_{L,korr}$	korrigierte Lufttemperatur	[K]
T_{SW}	Temperatur der Seitenwand	[K]
T_U	Umgebungstemperatur	[K]
T_i^1	Temperatur an der Stützstelle i zur Zeit $t + \Delta t$	[K]
$T_{i\pm 1}^0$	Temperatur an der Stützstelle $i + 1$ bzw. $i - 1$ zur Zeit t	[K]
T_m	mittlere Temperatur	[K]
t	Zeit	[s]
Δt	Zeitschritt	[s]
Δt^*	Zeit für das Zurücklegen von Δy_w	[s]
t_{Umlauf}	Umlaufzeit	[s]
U	innere Energie	[J]
u_D	Drahtgeschwindigkeit	[m/s]
u_L	Luftgeschwindigkeit	[m/s]
$u_{L,E}$	Luftgeschwindigkeit am Eintritt	[m/s]

$u_{L,FK}$	Luftgeschwindigkeit infolge freier Konvektion	[m/s]
u_R	Rollganggeschwindigkeit	[m/s]
V	Volumen	[m ³]
V_{Frei}	freies Volumen	[m ³]
x	Querkoordinate	[m]
Δx	Schrittweite	[m]
x_D	Querkoordinate des betrachteten Drahtabschnitts	[m]
x_G	Grenzkoordinate	[m]
$x_{P,L}$	Schnittpunktcoordinate, links	[m]
$x_{P,R}$	Schnittpunktcoordinate, rechts	[m]
$\Delta x_{SW,L}$	Abstand des Drahtabschnitts zur Seitenwand, links	[m]
$\Delta x_{SW,R}$	Abstand des Drahtabschnitts zur Seitenwand, rechts	[m]
x_W	Wendepunktcoordinate	[m]
x_{WL}	Axialkoordinate für die Wärmeleitung	[m]
x_δ	Grenzkoordinate	[m]
y	Längskoordinate	[m]
Δy_W	charakteristischer Windungsabstand	[m]
z	Höhenkoordinate	[m]
$\Delta z, \Delta z_i$	vertikaler Abstand der Drahtabschnitte in der x, z -Ebene	[m]
z_D	Höhenkoordinate des betrachteten Drahtabschnitts	[m]
$z_{P,L}$	Schnittpunktcoordinate, links	[m]
$z_{P,R}$	Schnittpunktcoordinate, rechts	[m]
$z_{SW,L}$	Höhe der Seitenwand, links	[m]
$z_{SW,L,\min}$	untere Grenze des Sichtfensters zur Seitenwand, links	[m]
$z_{SW,R}$	Höhe der Seitenwand, rechts	[m]
$z_{SW,R,\min}$	untere Grenze des Sichtfensters zur Seitenwand, rechts	[m]

Griechische Symbole

α	Winkel	[grad]
α_{Bez}	Bezugswärmeübergangskoeffizient	[W/(m ² K)]
α_{CFD}	Wärmeübergangskoeff. auf Basis der CFD-Simulation	[W/(m ² K)]
α_{EK}	Wärmeübergangskoeff. für erzwungene Konvektion	[W/(m ² K)]
α_{EZ}	Wärmeübergangskoeff. für den quenumströmten Einzelzyl.	[W/(m ² K)]
$\alpha_{\text{EZ},o}$	Wärmeübergangskoeff. für die obere Drahtlage	[W/(m ² K)]

$\alpha_{EZ,u}$	Wärmeübergangskoeff. für die untere Drahtlage	[W/(m ² K)]
$\alpha_{FK,o}$	Wärmeübergangskoeff. für freie Konv., obere Drahtlage	[W/(m ² K)]
$\alpha_{FK,u}$	Wärmeübergangskoeff. für freie Konv., untere Drahtlage	[W/(m ² K)]
α_{MK}	Wärmeübergangskoeff. für Mischkonvektion	[W/(m ² K)]
α_{PL}	Wärmeübergangskoeff. für die längsangeströmte Platte	[W/(m ² K)]
α_{konv}	Wärmeübergangskoeffizient für Konvektion	[W/(m ² K)]
$\alpha_{konv,eff}$	effektiver Wärmeübergangskoeffizient	[W/(m ² K)]
α_{str}	Wärmeübergangskoeffizient für Strahlung	[W/(m ² K)]
β	Winkel zur Beschreibung der Drahtposition	[grad]
$\beta_{L,m}$	thermischer Ausdehnungskoeff. der Luft bei mittl. Temp.	[1/K]
γ	Neigungswinkel der Drahtwindungen in der y, z-Ebene	[grad]
γ_{1a}, γ_{1b}	Winkel zu benachbarten Drahtabschn. in der x, z-Ebene	[grad]
$\gamma_{DU,o}$	Gesamtöffnungswinkel zur Umgebung, obere Drahtlage	[grad]
$\gamma_{DU,u}$	Gesamtöffnungswinkel zur Umgebung, untere Drahtlage	[grad]
$\gamma_{L,o}$	Öffnungsw. zur Umgebung nach links, obere Drahtlage	[grad]
$\gamma_{L,u}$	Öffnungsw. zur Umgebung nach links, untere Drahtlage	[grad]
$\gamma_{R,o}$	Öffnungsw. zur Umgebung nach rechts, obere Drahtlage	[grad]
$\gamma_{R,u}$	Öffnungsw. zur Umgebung nach rechts, untere Drahtlage	[grad]
$\gamma_{SW,L}$	Öffnungswinkel zur Seitenwand links	[grad]
$\gamma_{SW,R}$	Öffnungswinkel zur Seitenwand rechts	[grad]
δ	Grenzschichtdicke	[m]
$\varepsilon, \varepsilon_1, \varepsilon_2$	Emissionsgrad	[-]
ε_D	Emissionsgrad der Drahtoberfläche	[-]
ε_{SW}	Emissionsgrad der Seitenwandoberfläche	[-]
ε_U	mittlerer Emissionsgrad umgebener Oberflächen	[-]
ϑ_D	Drahttemperatur	[°C]
ϑ_L	Lufttemperatur	[°C]
$\vartheta_{L,Bez}$	Bezugslufttemperatur	[°C]
ϑ_U	Umgebungstemperatur	[°C]
λ	Wärmeleitfähigkeit	[W/(mK)]
λ_{Bez}	Bezugswärmeleitfähigkeit	[W/(mK)]
λ_L	Wärmeleitfähigkeit der Luft	[W/(mK)]
$\lambda_{L,m}$	Wärmeleitfähigkeit der Luft bei mittlerer Temperatur	[W/(mK)]
ν_L	kinematische Zähigkeit der Luft	[m ² /s]
$\nu_{L,m}$	kinematische Zähigkeit der Luft bei mittlerer Temperatur	[m ² /s]
ρ	Dichte	[kg/m ³]
ρ_L	Dichte der Luft	[kg/m ³]

σ_s	Strahlungskonstante	$[\text{W}/(\text{m}^2\text{K}^4)]$
φ	Drahtverteilungsfunktion	$[1/\text{m}]$
$\varphi_{12}, \varphi_{21}$	Einstrahlzahl	$[-]$
φ_{DSW}	Einstrahlzahl zur Seitenwand	$[-]$
$\varphi_{\text{DSW},o}$	Einstrahlzahl der oberen Drahtlage zur Seitenwand	$[-]$
φ_{DU}	Einstrahlzahl zur Umgebung	$[-]$
$\varphi_{\text{DU},o}$	Einstrahlzahl zur Umgebung, obere Drahtlage	$[-]$
$\varphi_{\text{DU},u}$	Einstrahlzahl zur Umgebung, untere Drahtlage	$[-]$
$\varphi_{\text{D},o,i\pm}$	Einstrahlzahl zu benachbarten Drahtabschnitten	$[-]$
ψ	Hohlraumanteil	$[-]$
ψ_K	Korrekturfunktion für den Hohlraumanteil	$[-]$

Kennzahlen

Bi	BIOT-Zahl	$[-]$
Fo	FOURIER-Zahl	$[-]$
Gr	GRASHOF-Zahl	$[-]$
Nu	NUSSELT-Zahl	$[-]$
Nu_{EK}	NUSSELT-Zahl für erzwungene Konvektion	$[-]$
Nu_{EZ}	NUSSELT-Zahl für den querumströmten Einzelzylinder	$[-]$
Nu_{FK}	NUSSELT-Zahl für freie Konvektion	$[-]$
Nu_{LZ}	NUSSELT-Zahl für den längsumströmten Einzelzylinder	$[-]$
Nu_{MK}	NUSSELT-Zahl für Mischkonvektion	$[-]$
Nu_{QZ}	NUSSELT-Zahl für den querumströmten Einzelzylinder	$[-]$
Nu_{lam}	NUSSELT-Zahl für laminare Strömung	$[-]$
Nu_{turb}	NUSSELT-Zahl für turbulente Strömung	$[-]$
Pr	PRANDTL-Zahl	$[-]$
Ra	RAYLEIGH-Zahl	$[-]$
Re	REYNOLDS-Zahl	$[-]$
Re_ψ	modifizierte REYNOLDS-Zahl	$[-]$

Kapitel 1

Einleitung

Die Qualitätssicherung entsprechend den Kundenwünschen, die Verbesserung der Prozeßführung, die Optimierung der Werkstoffeigenschaften, die Kostensenkung bei der Herstellung und die Notwendigkeit der Verkürzung der Entwicklungszeiten zwingen Werkstoffhersteller und -verarbeiter zum Einsatz effizienter Entwicklungsmethoden. Außerdem besitzen moderne werkstofftechnische Prozesse bereits einen hohen Grad an Ausgereiftheit und Komplexität, der ein Weiterentwickeln mit empirischen Methoden auf Grenzen stoßen läßt. Weiterhin ist es aus räumlichen, zeitlichen oder meßtechnischen Gründen meist nicht möglich, konkrete Hinweise für Verfahrensverbesserungen direkt aus der Produktion zu erlangen. Aus diesen Gründen hat das mathematische Modellieren eigenschaftsbestimmender Vorgänge unter Berücksichtigung der Verarbeitungsbedingungen eine strategische Position für Werkstoff- und Verfahrensentwicklung erhalten [1].

1.1 Verfahrensprinzip bei der Abkühlung von Walzdraht

In modernen Drahtwalzwerken erreicht der gewalzte Draht Endgeschwindigkeiten von bis zu 150 m/s. In Verbindung mit den hohen Drahttemperaturen von bis zu 1000 °C werden somit sehr hohe Anforderungen an die Prozeßführung gestellt. Dieses betrifft insbesondere den Synchronlauf der Walzen aber auch die Bereiche der Wasserkühlstrecke zwischen den Walzgerüsten sowie nach dem letzten Drahtwalzblock (Ab-



Abbildung 1.1: Schematische Darstellung der Gesamtanlage.

Abbildung 1.1). Die Wasserkühlstrecke setzt sich aus speziellen Kühlrohren zusammen und dient neben der Abfuhr der Umformenergie vor allem der gezielten Einstellung der geforderten Prozeßtemperaturen zwischen den Walzgerüsten und vor dem Windungsleger. Der Windungsleger hat die Aufgabe, den sich longitudinal fortbewegenden Draht in Windungen auf dem Rollgang der Luftkühlstrecke abzulegen, um dort nach dem sogenannten Stelmor-Verfahren eine gezielte Abkühlung zu gewährleisten. Eine charakteristische Temperatur ist die Legetemperatur, die über Wasserkühlrohre vor dem Windungsleger eingestellt wird. Sie liegt in der Regel zwischen 800 °C und 900 °C. Der Draht wird quasikontinuierlich gewalzt, d.h. das Ursprungsmaterial in Form der sogenannten Knüppel mit ca. 10 m Länge und ca. 2 t Masse verläßt den Ofen in zeitlicher Folge und wird über die Walzgerüste und dem sich anschließenden Drahtwalzblock auf den eingestellten Enddurchmesser gewalzt. Durch Scheren zwischen den Walzgerüsten wird bei Bedarf das Anfangsstück des gewalzten Stabes bzw. Drahtes abgeschnitten, um ein Verklemmen in nachfolgenden Walzen oder Kühlrohren zu verhindern. Die Anwendung des in den letzten Jahren neu entwickelten EWR-Verfahrens (Endless Welding Rolling), bei dem die Knüppel vor dem ersten Anstich zu einem endlosen Stück zusammen geschweißt werden, ermöglicht durch kontinuierliches Walzen eine noch höhere Effizienz des Verfahrens [2]. Die Luftkühlstrecke nach dem Windungsleger besteht aus unterschiedlichen Sektionen, in denen eine gezielte thermische Behandlung des Drahtes erfolgen kann [3]. Durch den Einsatz von Lüftern wird beispielsweise eine beschleunigte und durch Verwendung von Abdeckhauben eine verzögerte Abkühlung des Walzdrahtes erreicht. Damit ergibt sich für die Stelmor-Kühlung eine Reihe von Vorteilen gegenüber konventionellen Kühlungsmöglichkeiten. Vor allem die große Variationsbreite der Abkühlgeschwindigkeit sowie die mögliche Fertigung einer großen Bandbreite an Stahlqualitäten von niedriglegiertem bis hin zu hochlegiertem Stahl aber auch die erreichbaren feinen Gefügestrukturen bei verhältnismäßig homogener Verteilung sind die Hauptgründe für die Anwendung in modernen Drahtwalzwerken [4]. Dieses erfordert entsprechende anlagentechnische Voraussetzungen, die in [5] dargelegt werden.

1.2 Bedeutung der gezielten Abkühlung

Die Qualitätsanforderungen an Warmwalzprodukte im Drahtbereich bedingen in der modernen Fertigung Gefüge und mechanische Eigenschaften, die optimal auf den Einsatz des Walzgutes als Fertigprodukt bzw. auf dessen Weiterverarbeitung ausgerichtet sind. Um die hierfür erforderliche Prozeßkette kostengünstig zu gestalten, wurden neue walztechnische Verfahren entwickelt. Hierdurch werden die sonst erforderlichen nachfolgenden Fertigungsschritte und der Einsatz von nachgeschalteten Wärmebehandlungen reduziert oder sogar ersetzt [6, 7, 8]. Oft werden höhere Festigkeiten der gewalzten Drähte gefordert, was hauptsächlich durch zwei Möglichkeiten erreicht werden kann. Der Einsatz von Mikrolegierungselementen wie z.B. Vanadium bietet die Möglichkeit, die geforderten Festigkeitseigenschaften bei Beibehaltung der üblichen Herstellungstechnologie zu erreichen. Gleiches läßt sich aber auch mit einer thermischen Behandlung des Stahls nach dem Fertigwalzen erreichen. Da die erste Variante mit einem höheren Kostenaufwand verbunden ist und den Einsatz von relativ kostenintensiven Legierungselementen erfordert, wird der thermischen Verfestigung vielfach der Vorzug gegeben [9]. Hinzu kommt die Möglichkeit der Senkung des maximalen Kohlenstoffäquivalents, wodurch eine verbesserte Schweißeignung erreicht werden kann [10]. Für komplizierte Umformschritte aber auch bei sehr großen Abmessungen werden Kaltstauachstähle während der Glühbehandlung umgeformt (Warmumformung), wobei oft ein Ziehen vorgeschaltet wurde, um die Glühergebnisse zu verbessern. Durch temperaturkontrolliertes Walzen sowie eine gezielte Abkühlung läßt sich ein feinkörniges Gefüge einstellen, das sich in der folgenden Glühbehandlung optimal einformt. Somit können die Glühergebnisse verbessert und Verfahrensschritte eingespart werden [11]. Wegen der sehr verschiedenartigen Weiterverarbeitung des gewalzten Drahtes sind die Ansprüche an den Verformungsgrad sehr unterschiedlich, und es fällt dem Hersteller die Aufgabe zu, Walzdraht mit einem optimal verformbaren Gefüge bei gleichzeitig hoher Gleichmäßigkeit zu erzeugen. Die theoretischen Grundlagen für die Gefügeausbildung sind weitestgehend bekannt [12, 13] und lassen sich am einfachsten aus den Zeit-Temperatur-Umwandlungsschaubildern (ZTU) [14] ableiten. Voraussetzung dafür ist die Kenntnis der jeweiligen Temperatur- und Abkühlungsverhältnisse.

1.3 Simulation der Drahtkühlung

Die für die Gefügeausbildung maßgebliche Abkühlgeschwindigkeit ist in erster Linie vom Walzdrahtdurchmesser, der Menge und Intensität der Kühlluftbeaufschlagung,

aber auch von der Belegungsdichte der Drahtwindungen auf dem Rollgang abhängig [15]. Die Vorhersage des Einflusses der Belegungsdichte auf die Abkühlgeschwindigkeit des Walzdrahtes ist wegen der inhomogenen Masseverteilung jedoch äußerst komplex und rechnerisch schwierig zu ermitteln. Daher ist es offensichtlich, daß eine Vorhersage der Drahtabkühlung bzw. des mechanischen Werkstoffverhaltens nur allein mit Regressionsgleichungen mit größeren Unsicherheiten verbunden ist, weshalb eine Modellierung sinnvoll erscheint. Mit Hilfe der Simulation soll es möglich sein, die verschiedenen Prozeßeinflüsse im Zuge der Fertigung insbesondere von hochgeköhlten Stählen quantitativ zu erfassen, wodurch Maßnahmen hinsichtlich einer Optimierung der Abkühlbedingungen abgeleitet werden können. Ebenso können Aussagen über die Auswirkungen von Schwankungen getroffen werden, wodurch letztlich die Fertigungssicherheit gesteigert werden kann. Eine weitere Stärke der Modellrechnung wird darin gesehen, daß bei Entwicklungsarbeiten der Versuchs- und Meßaufwand durch vorhergehende Simulationsrechnungen verringert werden kann. Weiterhin erleichtert ein Modell zur Simulation der Drahtabkühlung die Entscheidungsfindung für die Einstellung der Prozeßparameter für das thermomechanische Walzen. Aus Sicht des Walzwerksbetreibers bietet die Anwendung des Simulationsprogramms weitere Vorteile wie z.B. die Erstellung von Kühlprogrammen für neue Stahlqualitäten, schnelle Reaktion auf Kundenanforderungen, Modifizierung und Optimierung bestehender Kühlprogramme, qualitative Beurteilung der Einflußgrößen an der Anlage sowie die Einsparung von zeit- und kostenaufwendigen Walzversuchen [16]. Eine wesentliche Voraussetzung für genaue Simulationsergebnisse ist die richtige Vorgabe für eine Reihe von thermophysikalischen Daten.

1.4 Ziele der Arbeit

In Hinblick auf die durchgängige Modellierung der Wärmetransportvorgänge, ausgehend vom ersten Anstich des Walzgutes über die Zwischengerüstkühlrohre sowie die Kühlrohre nach dem letzten Drahtwalzblock bis zum Ende der sich anschließenden Luftkühlstrecke, konzentriert sich die vorliegende Arbeit auf die Entwicklung eines leistungsfähigen Berechnungsalgorithmus für die Luftkühlstrecke, der die Durchführung detaillierter Variantenrechnungen ermöglicht. In Verbindung mit dem bereits entwickelten Berechnungsmodell für die Wasserkühlstrecke IK_RSM [17] wird damit eine wesentliche Grundlage für die mathematische Modellierung und Optimierung der Technologie nach verfahrens- und werkstoffbezogenen Kriterien sowie die Kühlstreckenauslegung geschaffen.

Aufbauend auf dem derzeitigen Erkenntnisstand ist ein Modell abzuleiten, welches

eine effektive Lösung unter Berücksichtigung der für die Luftkühlstrecke relevanten Einflußparameter ermöglicht. Für die Abkühlung des Walzdrahtes ist insbesondere die Packungsdichte der Drahtwindungen auf dem Rollgang bedeutsam. Unter diesem Aspekt ist eine Analyse der dreidimensionalen Struktur der Drahtwindungen vorzunehmen. Dabei sind die geometrischen Abhängigkeiten im Sinne einer kontinuierlichen Beschreibung der Verteilung der Drahtmasse auf dem Rollgang in Abhängigkeit der technologischen Parameter herauszustellen. Dieses bildet die Grundlage für die Modellierung der Wärmetransportvorgänge auf dem Rollgang. Dazu sind vorzugsweise bereits bekannte Korrelationen zu nutzen, die gegebenenfalls unter Abstützung auf die Ergebnisse von experimentellen Untersuchungen zu modifizieren sind. Über die Lösung der partiellen Differentialgleichung (FOURIER) soll die Wärmeleitung im Draht in axialer Richtung berücksichtigt werden. Aufgrund der sehr komplexen Struktur der ausgefächerten Drahtwindungen sind unter dem Aspekt der praktischen Anwendbarkeit des Modells entsprechende Vereinfachungen in der Beschreibung der Legegeometrie des Drahtes vorzunehmen.

Für die numerische Berechnung der zweidimensionalen Temperaturverteilung des Drahtes auf dem Rollgang in Längs- und Querrichtung ist ein Berechnungsprogramm zu entwickeln, welches durch einen modularen Aufbau auch flexibel für die Projektierung von derartigen Anlagen einsetzbar ist.

Die Verifizierung und Anpassung des Modells soll auf Basis experimenteller Untersuchungen in einem Drahtwalzwerk erfolgen. Dabei stehen infrarotthermografische Messungen des abkühlenden Walzdrahtes im Vordergrund. Wesentlich ist die Erfassung eines möglichst breiten Spektrums der technologischen Parameter wie Drahtdurchmesser, Rollganggeschwindigkeit und Lüftereinstellungen. Aber auch Temperaturmessungen bestimmter Anlagenbauteile, die im Wärmeaustausch mit den Drahtwindungen stehen, sind im Hinblick auf die Modellanpassung von Bedeutung.

Zur Auswertung der Infrarotaufnahmen werden die Emissionsgrade benötigt. Um diese zu ermitteln, sind Laborversuche an Proben der gewalzten Drähte durchzuführen. Die Simulation erfordert weitere materialspezifische Stoffdaten wie spezifische Wärmekapazität, Wärmeleitfähigkeit und Dichte. Sie sollen ebenfalls unter Anwendung thermoanalytischer Meßmethoden bestimmt werden.

Kapitel 2

Stand der Literatur

2.1 Experimentelle Untersuchungen

Die Stahlindustrie fordert im zunehmenden Maße eine Minimierung der Abweichung von mechanischen Eigenschaften wie z.B. der Zugfestigkeit innerhalb von Walzdraht insbesondere bei den hochgekohten Stählen. Maßgeblich dafür sind unterschiedliche Abkühlgeschwindigkeiten, deren Ursachen hauptsächlich in Schwankungen der Legetemperatur, in ungleichen Windungsabständen sowie in Veränderungen der Packungsdichte in der Mitte und am Rand des Rollgangs gesehen werden. Letzteres war Gegenstand einiger Untersuchungen im Hinblick auf eine homogene Abkühlung des Walzdrahtes [18]. Dabei standen beispielsweise andere Kühlmedien wie siedendes Wasser [19] oder Salz [20] aber auch die zweckmäßige Anordnung von Luftdüsen [21, 22] im Vordergrund.

CHO [23] hat Berechnungen zur Packungsdichte für unterschiedliche Drahtdurchmesser und gleiche Rollganggeschwindigkeit vorgenommen. Auf der Basis von Temperatur- und Geschwindigkeitsmessungen sowie von Festigkeitsuntersuchungen trifft er Aussagen zur zweckmäßigen Einstellung der Lüfterklappen, wonach bei kleineren Drahtdurchmessern der Rand stärker gekühlt werden soll als bei größeren Drahtdurchmessern.

Neben durchgeführten Untersuchungen mit zusätzlichen Wassernebelprühdüsen sowie Untersuchungen an aufrecht stehenden Drahtwindungen wurde von NAUMANN [24] auch der Einsatz eines Windungsstreuers erprobt. MORALES [25] untersucht

u.a. den Einfluß mechanischer Lüfterdefekte auf die Phasenumwandlungskinetik von Stählen aber auch den Einfluß der Rollganggeschwindigkeit auf das Abkühlverhalten.

Einen sofortigen Eingriff auf die technologischen Parameter insbesondere der Verteilung und Intensität des Luftvolumenstromes in Querrichtung ermöglicht die Online-Überwachung der Luftkühlstrecke mittels Infrarotthermografie [26]. Neben den in der modernen Qualitätssicherung üblichen Verfahren zur kontinuierlichen Oberflächeninspektion des Walzdrahtes, z.B. durch Wirbelstromprüfanlagen [27], soll nun damit auch die Möglichkeit bestehen, unterschiedlichen Abkühlgeschwindigkeiten am Rand und in der Mitte des Rollgangs durch sofortige Maßnahmen entgegenzuwirken.

Zwischen der zu realisierenden Abkühlgeschwindigkeit des Drahtes auf dem Rollgang und dem Kohlenstoffgehalt des gewalzten Stahls besteht ein wesentlicher Zusammenhang. Bei niedriggekohlten Stählen werden die Windungen möglichst langsam und ohne zusätzliche Kühlluft transportiert, während bei hochgekohlten Stählen in der Regel mit hoher Transportgeschwindigkeit und höchster Kühlluftzufuhr gefördert wird [28, 29].

CAMPBELL [30] hat die Abkühlung speziell präparierter Drahtstücke unter Labor- und Walzwerkbedingungen untersucht. Über die Anwendung der FOURIER'schen Differentialgleichung konnte er aus den gemessenen Temperaturen der Drahtmitte Oberflächentemperaturen ermitteln und daraus dann Abkühlkurven und Wärmeübergangskoeffizienten berechnen. Durch den Laborversuch werden die bereits bekannten Kriterialegleichungen für den querangeströmten Einzeldraht bestätigt. Die Untersuchungen im Walzwerk lieferten in Rollgangmitte bei einer Luftgeschwindigkeit von etwa 18 m/s Werte für den Gesamtwärmeübergangskoeffizienten von bis zu 160 W/(m²K) mit relativ großer Streuung. Da die berechneten Werte für den konvektiven Wärmeübergang annähernd im gleichen Bereich liegen, schließt CAMPBELL daraus, daß der Wärmeübergang durch Strahlung im Vergleich zum konvektiven Wärmetransport unter diesen Bedingungen klein sein muß. Er führt dieses auf den hauptsächlich auftretenden wechselseitigen Strahlungsenergietransport zwischen den Drähten zurück. Am Rand des Rollgangs muß die Luftgeschwindigkeit auf ca. 29 m/s erhöht werden, um vergleichbare Gesamtwärmeübergangskoeffizienten zu erzielen wie in Rollgangmitte bei 18 m/s. Zudem konnte eine optimale Geschwindigkeitsverteilung über der Rollgangbreite nachgewiesen werden. Versuche ohne Lüfter führten zu der Aussage, daß der Wärmeübergangskoeffizient für die Strahlung mit 30-50 W/(m²K) in der Mitte des Rollgangs über 50 % des Gesamtwärmeübergangskoeffizienten ausmacht. Die Streuung der ermittelten Strahlungswärmeübergangskoeffizienten für den Randbereich mit Werten von 0-50 W/(m²K) ist jedoch auffallend hoch. Auch DANEL

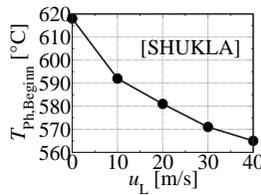


Abbildung 2.1: Einfluß der Luftgeschwindigkeit auf die Umwandlungsstarttemperatur (Abkühlung) in bezug auf die Oberflächentemperatur und 6 mm Drahtdurchmesser.

[31] hat die Drahttemperatur in der Rollgangmitte und am Rand gemessen, gibt jedoch nur die Abkühlkurven ohne weitere Angaben, aus denen Rückschlüsse auf die Wärmeübergangskoeffizienten möglich wären, an.

SHUKLA [32, 33] gibt prozentuale Abhängigkeiten zwischen Abkühlgeschwindigkeit und Lage der Drähte zueinander bezogen auf den Einzeldraht an. So sinkt die Abkühlgeschwindigkeit bezogen auf den Einzeldraht beispielsweise auf 85 % bei zwei übereinanderliegenden Drähten und auf 65 % bei vier im Bündel zusammenliegenden Drähten. Für gekreuzte Drähte gibt er eine Abnahme auf 95 % an. Die angegebenen Abkühlkurven zeigen mit zunehmender Luftgeschwindigkeit eine Verschiebung der Umwandlung vom Austenit zum Ferrit-Perlit in Richtung geringerer Drahtoberflächentemperaturen (Unterkühlung). So setzt die Gefügeumwandlung vom Austenit zum Ferrit-Perlit für einen 6 mm Draht für Luftgeschwindigkeiten von 0 m/s und 40 m/s bei ca. 620 °C und 565 °C ein (Abbildung 2.1). Demgegenüber zeigen die Untersuchungen von THIBAU [34] durch Messung der Innentemperatur am Einzeldraht keine Verschiebung der Umwandlungsstarttemperaturen bei unterschiedlichen Abkühlgeschwindigkeiten.

PRAKASH [35] hat sich speziell dem Problem der Umwandlungskinetik in Abhängigkeit der Abkühlgeschwindigkeit sowie der Stahlzusammensetzung angenommen. Dabei stützt sich sein entwickeltes Modell auf den in der Literatur bekannten AVRAMI-Ansatz [36] in Verbindung mit der Lösung der FOURIER'schen Differentialgleichung [15, 25, 32, 37, 38, 39]. Am Beispiel des eutektoiden C-Stahls, dessen Umwandlungsenthalpie an der AC_1 -Temperatur ($\gamma \rightarrow \alpha$) bekannt und mit 75,8 kJ/kg angegeben ist [40], bestätigt er seine Simulationsergebnisse durch die Ergebnisse der experimentellen Untersuchung am Einzeldraht. Die berechneten und experimentell ermittelten Abkühlkurven zeigen deutliche Unterkühlungseffekte mit zunehmender Abkühlgeschwindigkeit sowie einen Temperaturanstieg zwischen zwei Haltepunkten

während der Phasenumwandlung. Der weitere Abkühlverlauf hat keinen Einfluß auf des Gefüge [41].

MORALES [25] stellt Temperaturerhöhungen von 150 bis 200 K in Abhängigkeit vom Drahtdurchmesser und den Abkühlbedingungen an der Drahtoberfläche fest und simuliert die Abfuhr der Umwandlungswärme durch Sprühkühlung, wobei er Korrelationen zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten bei Sprühkühlung angibt [42, 43].

Bei einigen Stahlqualitäten kann sich eine verzögerte Abkühlung positiv auf die erzielbaren mechanischen Eigenschaften auswirken. So bedingt z.B. bei dem Kaltstauhl 34Cr4 eine gegenüber ruhender Luft verzögerte Abkühlung ein besseres Dehnungs-Festigkeits-Verhältnis [44]. Untersuchungen zur Drahtabkühlung bei geschlossenen Abdeckhauben zeigen die Möglichkeiten zur verzögerten Abkühlung von Walzdraht [11, 45, 46]. Dabei wurden beispielsweise nach 2 Stunden immer noch Drahttemperaturen im Bereich von 600 °C gemessen, wobei die Dauer für die Umwandlung vom Austenit zum Ferrit-Perlit auf 45 min verzögert wird.

Hauptsächlich von der Legetemperatur aber auch von den Abkühlbedingungen ist die Ausbildung einer Zunderschicht abhängig. BAARMAN [46], AUGUSTIN [41] und vor allem QUEIROGA [47] mit seinen sehr umfangreichen Untersuchungen liefern hierfür Abhängigkeiten. Bei einer Erhöhung der Legetemperatur von 800 °C auf 900 °C steigt die Zunderbildung beispielsweise von 3 % auf ca. 7 % der Gesamtmasse an. FLAXA [48] quantifiziert die auf die Oberfläche bezogene Massenzunahme der Zunderschicht für niedriglegierte Stähle mit

$$\Delta m/A = (K \cdot t)^{0,5}, \quad (2.1)$$

wobei er für den Faktor K in der Einheit $[\text{g}^2\text{cm}^{-4}\text{s}^{-1}]$ Werte von 10^{-6} bei 1100 °C, 10^{-7} bei 900 °C und 10^{-9} bei 700 °C angibt. Für Eisen-Chrom-Legierungen ist der Faktor K im Durchschnitt eine Zehnerpotenz kleiner.

2.2 Korrelationen zur Luftkühlstrecke

Im Hinblick auf die Verwertbarkeit für die Modellierung der Wärmetransportvorgänge nach dem Windungsleger sind insbesondere die Veröffentlichungen von FLAXA [48, 49, 50] zu nennen. Sein entwickeltes Modell dient der Beschreibung der Abkühlung parallel liegender und ruhender Stäbe bzw. Walzprofile auf einem sogenannten Kühlbett. Die hierfür angegebenen Modellansätze für die Konvektion und Strahlung sind ein guter Ausgangspunkt für die Modellierung der Stelmorkühlung. Basis

ist die Modellierung der Abkühlung eines nichtverzundernden Rundstabes bei freier Strömung mit der schrittweisen Erweiterung auf die wesentlichen Anwendungsfälle. Diese sind im einzelnen: Existenz einer erzwungenen Strömung, Einbeziehung von Wärmestrahlung und Reflexion, Beachtung des Zusammenhangs zwischen der lagenweisen Anordnung der Stäbe und dem konvektiven bzw. strahlungsbedingten Wärmeübergang, Beeinflussung der Abkühlung durch Zunder und die Berücksichtigung des Profilsortimentes für Feinstahlwalzwerke. Der konvektive Wärmetransport wird über die auch im VDI-Wärmeatlas [51] angegebenen Kriteriale Gleichungen für den querangeströmten Einzeldraht nach

$$\text{Nu} = 0,3 + (\text{Nu}_{\text{lam}}^2 + \text{Nu}_{\text{turb}}^2)^{0,5} \quad \text{mit} \quad (2.2)$$

$$\text{Nu}_{\text{lam}}(x) = 0,664 \text{Re}^{0,5} \text{Pr}^{0,33} \quad \text{und} \quad \text{Nu}_{\text{turb}}(x) = \frac{0,037 \text{Re}^{0,8} \text{Pr}}{1 + 2,443 \text{Re}^{-0,1} (\text{Pr}^{0,67} - 1)} \quad (2.3)$$

berechnet. Um die Einflüsse auf die Strömungsverhältnisse durch benachbarte Stäbe, durch Änderung des Anströmwinkels oder durch versperrende Flächen in Strömungsrichtung zu berücksichtigen, wird eine Korrektur der Luftgeschwindigkeit u_L vorgenommen:

$$u_L^* = u_L/k. \quad (2.4)$$

Diese auf den verbleibenden Hohlraumanteil bezogene mittlere Strömungsgeschwindigkeit u_L^* verwendet FLAXA für die Berechnung der REYNOLDS-Zahl Re . Den Korrekturfaktor k bestimmt er in Abhängigkeit des Abstandes zwischen den Stäben. Für die am Rand liegenden Stäbe führt er einen zusätzlichen Anpaßparameter ein, der den aus der Definition von k resultierenden geschwindigkeitserhöhenden Effekt für die Luftströmung abschwächen soll. Dieser wird über experimentelle Untersuchungen angepaßt. Ebenfalls in den Faktor k läßt er den Einfluß des Anströmwinkels einfließen. Der Einfluß äußert sich durch Bereiche verminderter Strömungsintensität (Windschatten) in Abhängigkeit vom Durchmesser und Abstand der Stäbe und führt zu einer Verminderung des konvektiven Wärmeübergangs. Der Wärmeübergang bei freier Konvektion wird ebenfalls nach den weitgehend bekannten Kriteriale Gleichungen [51] für den waagerechten Zylinder nach

$$\text{Nu}_{\text{FK}} = \{0,6 + 0,387 \text{Ra}^{0,167} / [1 + (0,56/\text{Pr})^{0,563}]^{0,296}\}^2 \quad (2.5)$$

berechnet. FLAXA gibt für die freie Konvektion eine äquivalente Bewegungskenngröße

$$\text{Re} = C(\text{Pr}) \cdot \text{Gr}^{0,5} \quad (2.6)$$

an, wobei er für seinen Anwendungsfall den von der PRANDTL-Zahl abhängigen Faktor $C(Pr) \approx 0,64$ ermittelt. Die Modellierung der Strahlungsenergie transportes wird über das Gesetz von STEFAN und BOLTZMANN

$$\dot{Q}_{12} = \varphi_{12} A_1 \varepsilon_1 \varepsilon_2 \sigma_s (T_1^4 - T_2^4) \quad (2.7)$$

vorgenommen mit Berücksichtigung der Einstrahlzahlen zu parallel liegenden Nachbarstäben. Der Umfang des Stabes wird in zwei Bereiche unterteilt, die entweder direkt oder über ein sogenanntes Sichtfenster im Strahlungsenergieaustausch mit der Umgebung stehen. Damit wird der Vielzahl möglicher Profile Rechnung getragen. Zur Berücksichtigung der abschirmenden Wirkung parallel liegender Nachbarstäbe werden zeichnerisch oder analytisch bestimmte Einstrahlzahlen zu den Nachbarstäben von der Einstrahlzahl des Einzelstabes in bezug auf die Umgebung (φ_{12}) subtrahiert, um somit eine Gesamteinstrahlzahl zu erhalten.

BUCHMAYR [15] gibt grundlegende geometrische Abhängigkeiten in bezug auf die Legegeometrie des Walzdrahtes auf dem Rollgang an. Für die Berechnung des Wärmetransports durch erzwungene Konvektion wählt er den Ansatz der Strömung durch ein Rohrbündel und gibt die NUSSELT-Gleichung

$$Nu = Nu_{EZ} \cdot f_A \{1 + [f_A - 1][(n - 1)/9]^{0,25}\}, \quad (2.8)$$

in der die Bündelanordnung (versetzt oder fluchtend) über den Faktor f_A berücksichtigt wird, an. Nach Angaben, die sich auf experimentell bestätigte Simulationsrechnungen beziehen, führen Luftgeschwindigkeiten von 0, 5 und 15 m/s zu Temperaturunterschieden von 50, 30 und 15 K zwischen Rand und Mitte des Rollgangs. Weitere Laborversuche mit unterschiedlichen Drahtbündelkonfigurationen wurden genutzt, um für den Strahlungsenergieaustausch berechnete Einstrahlzahlen weitestgehend an reale Verhältnisse anzupassen.

Häufig werden Abschätzungen auf der Basis von Temperaturmessungen vorgenommen, um den Einfluß der inhomogenen Drahtverteilung zu berücksichtigen. So gibt ANELLI [39] einen bis zu um 25 % höher liegenden konvektiven Wärmeübertragungskoeffizienten für den frei liegenden Draht im Vergleich zum Rand des Rollgangs an. Seine Abschätzung des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten basiert auf Temperaturmessungen an einem 11 mm Draht bei einem Windungsabstand von >50 mm und ist in Abbildung 2.2 dargestellt. Auch er betrachtet die Form der Einzelwindung idealisiert als Kreisform und gibt die Gleichung für die Berechnung des Windungsabstandes als Verhältnis der Geschwindigkeiten von Rollgang (CS) und Draht vor dem Windungsleger (RS) im Produkt mit der Länge einer Windung

$$P = CS \cdot \pi \cdot d / RS \quad (2.9)$$

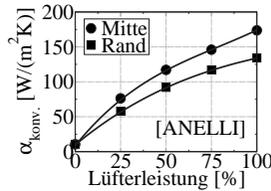


Abbildung 2.2: Auf Basis experimenteller Untersuchungen ermittelte konvektive Wärmeübergangskoeffizienten für 11 mm Drahtdurchmesser und >50 mm Windungsabstand nach ANELLI.

an. Jedoch konzentriert sich auch hier der Aussageschwerpunkt wie bei der überwiegenden Zahl der Veröffentlichungen weniger auf Modelleinzelheiten, die für die Modellierung der Wärmetransportvorgänge in der Luftkühlstrecke von Bedeutung wären, sondern vielmehr auf die allgemeine Vorgehensweise oder auf die Ergebnisse der Simulation. Im vorigen Abschnitt sind die Arbeiten von CAMPBELL [30] dargestellt. Zur Ermittlung der Wärmeübergangskoeffizienten aus den Abkühlkurven wurde hier die NUSSELT-Gleichung

$$\text{Nu}_{\text{FK}} = \{0,6 + 0,387 [\text{GrPr}/(1 + (0,56/\text{Pr})^{9/16})^{16/9}]^{1/6}\}^2 \quad (2.10)$$

für die freie Konvektion zugrunde gelegt. Weiterhin werden die NUSSELT-Gleichung für die erzwungene Konvektion

$$\text{Nu}_{\text{EK}} = c \text{Re}^x \text{Pr}^{1/3} \quad (2.11)$$

ohne Angabe der Konstanten c und x sowie eine Gleichung für den Wärmeübergangskoeffizienten für Strahlung

$$\alpha_{\text{str}} = \varepsilon \sigma (T^4 - T_{\text{U}}^4)/(T - T_{\text{U}}), \quad (2.12)$$

wobei der Emissionsgrad der Staboberfläche vereinfachend mit $\varepsilon = 0,8$ angenommen wird, angegeben.

2.3 Wasserkühlstrecke

Die Untersuchungen im Rahmen der vorliegenden Arbeit konzentrieren sich auf die Drahtabkühlung in der Luftkühlstrecke nach dem Windungsleger. Um das Hauptziel,

nämlich die durchgängige Beschreibung des gesamten Kühlprozesses, zu erreichen, ist neben der Modellierung des Umformprozesses und des Energieeintrages in den Walzgerüsten [52, 53, 54, 55] auch die Intensivkühlstrecke von Bedeutung [56, 57]. Sie ermöglicht nicht nur die Abfuhr der Umformenergie, sondern ist durch die große Variationsbreite Voraussetzung für das thermomechanische Walzen. Durch das Einstellen einer bestimmten Umformtemperatur können Gefügestrukturen erzielt werden, wie sie durch nachträgliche Wärmebehandlungen nicht erreicht werden können [58]. Dabei stehen hohe Festigkeiten bei guter Zähigkeit ohne zusätzlichen Einsatz von Legierungselementen im Vordergrund [59]. Über die Wasserkühlstrecke vor dem Windungsleger kann Einfluß auf die Legetemperatur genommen werden. Die Legetemperatur ist entscheidend für die Zunderbildung und maßgeblich für den Abkühlverlauf des Drahtes auf dem Rollgang, was sich letztendlich in der Gefügequalität des Endproduktes niederschlägt.

Insbesondere auch für die Auslegung neuer Intensivkühlstrecken ist eine gute Beschreibung des Wärmeübergangs, die über den experimentell abgesicherten Bereich hinausgeht, erforderlich. Diese kann nur durch ein weitgehend physikalisch fundiertes Modell erfolgen. Das von MÜHLENBRUCH [17, 60, 61, 62] entwickelte Modell beschreibt den Wärmeübergang im Bereich hoher Wandtemperaturen für die erzwungene turbulente einphasige Konvektion und für das konvektionskontrollierte Filmsieden in Wasserkühlrohren. Damit sind Berechnungen möglich, deren Ergebnisse unter Einbeziehung der einzelnen Investitions- und Betriebskosten zu detaillierten Aussagen bezüglich geeigneter Konzepte der Kühlstreckengestaltung führen können. Gleichzeitig bietet das Modell ein hohes Maß an Flexibilität, das sich aus der Möglichkeit der Übertragung auf andere Geometrien ergibt. Somit besitzt das Modell auch für Kühlrohre mit anderen Einbauten, den sogenannten Turbulenzbuchsen, bedingt Gültigkeit [63].

Ebenfalls zur Wasserkühlstrecke zählt die Druckwasserentzunderungsanlage. Dort werden die den Ofen verlassenden Stahlknüppel unter sehr hohem Düsendruck mit Wasser beaufschlagt. Dabei werden Wärmeübergangskoeffizienten in der Größenordnung von einigen $10^5 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ erreicht [64, 65, 66]. Aufgrund der relativ geringen Verweilzeit in der Kühlzone und der damit verbundenen geringen Eindringtiefe der Temperaturänderung in das Material wird die Energie jedoch zu einem sehr großen Teil der abplatzenden Zunderschicht entzogen [67].

2.4 Zusammenfassung

Der überwiegende Teil der bisherigen Veröffentlichungen bezieht sich auf Untersuchungen in Hinsicht auf die Verbesserung der mechanischen Eigenschaften des Walzdrahtes [68, 69, 70]. Dabei stehen sehr oft Gefügeuntersuchungen im Vordergrund, durch die hohe Festigkeitseigenschaften bei gleichzeitig guter Verarbeitbarkeit der Drähte erreicht werden sollen [71, 72]. Aufgrund mangelnder Angabe wichtiger technologischer Parameter bieten die angegebenen experimentell aber auch durch Simulation ermittelten Abkühlkurven, aus denen Rückschlüsse auf den Wärmeübergang möglich wären, in vielen Fällen leider keine Möglichkeit zur Nutzung für Vergleichszwecke. Die Ergebnisse der Literaturlauswertung zeigen die Notwendigkeit der Modellierung des Wärmeübergangskoeffizienten insbesondere über der Breite des Rollgangs in Abhängigkeit der technologischen Parameter. Dabei steht vor allem der Einfluß der Drahtverteilung in Querrichtung, der in der Literatur sehr oft nicht oder nur durch stark vereinfachende Annahmen berücksichtigt wird, im Vordergrund.

Kapitel 3

Modellbildung

3.1 Analyse der Kühlstrecke

3.1.1 Mögliche Wärmeübertragungsarten

Die Abkühlung des Drahtes kann grundsätzlich sowohl durch erzwungene oder freie Konvektion als auch durch Strahlung und Wärmeleitung im Bereich der Kontaktstellen zu den Rollen erfolgen. Bei der erzwungenen Konvektion wird die Strömung der den Draht umgebenden Luft durch Lüfter bewirkt. Die freie Konvektion beruht auf einer Luftströmung, die durch thermisch bedingte Dichteunterschiede hervorgerufen wird. Oft können erzwungene und freie Konvektion gleichzeitig auftreten, wobei in vielen Fällen aufgrund der großen Strömungsgeschwindigkeiten die erzwungene Konvektion überwiegt. Liegen die Wärmetransportanteile durch erzwungene und freie Konvektion in der gleichen Größenordnung, müssen beide Anteile berechnet werden.

Im Fall der Abkühlung der Drahtwindungen auf dem Rollgang ist der freien Konvektion noch eine erzwungene Konvektion infolge der horizontalen Bewegung überlagert. Die aus dieser Mischkonvektion resultierende Verbesserung des Wärmeübergangs hängt von der Geschwindigkeit des Rollgangs ab. Ist bei der erzwungenen Konvektion infolge der aufgeprägten Luftströmung die Luftgeschwindigkeit hinreichend groß, kann hier der Anteil der freien Konvektion vernachlässigt werden.

Der Draht gibt an die unteren Anlagenteile hauptsächlich durch Strahlung und Kontakt (Rollen) Wärme ab. Da sich die unteren Anlagenteile und der Draht jedoch im

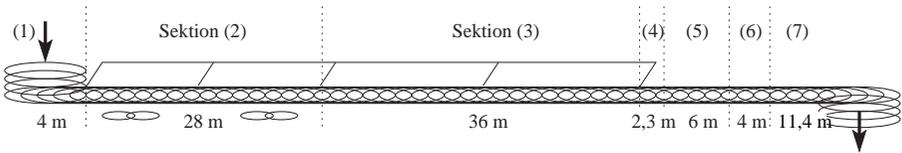


Abbildung 3.1: Typischer Aufbau eines Rollgangs vom Windungsleger bis zum Sammel-schacht.

gleichen Luftstrom befinden, sinkt wiederum die Triebkraft und damit der konvektive Wärmetransport zwischen Draht und Kühlluft.

Verläuft der Walzbetrieb diskontinuierlich, stellt sich hinsichtlich der Rolltemperatur kein stationärer Zustand ein und die Rollen können sich in den längeren Walzpausen wieder abkühlen. Die Wärmeableitung an den Kontaktstellen zur Rolle ist dann nicht mehr vernachlässigbar. Da dieses nicht dem angestrebten Betriebszustand entspricht, soll sich das Modell nur auf den quasikontinuierlichen Walzbetrieb beschränken.

Eine maximale Drahtabkühlung wird über die erzwungene Konvektion erzielt, da hier im Vergleich zu den anderen Wärmetransportarten die größten Wärmeübergangskoeffizienten erreicht werden können. Der bei der Strahlung erzielbare Wärmeübergangskoeffizient hängt hauptsächlich von der Drahttemperatur ab. Prinzipiell nimmt er unter der Voraussetzung einer konstanten Umgebungstemperatur mit zunehmender Drahttemperatur überproportional zu. Die Wärmeübergangskoeffizienten bei der freien Konvektion sind relativ klein und sind bei hohen Drahttemperaturen kleiner als die des Strahlungsanteils.

3.1.2 Charakterisierung der Sektionen

Die Luftkühlstrecke nach dem Windungsleger kann sich aus bis zu sieben verschiedenen Standardsektionen zusammensetzen, die in der hier betrachteten Anlage eine Länge von 4 m aufweisen und durch unterschiedliche Randbedingungen hinsichtlich des Wärmeübergangs charakterisiert sind. Die typische Anordnung ist in Abbildung 3.1 dargestellt. Abhängig von den grundlegenden Betriebsparametern (Luftgeschwindigkeit, Windungsabstand und Drahttemperatur) und der konstruktiven Ausführung der jeweiligen Sektion können mehrere Wärmeübertragungsarten in unterschiedlichem Maße am Gesamtwärmetransport beteiligt sein. Abbildung 3.2 zeigt einen aus mehreren Einzelsektionen bestehenden Rollgang in einem Drahtwalzwerk. Die ver-



(a) Blick vom Sammeldorn zum Windungsleger.

(b) Thermosteaktion mit geöffneter Abdeckhaube.

Abbildung 3.2: Aus Einzelsektionen bestehender Rollgang eines Drahtwalzwerkes.

schiedenen Einzelsektionen im Hinblick auf die dort auftretenden Wärmeübertragungsarten werden im folgenden näher erläutert.

Aufgabesektion (1)

Die Aufgabesektion direkt nach dem Windungsleger ist oben offen (Abbildung 3.3a). Die seitlichen Blechwände sind nicht isoliert, und zwischen den Rollen sind Graußplatten angeordnet. Der Wärmeübergang erfolgt hier durch Mischkonvektion und durch Strahlung, wobei infolge des nahezu geschlossenen Bodens die freie Konvektion stark behindert wird. Der Großteil der Wärme wird durch Strahlung nach oben abgegeben. Zu beachten ist, daß die Seitenwände höher sind als in den übrigen Sektionen, wodurch auch der Strahlungsenergie transport zur Umgebung eingeschränkt wird. Zusätzlich werden die Drahtwindungen durch den Windungsleger von der Umgebung abgeschirmt.



(a) Aufgabesektion mit Windungsleger.

(b) Lüftersektion mit Luftdüsen.

(c) Thermosektion ohne Lüfter mit Klappen.

(d) Rollgangsektion ohne Lüfter.

Abbildung 3.3: Verschiedene Ansichten unterschiedlicher Einzelsektionen.

Thermosektion mit Lüfter (2)

Die seitlichen Blechwände dieser Sektion sind isoliert. Bei Bedarf besteht die Möglichkeit, die seitlich montierten isolierten Abdeckhauben zu schließen. Zwischen den Rollen im Rollgang befinden sich Luftdüsen. Unterhalb der Luftdüsen angebrachte Leitbleche ermöglichen die Variation der Luftgeschwindigkeit in Querrichtung. Die Zwischenräume der Luftdüsen im Rollgang sind isoliert (Abbildung 3.3b).

Hinsichtlich des Wärmeübergangs sind aufgrund der möglichen Optionen verschiedene Varianten einstellbar. Ist der Lüfter in Betrieb, wird die Wärme im wesentlichen durch erzwungene Konvektion abgeführt. Je nach dem Betrag der Luftgeschwindigkeit und der Drahttemperatur ist auch die Strahlung von Bedeutung. Sind die Lüfter ausgeschaltet, wird die Wärme wie bei der Sektion (1) durch freie Konvektion und Strahlung übertragen, wobei die freie Konvektion durch die Rollen und die Isolation des Rollgangs ebenfalls eingeschränkt wird. Ist zusätzlich noch die Abdeckhaube geschlossen, wird der vom Draht abgegebene Wärmestrom stark vermindert. Der direkte Strahlungsaustausch der Drahtwindungen mit der Umgebung wird unterbunden und es tritt in diesem Fall ein Strahlungsenergieaustausch zwischen Draht und Abdeckhaube in Erscheinung.

Thermosektion ohne Lüfter (3)

Bei dieser Sektion bestehen zwei Unterschiede zur vorhergehend beschriebenen Thermosektion, die die Variationsmöglichkeiten hinsichtlich der Wahl der Wärmeübergangsarten einschränken. Zum einen sind keine Lüfter vorhanden, so daß die Drähte

nicht durch erzwungene Konvektion abgekühlt werden können. Zum anderen sind unter den Rollen nichtisolierte Klappen (Bleche) angebracht, mit denen, im Falle geschlossener Abdeckhauben, die freie Konvektion und Strahlung durch Behinderung der Luftzufuhr und der „freien Sicht“ nach unten stark eingeschränkt werden können (Abbildung 3.3c). Bei geöffneten Abdeckhauben sind die Klappen stets geöffnet, so daß im Vergleich zu den vorher beschriebenen Sektionen zusätzlich Strahlungswärme nach unten abgegeben wird.

Übergabesektion (4)

Die Übergabesektion schließt sich der Thermosektion an. Sie ist oben offen mit Freiraum zwischen den Rollen. Der Gesamtwärmetransport ist dem von Sektion (1) ähnlich, wobei die freie Konvektion hier nur durch die Rollen behindert wird und Strahlungswärme auch nach unten abgegeben wird.

Ausgleichssektion (5)

Diese Sektion ist mit Ausnahme der höheren Seitenwände im wesentlichen analog zur Sektion (1) aufgebaut. Es gelten die gleichen Aussagen hinsichtlich des Wärmeübergangs.

Rollgangsektion mit Lüfter (6)

Die Sektion (6) entspricht im prinzipiellen Aufbau der Sektion (3). Lediglich die Abdeckhaube zum Schließen der Sektion und die Isolation der Seitenwände fehlen. Der Draht kann entweder durch erzwungene oder freie Konvektion abgekühlt werden. Zusätzlich ist noch der Strahlungsanteil zu berücksichtigen.

Rollgangsektion ohne Lüfter (7)

Im wesentlichen ist diese Sektion analog zur Sektion (6) aufgebaut. Sie besitzt allerdings keine Lüfter. Der Rollgang zwischen den Rollen ist offen. Hier wird durch freie Konvektion und Strahlung Wärme von den Drähten abgeführt, wobei die freie Konvektion aufgrund des offenen Rollgangs (keine Klappen) nur durch die Rollen behindert wird (Abbildung 3.3d).

3.1.3 Prinzipielles Vorgehen zur Berechnung des Wärmeübergangs

Um den Gesamtwärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit der Querkoordinate x berechnen zu können, ist die Vorgabe der folgenden Größen notwendig:

Draht:

Drahtdurchmesser d_D
 Drahtgeschwindigkeit u_D
 Temperatur des Drahtes ϑ_D
 Emissionsgrad ϵ_D

Rollgang:

Rollganggeschwindigkeit u_R
 Windungsdurchmesser d_W

Luft:

Luftgeschwindigkeit u_L
 Lufttemperatur ϑ_L
 Umgebungstemperatur ϑ_U

Sektion:

Rollgangabdichtung nach unten / oben

Die Vorgabegrößen sowie der Berechnungsablauf sind in Abbildung 3.4 dargestellt. Zu Beginn müssen die erforderlichen geometrischen Größen zur Beschreibung der Lage der Windungen aus den technologischen Randbedingungen ermittelt werden. Dieses erfolgt für den ersten Berechnungsabschnitt an der Aufgabesektion und immer dann, wenn sich die Rollganggeschwindigkeit ändert. Die Rollganggeschwindigkeit wird im praktischen Betrieb in der Regel stufenweise von Sektion zu Sektion erhöht, wodurch sich die Lage der Drahtwindungen ändert. Darauf aufbauend werden die einzelnen Wärmeübergangskoeffizienten für die jeweils auftretenden Wärmetransportarten bestimmt. Diese sind im Fall des konvektiven Wärmetransportes abhängig vom Betriebszustand der Lüfter. Sind die Lüfter in Betrieb, erfolgt die Berechnung der erzwungenen Konvektion, wobei bei ausgeschalteten Lüftern nur freie Konvektion von Bedeutung ist. Strahlung wird für alle konstruktiven Varianten unter Berücksichtigung der jeweiligen Umgebungsbedingungen berechnet. Mit Kenntnis der einzelnen Wärmeübergangskoeffizienten bzw. Wärmestromdichten läßt sich eine Gesamtwärmestromdichte quer zur Transportrichtung (x – Koordinate) bestimmen. Diese ist wiederum Eingangsgröße für die Lösung der FOURIER'schen Differentialgleichung. Damit wird die Wärmeleitung im Draht berücksichtigt und gleichzeitig die Energiebilanz des Drahtes gelöst. Ergebnisse sind das Temperaturfeld des Drahtes über den gesamten Rollgang $\vartheta_D(x, y)$ sowie der Temperaturverlauf einer einzelnen Windung $\vartheta_W(l_{W,j})$ an einer beliebigen Stelle j . Hierüber kann der Vergleich mit experimentellen Ergebnissen und damit eine Verifikation der simulierten Wärmeübergangsbedingungen vorgenommen werden.

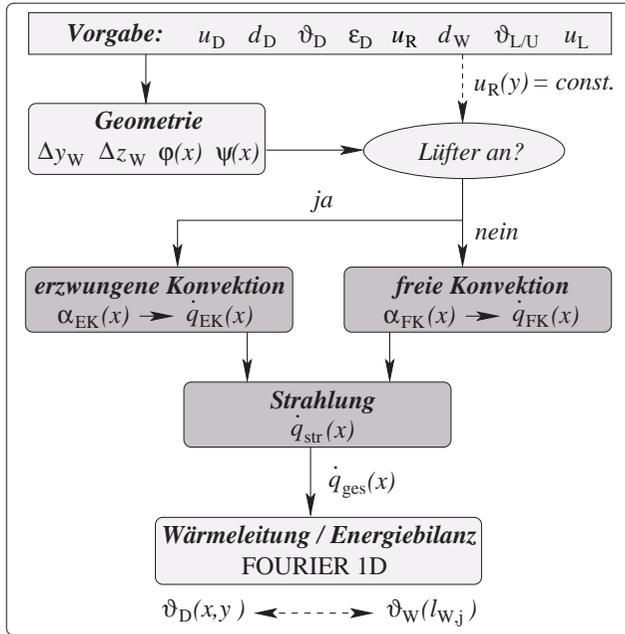


Abbildung 3.4: Programmablaufplan zur Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten und des Temperaturfeldes $\vartheta_D(x, y)$ sowie des Temperaturverlaufs einer Einzelwindung $\vartheta_W(l_{W,j})$ an einer beliebigen Stelle j .

3.2 Legegeometrie der Drahtwindungen

Durch die kreisende Bewegung des Windungslegers wird der bis dahin in Längsrichtung bewegte Draht in kreisförmigen Schleifen auf dem Rollgang der Luftkühlstrecke abgelegt. Durch den Vortrieb der elektrisch angetriebenen Rollen des Rollgangs erfolgt eine axiale Verzerrung der Drahtwindungen. Anhand der Abbildung 3.5 und der Relationen

$$\frac{\beta}{2\pi} = \frac{t}{t_{\text{Umlauf}}} = t \frac{u_D}{\pi d_W} \quad \Rightarrow \quad \beta = \frac{2u_D}{d_W} t \quad \text{sowie} \quad (3.1)$$

$$\frac{u_R}{u_D} = \frac{\Delta y_W}{\pi d_W} \quad \Rightarrow \quad u_R = u_D \frac{\Delta y_W}{\pi d_W} \quad \Rightarrow \quad \Delta y_W = \pi d_W \frac{u_R}{u_D} \quad (3.2)$$

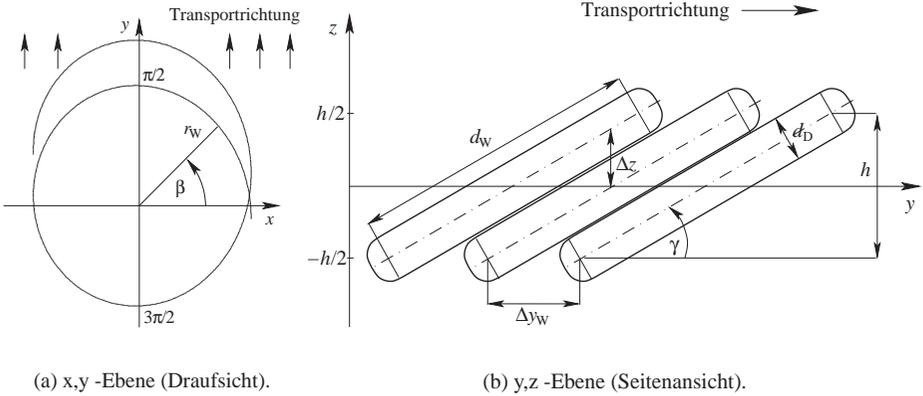


Abbildung 3.5: Lage der Windungen auf dem Rollgang in verschiedenen Ebenen (horizontal und vertikal).

läßt sich die Position des jeweils betrachteten Drahtstücks in der x, y -Ebene in Abhängigkeit der vorgegebenen technologischen Parameter ermitteln:

$$x = r_W \cos \beta = r_W \cos[2(u_D/d_W)t] \quad (3.3)$$

$$y = r_W \sin \beta + u_R t = r_W \sin[2(u_D/d_W)t] + \Delta y_W / (\pi d_W) u_D t. \quad (3.4)$$

Zur Angabe der Drahtposition z in Normalenrichtung zum Rollgang bzw. zur x, y -Ebene wird die Packungshöhe des Drahtes h benötigt. Sie läßt sich ebenfalls in Abhängigkeit von den technologischen Parametern angeben. Gemäß der Bedingungen in ähnlichen Dreiecken gilt entsprechend Abbildung 3.5a

$$\sin \gamma = h/d_W = d_D/\Delta y_W,$$

so daß sich für die Packungshöhe h unter Verwendung der Gleichung 3.2

$$h = d_W d_D / \Delta y_W = d_D u_D / (\pi u_R) \quad (3.5)$$

ergibt. Zur Darstellung der Drahtposition z wird die axiale Verschiebung der Drahtposition in Transportrichtung vernachlässigt. Dann liegen die einzelnen Drahtschleifen, wie in der Abbildung 3.5b schematisch dargestellt, praktisch voneinander getrennt in

der x, z -Ebene. Die Neigung der abgelegten Windungen ist abhängig vom Geschwindigkeitsverhältnis u_D/u_R . Für die z -Position wird gemäß der Modellvorstellung ein Linearsatz gewählt

$$z = a_1 + a_2 y, \quad (3.6)$$

wobei sich aufgrund der Vernachlässigung der axialen Verschiebung aus Gleichung 3.4

$$y = r_W \sin[2(u_D/d_W)t] \quad (3.7)$$

ergibt. Folgende Randbedingungen ermöglichen die Bestimmung der Koeffizienten a_1 und a_2 :

$$z = 0,5h : \quad \beta = 0,5\pi, \quad y = r_W \quad \Rightarrow \quad 0,5h = a_1 + a_2 r_W$$

$$z = -0,5h : \quad \beta = 1,5\pi, \quad y = -r_W \quad \Rightarrow \quad -0,5h = a_1 - a_2 r_W$$

$$a_1 = 0 : \quad a_2 = 0,5h/r_W.$$

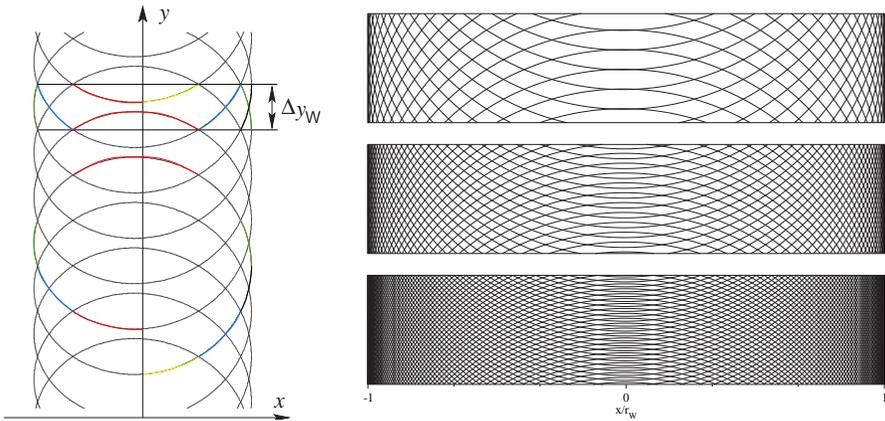
Damit ergibt sich zusammen mit Gleichung 3.5

$$z = 0,5h \sin[2(u_D/d_W)t] = 0,5d_D u_D / (\pi u_R) \sin[2(u_D/d_W)t]. \quad (3.8)$$

Die Beziehungen 3.3, 3.4 und 3.8 lassen die zeitliche Verfolgung der Drahtpositionen in den verschiedenen Ebenen zu.

3.2.1 Horizontale Ebene

In der Abbildung 3.6 ist der abgelegte Draht in der x, y -Ebene dargestellt. Zu sehen sind die axiale Verzerrung des kreisförmig durch den Windungsleger abgelegten Drahtes und der repräsentative Rollgangabschnitt Δy_W , der, in axialer Richtung immer wiederkehrend, die zu betrachtende Drahtverteilung in axialer und Querrichtung (Rollgangbreite) beinhaltet. Die Summe aller Drahtabschnitte im repräsentativen Rollgangabschnitt Δy_W entspricht der Länge einer Drahtwindung. Zur Veranschaulichung sind die Drahtabschnitte im Vergleich zu den entsprechenden Abschnitten der Drahtwindung farbig eingezeichnet. Diese Feststellung ist der Ausgangspunkt für eine kontinuierliche Beschreibung der Drahtmasseverteilung in x -Richtung, die



(a) Gegenüberstellung der Drahtlängen im repräsentativen Abschnitt und denen einer Drahtwindung.

(b) Legungsdichte in Abhängigkeit der technologischen Parameter; Drahtdurchm. 5 mm, Windungsdurchm. 1007 mm, Walzgeschw. 100 m/s, Rollgang: 0,3 / 0,6 / 1,2 m/s.

Abbildung 3.6: Drahtwindungen in der horizontalen Ebene (Draufsicht).

tatsächlich diskontinuierlichen Charakter aufweist. Für die Modellierung des Wärmetransports und seiner Verteilung in x -Richtung, die von den technologischen Parametern abhängt (Abbildung 3.6b), ist eine kontinuierliche Beschreibung vorteilhaft, weil dadurch die Verwendung von Funktionen begünstigt wird. Die Herleitung der Verteilungsfunktion $\varphi(x)$ für die Drahtmasse auf dem Rollgang geht vom Massenstrom des Drahtes unter Nutzung der bereits erwähnten Feststellung aus, daß die Summe aller Drahtlängen Δl_D im repräsentativen Rollgangabschnitt Δy_W der Länge einer Drahtwindung L_W entspricht und daß die Drahtverteilung symmetrisch ist mit der Rollgangmitte als Symmetrielinie. Für den Drahtmassenstrom gilt

$$\dot{m}_D = \frac{\pi}{4} d_D^2 \rho u_D = \frac{\pi}{4} d_D^2 \rho u_R \frac{L_W}{\Delta y_W} = 2 \int_{x=0}^{r_W} \frac{d\dot{m}_D}{dx} dx = \frac{\pi}{2} d_D^2 \rho u_R \frac{1}{\Delta y_W} \int_{x=0}^{r_W} \frac{dl_D}{dx} dx. \quad (3.9)$$

Wird die Verteilungsfunktion der Drahtmasse auf dem Rollgang durch

$$\varphi(x) = \frac{1}{\Delta y_W} \frac{dl_D}{dx} \quad \text{bzw.} \quad \int_{x=0}^{r_W} \varphi(x) dx = \frac{1}{\Delta y_W} \int_{x=0}^{r_W} dl_D = \frac{1}{\Delta y_W} \frac{\pi d_W}{2} \quad (3.10)$$

definiert, so ergibt sich aus Gleichung 3.9

$$\dot{m}_D = \frac{\pi}{2} d_D^2 \rho u_R \int_{x=0}^{r_W} \varphi(x) dx. \quad (3.11)$$

Mit der Verteilungsfunktion $\varphi(x)$ gemäß der Gleichung 3.10 läßt sich kontinuierlich die Verteilung der wärmeübertragenden Drahtoberfläche A_{WU} in x -Richtung angeben. Es gilt

$$\frac{A_{WU}}{\Delta y_W} = \frac{1}{\Delta y_W} \pi d_D L_W = \frac{2}{\Delta y_W} \int_{x=0}^{r_W} \frac{dA_{WU}(x)}{dx} dx \quad (3.12)$$

$$\frac{A_{WU}}{\Delta y_W} = \frac{2}{\Delta y_W} \pi d_D \int_{x=0}^{r_W} \frac{dI_D}{dx} dx = 2\pi d_D \int_{x=0}^{r_W} \varphi(x) dx. \quad (3.13)$$

Bei der dargestellten Fläche A_{WU} handelt es sich um eine theoretische (maximale) Wärmeübertragungsfläche. Die tatsächliche Wärmeübertragungsfläche ist aufgrund der zum Rollgangrand hin zunehmenden Drahtüberlappungen geringer und wird in Abschnitt 3.2.3 (Wärmeübertragungsfläche) behandelt. Durch Differentiation folgt

$$\frac{dA_{WU}}{dx} = \pi d_D \Delta y_W \varphi(x). \quad (3.14)$$

Unter Nutzung der kontinuierlichen Betrachtungsweise der Masseverteilung des Drahtes auf dem Rollgang quer zu seiner Bewegungsrichtung kann ein funktionaler Zusammenhang für $\varphi(x)$ angegeben werden. Gemäß Abbildung 3.7a gelten die Beziehungen:

$$I_D[\beta(x)] = 2r_W (0,5\pi - \beta) \quad \text{mit} \quad \cos\beta = x/r_W \quad \Rightarrow \quad \beta = \arccos(x/r_W)$$

$$I_D(x) = 2r_W [0,5\pi - \arccos(x/r_W)] \quad \Rightarrow \quad \frac{dI_D}{dx} = 2 [1 - (x/r_W)^2]^{-0,5}.$$

Dabei bezieht sich die Betrachtung aufgrund der Symmetriebedingungen auf den ersten Quadranten, weshalb die in Abbildung 3.7 dargestellte Bogenlänge und Packungshöhe den halben Wert aufweisen. Die Verteilungsfunktion $\varphi(x)$ ist somit durch den analytischen Ausdruck

$$\varphi(x) = 2 [1 - (x/r_W)^2]^{-0,5} / \Delta y_W \quad (3.15)$$

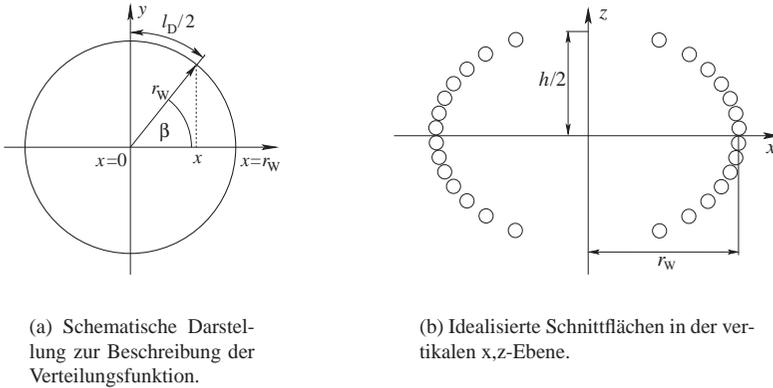


Abbildung 3.7: Schematische Darstellungen zur analytischen Beschreibung der Legegeometrie des Drahtes.

beschrieben. Unter Verwendung der Verteilungsfunktion $\varphi(x)$ kann ein sogenannter Freiflächenanteil in der x, y -Ebene definiert werden, der die Verringerung der durchströmten Fläche durch den Drahtquerschnitt beschreibt und der für die Beschreibung des konvektiven Wärmetransportes von Bedeutung ist. Da jedoch die Durchströmung des Drahtbündels in vertikaler Richtung erfolgt, spiegelt die Freiflächenprojektion in die x, y -Ebene die realen Durchströmbedingungen nur bedingt wider. Zweckmäßiger erscheint die diesbezügliche Betrachtung der vertikalen Geometrie.

3.2.2 Vertikale Ebene

Abbildung 3.8b zeigt eine perspektivische Ansicht der Anordnung der Drahtwindungen. Es wird deutlich, daß die Drahtabschnitte der oberen und der gestrichelt gezeichneten unteren Drahtlage in Längsrichtung jeweils den gleichen Abstand aufweisen. Dieser Abstand entspricht dem charakteristischen Abschnitt Δy_W . Je kleiner dieser Abstand ist, desto größer ist die Beschleunigung der Kühlluft infolge des geringeren Freiflächenanteils. Das gilt für den Drahtabstand in Querrichtung in gleicher Weise. Er ist jedoch im Unterschied zum Drahtabstand in Längsrichtung nicht konstant, sondern nimmt zum Rand hin ab. Dieses ist auch in Abbildung 3.6b erkennbar. Während die in dieser Darstellung sichtbaren Kreuzungspunkte in Längsrichtung stets den

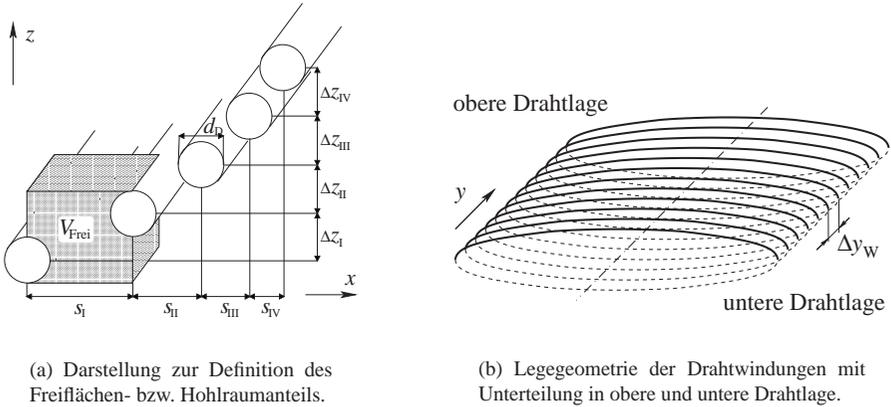


Abbildung 3.8: Vereinfachte Legegeometrie in der vertikalen Ebene und Darstellung zur Unterteilung der Drahtwindungen.

gleichen Abstand aufweisen, nimmt der Abstand der Kreuzungspunkte in Querrichtung ab. Die Kreuzungspunkte werden hierbei nur als Orientierung herangezogen, denn die Kreuzung ergibt sich aus der Überlagerung der Drahtabschnitte der oberen und unteren Drahtlage. Das heißt, ausgehend von den Abbildungen 3.5 und 3.7b, in denen die idealisierte Legegeometrie der Drahtwindungen dargestellt ist, muß ein vertikaler Zwischenraum zwischen Drahtabschnitten der oberen und unteren Drahtlage vorhanden sein. Damit entstehen theoretisch lediglich zwei Auflagepunkte bzw. Kontaktstellen zur zuvor abgelegten Drahtwindung. In Abhängigkeit der mechanischen Eigenschaften des Drahtes bei Legetemperatur weicht die reale Legegeometrie von der beschriebenen Idealisierung ab. In Abbildung 3.9 sollen die Unterschiede verdeutlicht werden. Während die Drahtwindung im angenommenen Idealfall in der y, z -Ebene die Form einer Gerade annimmt, klappt der vordere Teil der Windung in der Regel um, so daß mehrere Auflagepunkte entstehen und die Höhe der gesamten Drahtpackung geringer ist. Dieses wird insbesondere bei geringen Drahtdurchmessern, hohen Legetemperaturen und bei niedriglegierten Stählen beobachtet. Die hier vorgenommenen Betrachtungen können sich nur auf die Annahme starrer Windungen beziehen. Um dennoch den Einfluß real auftretender Kontaktstellen bzw. Drahtüberlappungen zu berücksichtigen, wird die bei der Berechnung einzusetzende Wärmeübertragungsfläche entsprechend modifiziert (Abschnitt 3.2.3).

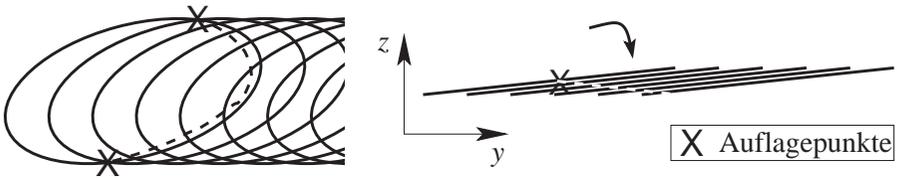


Abbildung 3.9: Legegeometrie des Drahtes unter Annahme starrer Windungen.

Zusammenfassend kann also davon ausgegangen werden, daß von den drei möglichen Betrachtungsebenen die vertikale x, z -Ebene zur Beschreibung der Durchströmbedingungen geeignet erscheint. Die vertikale Schnittebene in Längsrichtung scheidet aufgrund konstanter Windungsabstände aus während bei der Betrachtung der horizontalen Ebene die vertikalen Drahtabstände keine Berücksichtigung finden würden. Durch die Betrachtung aller drei Ebenen gleichzeitig würde sich der Aufwand im Verhältnis zum Zugewinn im Hinblick auf die Modellgenauigkeit auf ein nicht vertretbares Maß erhöhen.

Abbildung 3.7b zeigt einen Vertikalschnitt durch die Drahtwindungen in der Vorderansicht. Ausgehend von einer Idealisierung der Schnittflächen als Kreisflächen mit dem Drahtdurchmesser d_D ordnen sich die Schnittflächen der Drähte in der x, z -Ebene ellipsenförmig an. Vereinfachend wird die komplexe dreidimensionale Geometrie auf parallel liegende unendlich lange Zylinder zurückgeführt. Damit ist die Theorie der Durchströmung eines Rohrbündels anwendbar. In der Rollgangmitte liegt die Querumströmung eines Einzelzylinders vor. Mit zunehmendem x -Wert verringern sich die Drahtabstände mit der Folge zunehmender Geschwindigkeiten in den freien Querschnittsflächen. Die daraus resultierende Verbesserung des konvektiven Wärmeübergangs wird durch den sogenannten Hohlraum- oder Freiflächenanteil berücksichtigt. In der Abbildung 3.8a ist ein Ausschnitt der bereits in Abbildung 3.7b dargestellten und idealisierten Drahtanordnung zu sehen. Für den repräsentativen hervorgehobenen Bereich ist die folgende Relation der Volumina formulierbar:

$$\frac{V_{\text{Frei}}}{V} = \frac{[s_I (\Delta z_I + d_D) - 0,25\pi d_D^2] \Delta y_W}{s_I (\Delta z_I + d_D) \Delta y_W}.$$

Die verallgemeinerte Formulierung unter Verwendung der Laufvariablen i ist die Definitionsgleichung für den Hohlraumanteil ψ der hier vorliegenden geometrischen

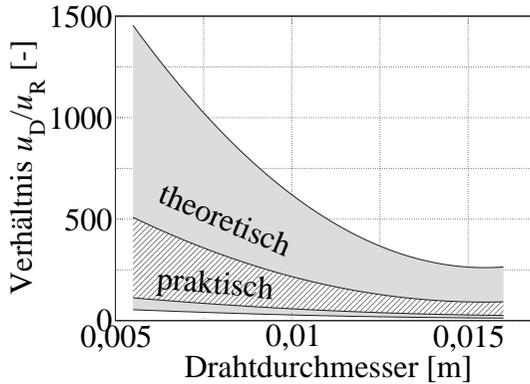


Abbildung 3.10: Abhängigkeit des Verhältnisses von Draht- und Rollganggeschwindigkeit vom Drahtdurchmesser; Bezugswerte entsprechend der Herstellerangaben sowie der Angaben des Walzwerkbetreibers.

Anordnung:

$$\psi = \left(\frac{V_{\text{Frei}}}{V} \right)_i = \frac{s_i (\Delta z_i + d_D) - 0,25\pi d_D^2}{s_i (\Delta z_i + d_D)} = 1 - \frac{\pi}{4} \frac{d_D}{s_i} \left(1 + \frac{\Delta z_i}{d_D} \right)^{-1}, \quad i = 1 \dots n. \quad (3.16)$$

In der Form der Gleichung 3.16 ergibt sich der Hohlraumanteil diskontinuierlich für die jeweiligen Abschnitte i . Mit dem Ziel, den Hohlraumanteil in Analogie zur Verteilungsfunktion ebenfalls in kontinuierlicher Schreibweise zu erhalten, werden im folgenden die diskreten Größen Δz_i und s_i untersucht.

3.2.2.1 Vertikalabstand Δz_i

Die Voraussetzung zur Formulierung der Drahtposition z , wie sie zu Beginn des Kapitels 3.2 genannt ist, führt unter Nutzung der Winkelbeziehungen in der Abbildung 3.5b zu den Zusammenhängen:

$$\sin \gamma = d_D / \Delta y_W \quad \text{und} \quad \cos \gamma = d_D / \Delta z.$$

Durch $\sin^2 \gamma + \cos^2 \gamma = 1$ ergibt sich

$$d_D^2 (1/\Delta y_W^2 + 1/\Delta z^2) = 1 \quad \Rightarrow \quad \Delta z = (1/d_D^2 - 1/\Delta y_W^2)^{-0,5}. \quad (3.17)$$

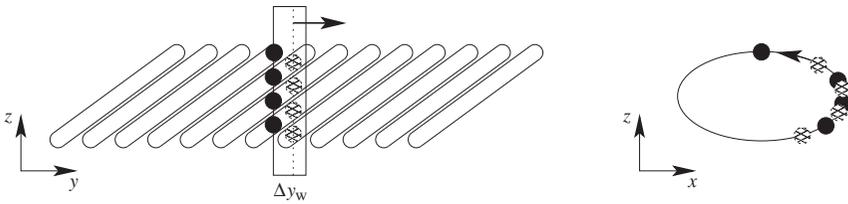


Abbildung 3.11: Lage der Drahtwindungen in der Seitenansicht sowie Darstellung der sich verschiebenden Schnittflächen für zwei Schnittebenen innerhalb Δy_W .

Somit ist Δz keine Funktion der Rollgangquerkoordinate x , sondern allein abhängig von global vorgegebenen technologischen Parametern. Durch den Vertikalabstand Δz wird demnach eine kontinuierliche Formulierung der Gleichung 3.16 nicht behindert. Um für Δz positive reelle Zahlenwerte zu erhalten, muß gemäß dem in Abbildung 3.10 dargestellten praktisch relevanten Parameterbereich $d_D < \Delta y_W$ gelten. Die dargestellten Bereiche beziehen sich auf die Herstellerangaben (theoretisch) sowie auf die realen Betriebspunkte im Walzwerk (praktisch). Die oberen Grenzkurven werden jeweils mit der maximal möglichen Walzgeschwindigkeit und der geringsten Rollganggeschwindigkeit berechnet. Theoretisch kann beispielsweise der 5,5 mm Draht mit einer Geschwindigkeit von $u_D = 100 \text{ m/s}$ gewalzt und mit einer Rollganggeschwindigkeit von $u_R = 0,07 \text{ m/s}$ transportiert werden, was jedoch in der Praxis aufgrund der in diesem Fall senkrecht stehenden Drahtwindungen bzw. $d_D > \Delta y_W$ keinen Sinn ergibt. Die unteren Grenzkurven werden in umgekehrter Weise berechnet. Die Gültigkeit des Modells soll sich auf den praktisch relevanten Bereich beschränken.

3.2.2.2 Horizontalabstand s_i

Abbildung 3.11 zeigt die Lage der Drahtwindungen in der Seitenansicht sowie zwei vertikale Schnitte mit unterschiedlich angeordneten Schnittflächen in der y, z - und x, z -Ebene. Die beiden Pfeile in der Darstellung deuten die Verschiebung der Schnittflächen an, wobei sich die Anordnung der Schnittflächen in Abständen von Δy_W wiederholt. Gedanklich wird also jede Position auf der Ellipse von den Schnittflächen innerhalb Δy_W eingenommen, was eine kontinuierliche Beschreibung des horizontalen Drahtabstandes sinnvoll erscheinen läßt. Zur Untersuchung des Horizontalabstandes werden die Betrachtungen aufgrund der Symmetrie auf den 1. Quadranten der u.a. in Abbildung 3.7b ellipsenförmig idealisiert angeordneten Drahtschnittflächen bezogen. Die Gleichungen 3.3 und 3.8 entsprechen mit den Halbachsen r_W und $h/2$ (Abbildung

3.7b) der Parameterform der Ellipsengleichung. Im Sinne einer kontinuierlichen Beschreibung des diskret in der Gleichung 3.16 enthaltenen Horizontalabstands s_i wird die Ellipsengleichung modifiziert

$$\frac{x^2}{r_W^2} + \frac{z^2}{(h/2)^2} = 1 \quad \Rightarrow \quad \frac{(x+s)^2}{r_W^2} + \frac{(|z| - \Delta z)^2}{(h/2)^2} = 1 \quad (3.18)$$

und nach dem Horizontalabstand $s(x)$ aufgelöst:

$$s(x) = r_W \left[1 - 4(|z| - \Delta z)^2 / h^2 \right]^{0,5} - x \quad \text{mit} \quad |z| = 0,5 h \left(1 - x^2 / r_W^2 \right)^{0,5}. \quad (3.19)$$

Die Verwendung der Verteilung $s(x)$ in der Beziehung 3.16 führt gemeinsam mit dem von x unabhängigen Vertikalabstand Δz nach Gleichung 3.17 zur kontinuierlichen Beschreibung des Hohlraumanteils

$$\psi(x) = 1 - 0,25 \pi d_D / [s(x) (1 + \Delta z / d_D)], \quad (3.20)$$

(vgl. Gleichung 3.16) dessen Funktion im Abschnitt 3.3 (Erzwungene Konvektion) Verwendung findet.

3.2.3 Wärmeübertragungsfläche

Mit der von der Mitte des Rollgangs zum Rand hin zunehmenden Anzahl an Drahtüberlappungen verringert sich die effektive Wärmeübertragungsfläche $A_{\text{eff}}(x)$. Sie ergibt sich näherungsweise aus der Differenz der nach Gleichung 3.13 berechneten maximalen Wärmeübertragungsfläche für eine Rollganghälfte ($0 \leq x < r_W$) und der anteilmäßigen Drahtüberlappungsfläche (Projektionsfläche)

$$A_{\text{eff}}(x) = A_{WU}(x) - 2A_{\text{ueb}}(x) n_{\text{ueb}}(x). \quad (3.21)$$

Es ist zu bemerken, daß die tatsächlich zur Minderung der Wärmeübertragungsfläche beitragende Überlappungsfläche kleiner ist als die hier verwendete Projektionsfläche. Hier ergibt sich ein gewisser Spielraum zur späteren Anpassung an die Ergebnisse der experimentellen Untersuchung.

Zur Berechnung der Einzelüberlappungsfläche $A_{\text{ueb}}(x)$ werden die in Abbildung 3.12 dargestellten vereinfachten geometrischen Beziehungen herangezogen. In der Abbildung sind die Abschnitte der unteren Drahtlage durch eine Strichlinie angedeutet. Unter Vernachlässigung der angedeuteten Krümmung der Drahtwindungen gilt

$$\tan(\alpha/2) = 0,5 s(x) / \Delta y_W \quad \rightarrow \quad \alpha = 2 \arctan(0,5 s(x) / \Delta y_W) \quad \text{und}$$

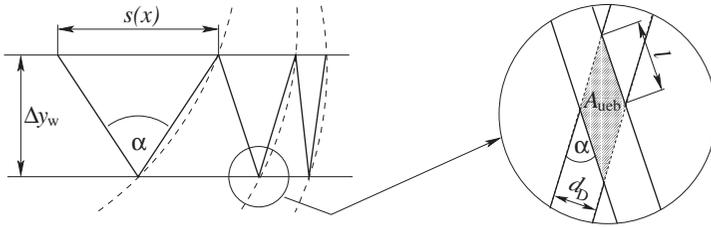


Abbildung 3.12: Vereinfachte geometrische Beziehungen der Drahtabschnitte innerhalb des charakteristischen Abschnitts Δy_W in der horizontalen Ebene.

$$A_{ueb} = d_D l = d_D^2 / \sin \alpha = d_D^2 / \sin [2 \arctan(0,5 s(x) / \Delta y_W)] . \quad (3.22)$$

Um die Abhängigkeit der Anzahl der Überlappungsflächen im Sinne einer kontinuierlichen Funktion zu ermitteln, wird die einfache Möglichkeit durch Auszählen der Kreuzungspunkte für unterschiedliche Werte für Δy_W im Bereich der technologischen Grenzen und durch anschließende Regression der ermittelten Kurven gewählt. Für die Anzahl der Drahtüberlappungen innerhalb von Δx gilt näherungsweise die kontinuierliche Funktion

$$n_{ueb, \Delta x} = 0,51334 \exp(-5,60384 \Delta y_W / r_W) \exp(3,2821 x / r_W) 6 \Delta x / r_W . \quad (3.23)$$

Der Verlauf dieser Funktion ist in Abbildung 3.13 für unterschiedliche Windungsabstände Δy_W dargestellt und gibt die durch Auszählung ermittelte Anzahl von Schnittpunkten mit hinreichender Genauigkeit wieder.

3.3 Erzwungene Konvektion

3.3.1 Prinzipielle Vorgehensweise

Wie im Abschnitt 3.2 (Legegeometrie der Drahtwindungen) bereits erläutert wurde, ist der Abkühlprozeß nicht gleichmäßig, sondern quer zum Rollgang, d.h. in x -Richtung, durch eine Ungleichverteilung der Temperatur charakterisiert. In der Rollgangmitte wird der heiße Draht wie ein quer angeströmter Einzelzylinder durch erzwungene Konvektion gekühlt, was sich u.a. auch aus Abbildung 3.7b ableiten läßt. Demgegenüber wird die Luft mit zunehmenden x -Werten in den kleiner werdenden

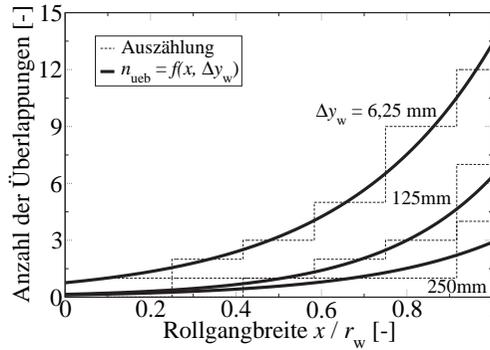


Abbildung 3.13: Ermittelte Anzahl der Drahtüberlappungen als Funktion des Windungsabstandes Δy_w und der Querkoordinate x für $\Delta x = 1/6 r_w$.

Strömungsquerschnitten unter der Voraussetzung vernachlässigbarer Druckverluste höhere Geschwindigkeiten aufweisen mit dem Resultat größerer konvektiver Übergangskoeffizienten am Draht im Vergleich zum Einzelzylinder. In diesem Gebiet läßt sich der konvektive Wärmeübergang mit der bekannten NUSSELT-Gleichung für die Rohrreihe modellieren, wobei die spezielle geometrische Anordnung der Drähte gemäß Abbildung 3.8a durch einen entsprechenden Hohlraumanteil $\psi(x)$ (Gleichung 3.20) zu berücksichtigen ist. Mit weiter zunehmenden x -Werten wächst der Druckverlust der Strömung durch die kleiner werdenden freien Strömungsquerschnitte und die Luft wird zur Rollgangmitte bzw. zum Rollgangrand hin abgedrängt. Im Ergebnis dieser veränderten Strömungsverhältnisse sinken die konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten. Am Rollgangrand schließlich stellen sich aufgrund der hohen Packungsdichte die kleinsten konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten ein. Qualitativ ist die diskutierte Verteilung $\alpha_{\text{konv}}(x)$ in der Abbildung 3.14 dargestellt. Im folgenden wird die Modellierung des konvektiven Wärmeübergangs abschnittsweise vorgenommen.

3.3.2 Modellierung des Wärmeübergangskoeffizienten

Bereich $0 \leq x \leq x_w$

Für den Bereich zwischen Mitte des Rollgangs und der am Wendepunkt x_w einsetzenden zunehmenden Verdrängung der Kühlluft gelten die NUSSELT-Beziehungen

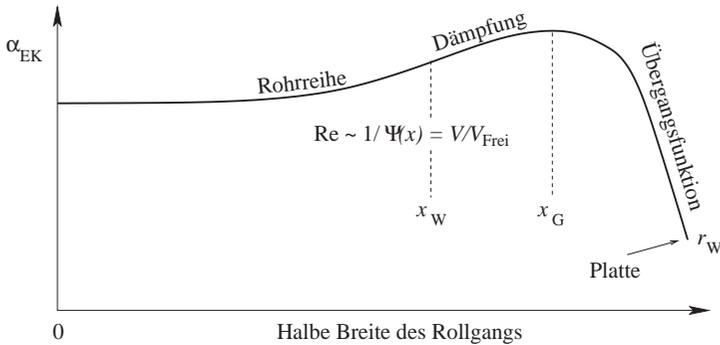


Abbildung 3.14: Qualitative Verteilung des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten quer zur Bewegungsrichtung bei gleichverteilter Anströmgeschwindigkeit.

für die Rohrreihe:

$$\text{Nu} = 0,3 + (\text{Nu}_{\text{lam}}^2 + \text{Nu}_{\text{turb}}^2)^{0,5} \quad \text{mit} \quad (3.24)$$

$$\text{Nu}_{\text{lam}}(x) = 0,664 \text{Re}_{\psi}^{0,5} \text{Pr}^{0,33} \quad \text{und} \quad \text{Nu}_{\text{turb}}(x) = \frac{0,037 \text{Re}_{\psi}^{0,8} \text{Pr}}{1 + 2,443 \text{Re}_{\psi}^{-0,1} (\text{Pr}^{0,67} - 1)}. \quad (3.25)$$

Die dimensionslosen Kennzahlen dieser Gleichungen sind wie folgt definiert:

$$\text{Re}_{\psi}(x) = 0,5 u_L(x) \pi d_D / [\psi(x) \nu_L] \quad \text{und} \quad \text{Pr} = \nu_L / a_L \simeq 0,71. \quad (3.26)$$

Die modifizierte REYNOLDS-Zahl Re_{ψ} beinhaltet neben der charakteristischen Länge $0,5 \pi d_D$ (Überströmlänge) und der kinematischen Viskosität der Luft ν_L die kontinuierliche Verteilung des Hohlraumanteils $\psi(x)$ (Gleichung 3.20). Die PRANDTL-Zahl der Kühlluft Pr ist von der Temperatur nahezu unabhängig und kann konstant gesetzt werden. Es sei darauf hingewiesen, daß die Stoffwerte der Luft, die sich auf die Luft- bzw. Lufteintrittstemperatur beziehen mit dem Index „L“ und die Stoffwerte bei mittlerer Grenzschichttemperatur (siehe Abschnitt Freie Konvektion) mit dem Index „L,m“ bezeichnet werden.

Unter Verwendung der Überströmlänge des querangeströmten Einzeldrahtes, der Wärmeleitfähigkeit der Luft λ_L und der zuvor berechneten Nu-Zahl (Gleichung 3.24) ergibt sich für den konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten im Bereich $0 \leq x \leq x_w$

$$\text{Nu}(x) = \alpha_{EK}(x) 0,5 \pi d_D / \lambda_L \quad \Rightarrow \quad \alpha_{EK}(x) = \lambda_L / (0,5 \pi d_D) \text{Nu}(x). \quad (3.27)$$

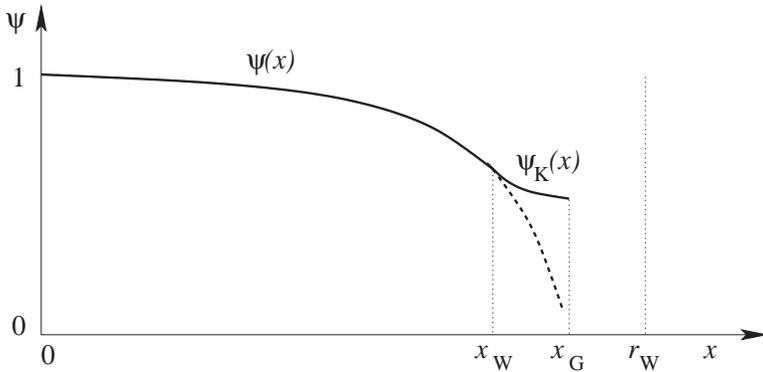


Abbildung 3.15: Verteilungsfunktion des Hohlraumanteils $\psi = V_{\text{Frei}}/V$ im Gültigkeitsbereich der Rohrreihengleichung.

Bereich $x_W < x \leq x_G$

Im sich anschließenden Rollgangbereich bis zur Grenzkoordinate x_G wird die Kühlluft wegen der kleiner werdenden Drahtabstände zunehmend abgedrängt. Die Wirkung des Hohlraumanteils muß demzufolge durch eine Korrekturfunktion gedämpft werden. In Abbildung 3.15 ist die Dämpfung qualitativ veranschaulicht. Die Korrekturfunktion wird durch den Ansatz

$$\psi_K(x) = a_1 + a_2 x^{-1} + a_3 x^{-2} + a_4 x^{-3} \quad (3.28)$$

beschrieben und muß die folgenden Randbedingungen erfüllen:

$$\psi_{K,x=x_W} = \psi_{x=x_W} \quad (3.29)$$

$$(d\psi_K/dx)_{x=x_W} = (d\psi/dx)_{x=x_W} \hat{=} B \quad (3.30)$$

$$\psi_{K,x=x_G} = \psi_{x=x_G} + G(\psi_{x=x_W} - \psi_{x=x_G}) \hat{=} M \quad (3.31)$$

$$(d\psi_K/dx)_{x=x_G} = 0. \quad (3.32)$$

Dabei wird ein sogenannter Wichtungsfaktor G eingeführt, der für die Stärke der Dämpfung maßgebend ist und prinzipiell Werte zwischen 0 und 1 annehmen kann. Die Konstantenbestimmung erfordert die Lösung des folgenden Gleichungssystems:

$$\psi_{x_W} = a_1 + a_2 x_W^{-1} + a_3 x_W^{-2} + a_4 x_W^{-3}$$

$$\begin{aligned}
 B &= -a_2 x_W^{-2} - 2a_3 x_W^{-3} + 3a_4 x_W^{-4} \\
 M &= a_1 + a_2 x_G^{-1} + a_3 x_G^{-2} + a_4 x_G^{-3} \\
 0 &= -a_2 x_G^{-2} - 2a_3 x_G^{-3} + 3a_4 x_G^{-4}.
 \end{aligned} \tag{3.33}$$

Durch Anwendung der CRAMERSchen Regel lassen sich die Konstanten bestimmen. Beispielsweise lautet die Berechnungsgleichung für a_1 :

$$a_1 = D_1/D \quad \text{mit den Determinanten} \tag{3.34}$$

$$D = \begin{vmatrix} 1 & x_W^{-1} & x_W^{-2} & x_W^{-3} \\ 0 & -x_W^{-2} & -2x_W^{-3} & -3x_W^{-4} \\ 1 & x_G^{-1} & x_G^{-2} & x_G^{-3} \\ 0 & -x_G^{-1} & -2x_G^{-3} & -3x_G^{-4} \end{vmatrix} \quad \text{und} \quad D_1 = \begin{vmatrix} \Psi_{x_W} & x_W^{-1} & x_W^{-2} & x_W^{-3} \\ B & -x_W^{-2} & -2x_W^{-3} & -3x_W^{-4} \\ M & x_G^{-1} & x_G^{-2} & x_G^{-3} \\ 0 & -x_G^{-2} & -2x_G^{-3} & -3x_G^{-4} \end{vmatrix}.$$

In analoger Weise erfolgt die Ermittlung der Konstanten a_2 , a_3 , und a_4 . Der Einfluß des Wichtungsfaktors G auf den modellierten Wärmeübergang wird in Abschnitt 6.2 gezeigt. Den durchgeführten Testrechnungen liegt der Wert $G = 0,5$ und somit der arithmetische Mittelwert von Ψ_{x_W} und Ψ_{x_G} zu Grunde. Der Anstieg $(d\Psi/dx)_{x=x_W}$ kann durch die Differentiation der Funktion 3.20 unter Berücksichtigung der Verteilung (Gleichung 3.19) ermittelt werden. Ausreichend ist jedoch die Bestimmung des Anstiegs mittels Differenzenquotienten

$$\left(\frac{d\Psi}{dx} \right)_{x=x_W} \cong \frac{1}{\Delta x} (\Psi_{x=x_W} - \Psi_{x=x_W-\Delta x}) \quad \text{mit der Festlegung} \quad \Delta x = x_G 10^{-4}. \tag{3.35}$$

Für die Ermittlung des Wertes der Grenzkoordinaten x_G stehen experimentelle Untersuchungen nicht zur Verfügung. Deshalb sollen die Ergebnisse durchgeführter CFD-Simulationen mit dem Strömungssimulationsprogramm Fluent die Grundlage bilden [73].

Mit Fluent können ein- und zweiphasige Strömungen und Wärmeübergangsvorgänge modelliert und berechnet werden. Die Möglichkeiten von Fluent erstrecken sich auf die zwei- und dreidimensionale Simulation stationärer und instationärer Strömungen, auf die Berechnung inkompressibler und kompressibler sowie laminarer und turbulenter Strömungen, wobei drei Turbulenzmodelle (k , ε -, RNG- und Reynoldsspannungs-Modell) zur Verfügung stehen. Wärmeleitung und konvektiver Wärmeübergang für freie und erzwungene Konvektion können gekoppelt berechnet werden. Die

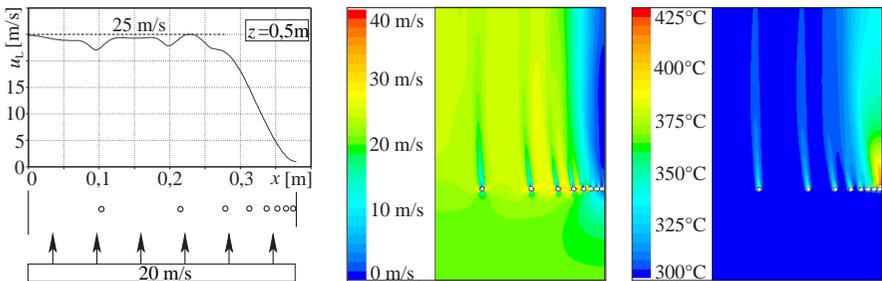


Abbildung 3.16: Simulierte Geschwindigkeitsverteilung in 0,5 m Höhe sowie Geschwindigkeits- und Temperaturfeld bei unsymmetrischer Verteilung des Drahtabstandes in der Ebene; $u_{L,E} = 20$ m/s, $T_{L,E} = 303$ K, $T_D = 1000$ K, $d_D = 0,01$ m.

Modellgleichungen werden auf der Grundlage der Finiten-Volumen-Methode numerisch gelöst. Das k, ϵ -Modell ist ein zweiparametrisches Turbulenzmodell, das für einfache Strömungen sehr gut geeignet ist, da das numerische Verfahren relativ schnell konvergiert. Dieses Modell wird für die Berechnungen bevorzugt.

Die quer angeströmten Drähte werden in der CFD-Simulation nichtäquidistant in einer Ebene angeordnet. Der Drahtabstand sinkt von $10d_D$ bis $0,15d_D$ und verursacht unterschiedliche Druckverluste für die mit einem homogenen Geschwindigkeitsprofil (plug-flow) einströmende Kühlluft. Im Ergebnis der Ungleichverteilung der Drahtabstände stellt sich auf der Luvseite der Drahtanordnung ein Geschwindigkeitsprofil ein, das im Bereich großer Drahtabstände die höheren Werte aufweist. Die Luft wird aufgrund der unsymmetrischen Drahtabstandsverteilung in die Zone großer Drahtabstände teilweise umgelenkt mit dem Ergebnis größerer Luftgeschwindigkeiten in diesem Bereich. Demgegenüber staut sich die Luft im Gebiet kleiner Drahtabstände auf der Luvseite und leeseitig stellen sich relativ kleine Geschwindigkeiten ein. Dieses wird durch die Ergebnisse der Geschwindigkeits- und Temperaturfeldberechnung in Abbildung 3.16 und der zugehörigen Tabelle 3.1 bestätigt. In der Tabelle 3.1 sind die Mittelwerte der aus dem Temperaturfeld bestimmten konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten an den Drähten angegeben. Diese Werte steigen bis zu einem freien Drahtabstand von ca. einem Drahtdurchmesser an und sinken dann mit weiter zunehmenden x -Werten. Die Trendwende im Verlauf des mit dem numerischen Experiment ermittelten konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten wird zur Festlegung der Koordinate x_G herangezogen. Im Modell erfolgt die Festlegung durch Anwendung der

Schnittfläche	1	2	3	4	5	6	7	8	Wand
Abstand $s(x)$ [mm]	105	110	60	35	22,5	16,2	13,1	11,6	5,4
$\bar{\alpha}_{\text{konv}}$ [W/(m ² K)]	269	283	301	307	301	287	267	239	-

Tabelle 3.1: Mittelwerte der aus dem Temperaturfeld bestimmten konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten.

Gleichung 3.19, wobei der Grenzwert $x = x_G$ erreicht ist, wenn die Bedingung

$$s(x = x_G) = 2d_D \quad (3.36)$$

erfüllt ist. Dieses entspricht einem Drahtzwischenraum von einem Drahtdurchmesser. Für die Abgrenzung des Gebietes, in dem die ψ -Funktion mit der Korrekturfunktion ψ_K (Gleichung 3.28) gedämpft wird, erweist sich die Festlegung

$$x_W = 0,9x_G \quad (3.37)$$

in Übereinstimmung mit der CFD-Simulation als sinnvoller Ansatz. Im Abschnitt 6.2 werden die Einflüsse dieser Festlegung und die des Parameters G auf den Verlauf des berechneten konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha_{\text{konv}}(x)$ näher untersucht.

Bereich $x_G < x \leq r_W$

Aufgrund der komplexen Legegeometrie des Drahtes erfolgt die Betrachtung in Analogie zum Abschnitt 3.2.2 unter den dort aufgeführten Annahmen. In den CFD-Simulationen findet das k, ε -Turbulenzmodell unter Berücksichtigung temperaturabhängiger Stoffwerte Verwendung. In der Abbildung 3.17 sind die berechneten stationären, zweidimensionalen Geschwindigkeits- und Temperaturfelder für einen beispielhaften Fall dargestellt. Ein vergrößerter Ausschnitt des Geschwindigkeitsfeldes ist in der Abbildung 3.18 zu sehen. Die Luftgeschwindigkeiten am Umfang des ganz außen im Randbereich befindlichen Drahtes weisen außen Werte von ca. 7-10 m/s auf, während innen solche von ca. 1-3 m/s erreicht werden. In der Abbildung 3.18b sind die örtlichen und mittleren konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten der Drähte am Rand des Rollgangs angegeben. Diese Werte sind rein qualitativ zu betrachten, denn die Strömungs- und Temperaturfelder sind tatsächlich dreidimensional und das verwendete Gitternetz ist zu grob, um die Transportvorgänge am Draht quantitativ bestimmen zu können. Die Ergebnisse der CFD-Simulation können jedoch genutzt werden, um prinzipielle Abhängigkeiten und Tendenzen durch das Modell physikalisch sinnvoll zu erfassen.

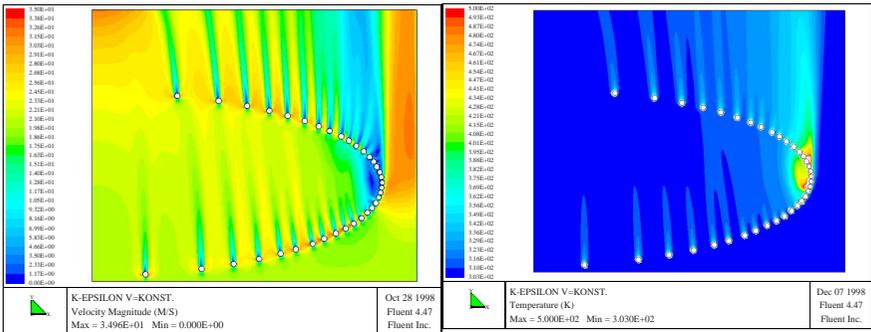
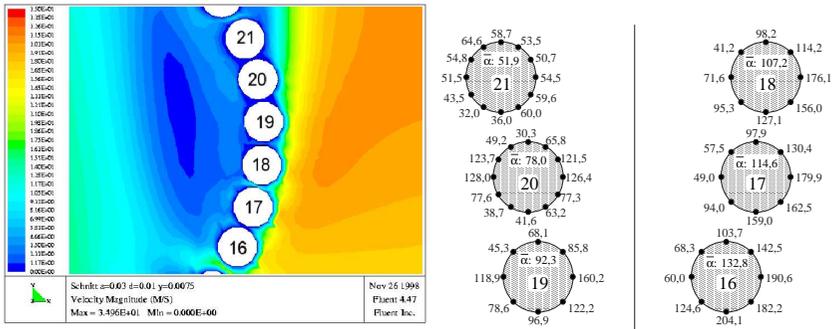


Abbildung 3.17: Mit Fluent berechnete stationäre und zweidimensionale Geschwindigkeits- und Temperaturfelder für den beispielhaften Fall; $u_L = 20$ m/s, $T_L = 303$ K, $T_D = 1000$ K, $d_D = 0,01$ m, $d_W = 1,07$ m, $\Delta y_W = 0,03$ m.



(a) Vergrößerter Ausschnitt des Geschwindigkeitsfeldes.

(b) Berechnete örtliche Wärmeübergangskoeffizienten und deren Mittelwerte.

Abbildung 3.18: Vergrößerter Ausschnitt des in Abbildung 3.17 (links) dargestellten Geschwindigkeitsfeldes mit Beschriftung der Schnittflächen im Randbereich.

Zur Berechnung des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten direkt am Rollgangrand finden die NUSSELT-Gleichungen für die längsangeströmte Platte Verwendung. Damit werden die technologischen Parameter Kühlluftgeschwindigkeit, Drahtdurchmesser und die wirksamen Stoffwerte berücksichtigt. Freier Parameter in den NUSSELT-Gleichungen mit den laminaren und turbulenten Anteilen nach den Gleichung 3.25 und der REYNOLDS-Zahl

$$\text{Nu}_{x=r_W} = (\text{Nu}_{\text{lam}}^2 + \text{Nu}_{\text{turb}}^2)^{0,5} = \alpha_{x=r_W} l_{\text{ch}} / \lambda_L \quad \text{und} \quad \text{Re} = u_L l_{\text{ch}} / \nu_L \quad (3.38)$$

ist die charakteristische Anströmlänge l_{ch} , deren Festlegung unter Berücksichtigung des bekannten Mechanismus der konvektiven Wärmeübertragung erfolgt. Wie bereits festgestellt, ist der horizontale Drahtabstand quer zur Transportrichtung $s(x)$ die maßgebende Einflußgröße für die konvektive Wärmeübertragung, da der Drahtabstand in y -Richtung bei gleichbleibender Rollganggeschwindigkeit konstant ist. Eine Beschleunigung oder eine Abdrängung der Kühlluft wird durch kleiner werdende Drahtabstände in Querrichtung verursacht. Abbildung 3.19 (links) zeigt die Ableitung $(ds/dx)_R$ des horizontalen Drahtabstandes in x -Richtung am Rand bei $x = 0,99 r_W$ in Abhängigkeit vom Windungsabstand. Der Anstieg der Funktion $s(x)$ am Rollgangrand wird als kontinuierliches Maß für die Festlegung der charakteristischen Länge gesehen. Im technologisch relevanten Bereich ist der Anstieg $(ds/dx)_R$ nahezu unabhängig vom Drahtdurchmesser und kann näherungsweise durch eine Linearfunktion in Abhängigkeit vom Windungsabstand Δy_W angegeben werden (Abbildung 3.19, links). Im Bereich sehr kleiner Windungsabstände, die etwa in der Größenordnung des doppelten Drahtdurchmessers liegen, nimmt die Abweichung zu. Dieser Bereich ist jedoch praktisch kaum von Bedeutung. Demnach sollte die Darstellung der charakteristischen Länge in Abhängigkeit des Windungsabstandes ausreichend sein, um die physikalischen Zusammenhänge richtig wiederzugeben. Es wird davon ausgegangen, daß sich am Rand Wärmeübergangskoeffizienten ergeben, die im Fall sehr großer Windungsabstände im Bereich der Einzelzylinderkühlung und im Fall sehr kleiner Windungsabstände im Bereich der Plattenkühlung liegen. Die Wärmeübergangskoeffizienten für diese beiden Grenzfälle sind in Abbildung 3.19 (rechts) eingetragen und entsprechen den Ergebnissen der bereits vorgestellten CFD-Simulationen. Dabei wird angenommen, daß bei einem charakteristischen Windungsabstand der Größe eines viertel Windungsdurchmessers ($\Delta y_W = 0,25 d_W \approx 0,25 \text{ m}$) bereits Einzelzylinderkühlung vorliegt. Gemäß der kreisförmigen Legegeometrie entspricht dieses genau 3 Schnittpunkten im Randbereich innerhalb Δy_W mit relativ hohen Abständen (etwa 15 cm). Wie aus den Wärmeübergangskoeffizienten der CFD-Simulationen charakteristische Längen berechnet werden, soll folgendes Beispiel zeigen. Aus der Gleichung

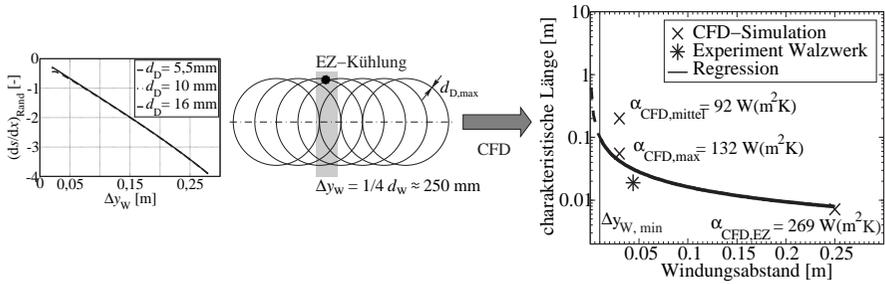


Abbildung 3.19: Modellierung der charakteristischen Länge zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten am Rand über die Kriteriale Gleichung für die längsangeströmte Platte; Anstieg des horizontalen Drahtabstandes am Rand; Darstellung des festgelegten Grenzfalles mit Einzelzylinderkühlung am Rand; Verlauf der charakteristischen Länge l_{ch} in Abhängigkeit des Windungsabstandes Δy_w .

3.38 für die längsangeströmte Platte folgt

$$\frac{\alpha_{CFD} l_{ch}}{\lambda_L} = \left[\left(0,664 Re^{0,5} Pr^{0,33} \right)^2 + \left(0,037 Re^{0,8} Pr \right)^2 \left(1 + 2,443 Re^{-0,1} \left(Pr^{0,66} - 1 \right) \right)^{-2} \right]^{0,5} \quad (3.39)$$

Durch Einsetzen der simulierten Wärmeübergangszahl, z.B. $\alpha_{CFD} = 92 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$, am äußeren Rand sowie der bekannten Simulationsparameter (siehe Abbildung 3.17) ergibt sich

$$Re = u_L l_{ch} / \nu_L = 1,227 \cdot 10^6 l_{ch} \quad Pr = 0,713 \quad \lambda_L = 26,43 \cdot 10^{-3} \text{ W}/(\text{mK}),$$

und aus Gleichung 3.39 folgt die iterativ lösbare Gleichung

$$3480,9 \text{ m}^{-1} = \left[4,33 \cdot 10^5 l_{ch}^{-1} + 38,44 \cdot 10^5 l_{ch}^{-0,4} \left(1 - 0,12 l_{ch}^{-0,1} \right)^{-2} \right]^{0,5} \quad (3.40)$$

Der ermittelte Wert $l_{ch} = 0,20 \text{ m}$ entspricht etwa der Überströmänge von 13 übereinander liegenden Drähten mit 10 mm Drahtdurchmesser (vgl. Abbildung 3.17) und repräsentiert einen Maximalwert aufgrund des geringen Windungsabstandes für den

simulierten Fall. Vergleiche mit den Ergebnissen experimenteller Untersuchungen belegen dieses. In Abbildung 3.19 (rechts) ist der vorgeschlagene Verlauf, der sowohl der CFD-Simulation aber auch dem Experiment im Walzwerk gerecht wird, eingezeichnet. Die ermittelte Abhängigkeit

$$l_{\text{ch}} = 2,636 \cdot 10^{-3} \Delta y_{\text{W}}^{-0,791} \quad (3.41)$$

spiegelt in Verbindung mit der bekannten Korrelation für die längsangeströmte Platte (Gleichung 3.38) die komplexen Wärmeübergangsbedingungen bzw. Strömungsverhältnisse am Rand des Rollgangs näherungsweise wider. Mit den Gleichungen 3.38 und 3.41 ist damit die Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten am äußeren Rand in Abhängigkeit der technologischen Parameter möglich.

Der weitere Verlauf des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten im Gebiet $x_{\text{G}} < x \leq r_{\text{W}}$ wird durch einen Parabelansatz modelliert:

$$\alpha_{\text{EK}}(x) = a_1 + a_2 x + a_3 x^2. \quad (3.42)$$

Es gelten dabei folgende Randbedingungen:

$$(d\alpha_{\text{EK}}/dx)_{x=x_{\text{G}}} = 0 \quad (3.43)$$

$$\alpha_{\text{EK}}(x = x_{\text{G}}) = \alpha_{x_{\text{G}}} \quad (3.44)$$

$$\alpha_{\text{EK}}(x = r_{\text{W}}) = \alpha_{r_{\text{W}}}, \quad (3.45)$$

wobei die Wärmeübergangskoeffizienten an der Grenzkoordinate $\alpha_{x_{\text{G}}}$ und am Rollgangrand $\alpha_{r_{\text{W}}}$ zuvor berechnet wurden und damit bekannt sind. Die Koeffizienten a_1 , a_2 und a_3 werden durch Einsetzen der Randbedingungen in Gleichung 3.42 und der CRAMER'schen Regel ermittelt:

$$a_1 = D_1/D \quad a_2 = D_2/D \quad a_3 = D_3/D \quad \text{mit}$$

$$D = \begin{vmatrix} 0 & 1 & 2x_{\text{G}} \\ 1 & x_{\text{G}} & x_{\text{G}}^2 \\ 1 & r_{\text{W}} & r_{\text{W}}^2 \end{vmatrix} \quad D_1 = \begin{vmatrix} 0 & 1 & 2x_{\text{G}} \\ \alpha_{\text{G}} & x_{\text{G}} & x_{\text{G}}^2 \\ \alpha_{r_{\text{W}}} & r_{\text{W}} & r_{\text{W}}^2 \end{vmatrix} \quad D_2, D_3 = \begin{vmatrix} \cdot & & \\ & \cdot & \\ & & \cdot \end{vmatrix}.$$

Damit ist der vollständige Verlauf des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha_{\text{EK}}(x)$ im Gebiet $0 < x \leq r_{\text{W}}$ modelliert.

3.4 Freie Konvektion

3.4.1 Prinzipielle Vorgehensweise

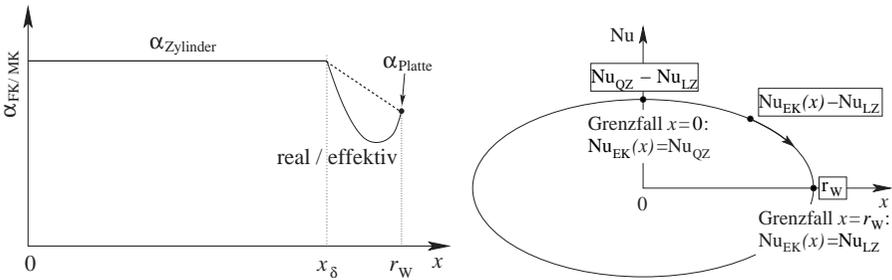
Die Berechnung des Wärmeübergangs durch freie Konvektion erfolgt in Analogie zur erzwungenen Konvektion durch eine Reduzierung der dreidimensionalen Geometrie der ausgefächerten Windungen auf ein zweidimensionales Problem in der x, z -Ebene. Es ist erforderlich, zwischen den Drahtwindungen der oberen ($z > 0$, Index „o“) und unteren Lage ($z < 0$, Index „u“) zu unterscheiden. Die Luft strömt von unten nach oben durch die Drahtwindungen und erwärmt sich dabei. Dies muß bei der Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten für die oberen Drahtwindungen aufgrund der sich ändernden Triebkraft und der temperaturabhängigen Stoffwerte berücksichtigt werden. Der Wärmeübergangskoeffizient wird für die beiden Bereiche in Abhängigkeit der Querkoordinate x berechnet. Sämtliche Stoffwerte mit dem Index „m“ beziehen sich auf die mittlere Grenzschichttemperatur $T_m = 0,5(T_L + T_D)$.

Durch die Bewegung des Drahtes auf dem Rollgang ist der freien Konvektion eine erzwungene Konvektion überlagert, was zu einer Erhöhung des Wärmeübergangs führt. Dieser Effekt tritt hauptsächlich auf der nach oben zeigenden Seite der oberen Drahtwindungen auf, wo die Luft ungehindert über die Drahtoberfläche strömen kann. Für die anderen Drahtabschnitte wird sich nur eine geringfügige Verbesserung des Wärmeübergangs einstellen, da hier die Relativbewegung zwischen Draht und Luft durch die benachbarten Drahtwindungen behindert wird. Sie kann deshalb in erster Näherung vernachlässigt werden.

Die Ermittlung des Wärmeübergangskoeffizienten für den konvektiven Wärmetransport ohne Lüfterbetrieb wird wie folgt vorgenommen. Es erfolgt die Berechnung

- des Wärmeübergangskoeffizienten für freie Konvektion $\alpha_{FK,u}(x)$ für die untere Drahtlage mit der Anströmlufttemperatur T_L
- der korrigierten Lufttemperatur $T_{L,korr}(x)$ für die obere Drahtlage unter Verwendung von $\alpha_{FK,u}(x)$
- des Wärmeübergangskoeffizienten für Mischkonvektion $\alpha_{MK}(x)$ für die obere Drahtlage unter Verwendung von $T_{L,korr}(x)$

Über die berechneten Wärmeübergangskoeffizienten für die untere und obere Drahtlage $\alpha_{FK,u}(x)$ und $\alpha_{MK}(x)$ und mit den zugehörigen Triebkräften läßt sich dann eine mittlere Wärmestromdichte ermitteln, die wiederum den Ausgangspunkt zur Berechnung eines effektiven Wärmeübergangskoeffizienten darstellt.



(a) Qualitativer Verlauf des Wärmeübergangskoeffizienten der freien Konvektion bei örtlich konstanter Luft- und Drahttemperatur (Triebkraft).

(b) Darstellung der Parameter der modifizierten Ellipsengleichung zur erzwungenen Konvektion.

Abbildung 3.20: Darstellungen zur Beschreibung des konvektiven Wärmetransports über der Breite des Rollgangs.

3.4.2 Wärmeübergangskoeffizient für freie Konvektion

Von der Mitte zum Rand des Rollgangs verringert sich der Abstand der Drahtwindungen zueinander, und es wird am äußeren Rand analog zur erzwungenen Konvektion (Kapitel 3.3) näherungsweise der Grenzfall der senkrechten Platte angenommen (Abbildung 3.20a). Im mittleren Bereich des Rollgangs liegen die Drahtwindungen soweit auseinander, daß sie als Einzelzylinder betrachtet werden können. Die Wärmeübergangskoeffizienten für die freie Konvektion an der senkrechten Platte α_{PL} sowie am waagerechten Zylinder α_{EZ} lassen sich mit den Kennzahlgleichungen nach MICHEJEW [51] berechnen:

$$\alpha_{EZ/PL} = Nu \lambda_{L,m} / l_{ch} \quad \text{mit} \quad (3.46)$$

$$Nu = 1,180 (GrPr)^{0,125} \quad 1,00 \cdot 10^{-3} < GrPr \leq 5,19 \cdot 10^2 \quad (3.47)$$

$$Nu = 0,540 (GrPr)^{0,25} \quad 5,19 \cdot 10^2 < GrPr < 2,00 \cdot 10^7 \quad \text{und} \quad (3.48)$$

$$Gr = \beta_{L,m} g (T_D - T_L) l_{ch}^3 / \nu_{L,m}^2 \quad (3.49)$$

Für die charakteristische Länge ist der Drahtdurchmesser d_D (Zylinder) bzw. die äquivalente charakteristische Länge (Gleichung 3.41) für den Rand (Platte) einzusetzen. Beeinflussen sich die benachbarten Drahtwindungen hinsichtlich des Wärmeübergangs, was der Fall ist, wenn sich die Grenzschichtbereiche der beiden Drähte überlappen, kann die Korrelation für den Einzelzylinder nicht mehr angewendet werden. Die obere Gültigkeitsgrenze ist erreicht, wenn die Grenzschichtdicke am Einzelzylinder gleich dem halben Abstand zwischen den benachbarten Drähten ist:

$$x = x_\delta : \delta = 0,5 a_D(x) \quad \text{mit} \quad a_D(x) = [s(x)^2 + \Delta z^2]^{0,5} - d_D, \quad (3.50)$$

wobei sich der Abstand $a_D(x)$ aus dem in Kapitel 3.2 definierten horizontalen Abstand $s(x)$ berechnet. In [74] wird vorgeschlagen, den Einfluß der Grenzschichtdicke näherungsweise durch Annahme einer wärmeleitenden Schicht der Dicke $\delta(x)$ auf der Zylinderoberfläche mit

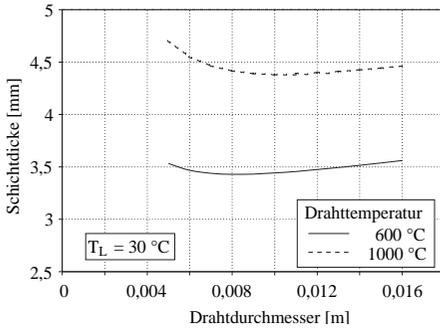
$$\dot{Q}(x)/A = 2\lambda(T_D - T_L) [d_D \ln(1 + 2\delta(x)/d_D)]^{-1} \quad (3.51)$$

zu berücksichtigen, um somit den Gültigkeitsbereich der Lösung der bekannten Grenzschichtgleichungen nach SQUIRE bzw. ECKERT und DRAKE [74] auf $Ra < 10^5$ aufzuweiten. Dieser Bereich ist für die Walzdrahtkühlung relevant. Die x -Koordinate in Gleichung 3.51 hat ihren Ursprung am Staupunkt und verläuft entlang der Grenzschichtkontur. Auf der Basis der mit 3.47 bzw. 3.48 berechneten NUSSELT-Zahl läßt sich mit Gleichung 3.51 eine über die Zylinderoberfläche gemittelte Dicke δ berechnen

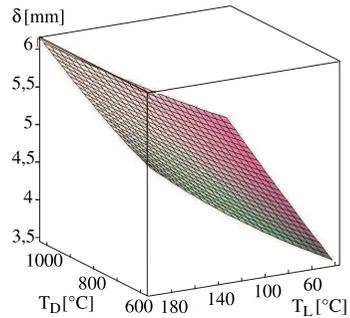
$$\delta = 0,5 d_D (e^{2/Nu} - 1) \quad Ra < 10^5, \quad (3.52)$$

die als Grenzwert für den Gültigkeitsbereich der Korrelation für den Einzelzylinder herangezogen werden soll. Die Schichtdicke δ ist nur geringfügig vom Durchmesser abhängig (Abbildung 3.21a). Einen größeren Einfluß haben dagegen die Luft- und Drahttemperaturen (Abbildung 3.21b). Sowohl bei steigender Luft- als auch bei steigender Drahttemperatur nimmt die Grenzschichtdicke zu. Unter den gegebenen Randbedingungen, d.h. bei den in Frage kommenden Drahtdurchmessern und den dargestellten Bereichen für die Luft- und Drahttemperaturen, liegt δ im Bereich von 3,5 - 6 mm.

Für den Bereich, in dem sich die Zylinder gegenseitig beeinflussen, wird der Wärmeübergangskoeffizient α_{FK} für die untere (u) und α_{MK} für die obere Drahtlage (o)



(a) Einfluß des Drahtdurchmessers.



(b) Einfluß der Draht- und Lufttemperatur.

Abbildung 3.21: Einflußparameter der Grenzschichtdicke am Einzeldraht.

jeweils näherungsweise mit den Gleichungen

$$x_\delta < x \leq r_W : \quad \alpha_{FK}(x) = \alpha_{PL} + [\alpha_{EZ,u}(x_\delta) - \alpha_{PL}] a_D(x) / a_{D,u}(x_\delta) \quad (3.53)$$

$$\alpha_{MK}(x) = \alpha_{PL} + [\alpha_{MK}(x_\delta) - \alpha_{PL}] a_D(x) / a_{D,o}(x_\delta) \quad (3.54)$$

berechnet. Strebt der Abstand der Drahtschnittflächen $a_D(x)$ gegen den Wert 0 (Rand des Rollgangs), so tendieren die Wärmeübergangsverhältnisse für die obere und untere Drahtlage in Richtung Plattenkühlung mit dem Wärmeübergangskoeffizienten α_{PL} , wobei an der Gültigkeitsgrenze $x = x_\delta$ nur Einzelzylinderkühlung ($\alpha_{EZ,u}$) und Mischkonvektion (α_{MK}) auftreten. Dieser Verlauf wird auch in Abbildung 3.20a gezeigt, und es wird deutlich, daß die real auftretenden Wärmeübergangskoeffizienten im randnahen Bereich aufgrund der hohen Packungsdichte geringer sind. Die Wärmeübergangskoeffizienten nehmen zunächst zum Rand hin ab und steigen am äußeren Rand nahezu sprunghaft wieder an, da die Drahtwindungen am äußeren Rand frei liegen. Dieses wird zunächst in der Modellierung des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten nicht berücksichtigt (Strichlinie in Abbildung 3.20a). Aber durch die Berücksichtigung einer korrigierten Lufttemperatur für die oberen Drahtwindungen wird über die Triebkraft die mittlere Wärmestromdichte im Randbereich gesenkt, wodurch gleichzeitig der resultierende bzw. effektive Wärmeübergangskoeffizient am

Rand entsprechend vermindert wird. Somit trägt die Berücksichtigung der korrigierten Lufttemperatur durch Absenkung des effektiven Wärmeübergangskoeffizienten im Randbereich zur Annäherung an die realen Verhältnisse bei.

Für das übrige Gebiet $x \leq x_\delta$ gilt für die untere Drahtlage der Wärmeübergangskoeffizient bei Einzelzylinderkühlung nach den Gleichungen 3.46 bis 3.49. Die Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten infolge Mischkonvektion $\alpha_{MK}(x)$, der für die obere Drahtlage in diesem Gebiet gültig ist, wird im nächsten Abschnitt erläutert.

3.4.3 Wärmeübergangskoeffizient für Mischkonvektion

Infolge der Rollgangbewegung wird an der oberen Drahtlage der freien Konvektion eine erzwungene Konvektion überlagert, wodurch sich der Gesamtwärmeübergangskoeffizient vergrößert. Nach [51] (Abschnitt Fa6) berechnet sich die NUSSELT-Zahl der resultierenden Mischkonvektion entsprechend

$$\text{Nu}_{MK}(x) = [\text{Nu}_{EK}^3(x) + \text{Nu}_{FK}^3(x)]^{0,33} = \alpha_{MK}(x) 0,5 \pi d_D / \lambda_{L,m} \quad \text{mit} \quad (3.55)$$

$$\text{Nu}_{FK}(x) = \alpha_{FK,o}(x) 0,5 \pi d_D / \lambda_{L,m} \quad \text{und} \quad T_m = 0,5 (T_D + T_L). \quad (3.56)$$

Die erzwungene Strömung der Luft infolge der Rollgangbewegung ist allerdings nicht, wie hier angenommen, vertikal gerichtet, so daß die Anwendung der Gleichung 3.55 für die vertikale Strömung nur grobe Näherungen liefert. Zur Ermittlung der NUSSELT-Zahl für die freie Konvektion $\text{Nu}_{FK}(x)$ kann der Wärmeübergangskoeffizient $\alpha_{FK,o}(x)$ in Analogie zur unteren Drahtlage nach den Gleichungen 3.46 bis 3.49 für die Einzelzylinderkühlung berechnet werden. Um der Tatsache Rechnung zu tragen, daß die Drahtabschnitte in der Mitte des Rollgangs quer und am Rand längs zur Bewegungsrichtung liegen, wird die NUSSELT-Zahl für die erzwungene Konvektion $\text{Nu}_{EK}(x)$ auf Grundlage der Berechnungsgleichungen für den quer- und längsangeströmten Zylinder berechnet. Zwischen den beiden Grenzgebieten Mitte und Rand des Rollgangs werden die Drahtabschnitte schräg angeströmt. In der Literatur konnten dafür keine entsprechenden Ansätze zur Berechnung gefunden werden. Deshalb wird ein an die Ellipsengleichung (analog Abschnitt 3.2.2.2) angelehnter Ansatz verwendet

$$(\text{Nu}_{EK}(x) - \text{Nu}_{LZ})^2 / (\text{Nu}_{QZ} - \text{Nu}_{LZ})^2 + x^2 / r_W^2 = 1 \quad (3.57)$$

um die zunehmende Schräglage der Drahtabschnitte von der Mitte (Queranströmung) zum Rand (Längsanströmung) des Rollgangs zu berücksichtigen. In Abbildung 3.20b

werden die Parameter der modifizierten Mittelpunktsleichung der Ellipse sowie die Grenzfälle für die Mitte und den Rand der Drahtlagen verdeutlicht. Die Berechnungsgleichungen für die erzwungene Konvektion des querangeströmten Zylinders (QZ) entsprechen den bereits bekannten Gleichungen 3.24 bis 3.26 mit $\psi = 1$. Nach [51], Abschnitt Ge 3.2.1, folgt für den Wärmeübergang am längsangeströmten Zylinder

$$\text{Nu}_{LZ} = 1,1 \text{K}^{-0,5} + 1,05 \bar{\text{K}}^{-0,1} \quad 10^{-3} \leq \text{K} \leq 10^4 \quad \text{Pr} = 0,7 \quad \text{mit}$$

$$\text{K} = 4L_Z v_{L,m} / (d_D^2 u_R) \quad \text{und} \quad L_Z = \Delta y_W. \quad (3.58)$$

Für die Zylinderlänge L_Z wird näherungsweise die Länge des betrachteten charakteristischen Abschnitts Δy_W eingesetzt. Bezugstemperatur ist die mittlere Grenzschichttemperatur T_m zur Ermittlung der kinematischen Viskosität für die Berechnung der hier verwendeten Kennzahl K . Die aus Gleichung 3.57 resultierende NUSSELT-Zahl für die erzwungene Konvektion berechnet sich mit

$$\text{Nu}_{EK}(x) = \left[(1 - x^2 / r_W^2) (\text{Nu}_{QZ} - \text{Nu}_{LZ})^2 \right]^{0,5} + \text{Nu}_{LZ}. \quad (3.59)$$

Damit läßt sich der Wärmeübergangskoeffizient $\alpha_{MK}(x)$ unter Nutzung der Gleichungen 3.55 und 3.56 sowie 3.46 bis 3.49 berechnen.

3.5 Lufterwärmung

Sowohl bei freier als auch erzwungener Konvektion erwärmt sich die Luft beim Durchströmen der Drahtwindungen von unten nach oben. Aufgrund kleinerer Luftgeschwindigkeiten und damit höherer Verweilzeiten der Luft im Bereich der Drahtwindungen ist die Temperaturerhöhung bei freier Konvektion größer als bei erzwungener Konvektion. Da die Differenz zwischen der Draht- und der Lufttemperatur die Triebkraft des Wärmeübergangs darstellt und zudem die Temperaturabhängigkeit der Stoffwerte von Luft nicht vernachlässigt werden darf, ist es notwendig, die Lufttemperatur für die oberen Drahtwindungen zu korrigieren. In Abbildung 3.22 ist der Einfluß der Triebkraft und der temperaturabhängigen Stoffwerte auf den Wärmeübergangskoeffizienten bei freier Konvektion gemäß der aus Gleichung 3.47 bzw. 3.48 gebildeten Abhängigkeit

$$\alpha / \alpha_{Bez} = \lambda / \lambda_{Bez} \left[\beta v_{Bez} a_{Bez} / (\beta_{Bez} v a) (T_D - T_L) / (T_D - T_{L,Bez}) \right]^m \quad (3.60)$$

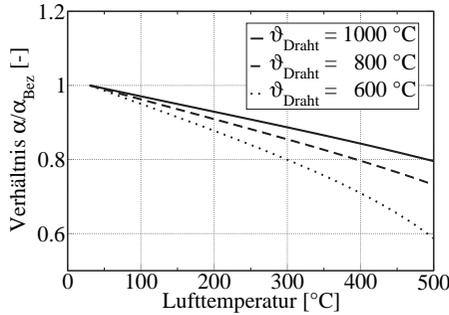


Abbildung 3.22: Abhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten für freie Konvektion am waagerechten Zylinder von der Lufttemperatur ($5,19 \cdot 10^2 < \text{GrPr} < 2 \cdot 10^7$); Bezugswert ist $\vartheta_{L,\text{Bez}} = 30 \text{ }^\circ\text{C}$.

dargestellt. Erhöht sich bei einer Drahttemperatur von $600 \text{ }^\circ\text{C}$ die Lufttemperatur beim Durchströmen der unteren Drahtwindungen beispielsweise von $30 \text{ }^\circ\text{C}$ auf $300 \text{ }^\circ\text{C}$, nimmt der Wärmeübergangskoeffizient für die oberen Drahtwindungen um 20 % ab. Gleiches gilt für eine Drahttemperatur von $1000 \text{ }^\circ\text{C}$ und eine Lufterwärmung auf $500 \text{ }^\circ\text{C}$.

Die Erhöhung der Lufttemperatur ist durch die Ortsabhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten und der ungleichmäßigen Drahtmasseverteilung von der x -Koordinate abhängig. Ausgehend von der lokalen Energiebilanz der Luft im Bereich der unten liegenden Drahtabschnitte

$$d\dot{m} c_{p,L} \Big|_{\Delta T_L} \Delta T_L = 0,5 dA_{\text{eff}}(x) \alpha_{\text{FK},u}(x) [T_D(x) - T_{L,E}] \quad (3.61)$$

$$(\rho_L u_L)_{\text{Ein}} dA_s c_{p,L} \Big|_{\Delta T_L} \Delta T_L = 0,5 dA_{\text{eff}}(x) \alpha_{\text{FK},u}(x) [T_D(x) - T_{L,E}] \quad (3.62)$$

mit der maximal angenommenen differentiellen Durchströmfläche

$$dA_s = \Delta y_W dx,$$

bei der die minimal angenommene Luftgeschwindigkeit u_L auftritt und der resultierenden effektiven Wärmeübertragungsfläche dA_{eff} nach Gleichung 3.21 von Abschnitt 3.2.3 läßt sich die lokale Temperaturerhöhung der Luft nach

$$\Delta T_L(x) = 0,5 dA_{\text{eff}}(x) \alpha_{\text{FK},u}(x) [T_D(x) - T_{L,E}] \left[(\rho_L u_L)_E \Delta y_W dx c_{p,L} \Big|_{\Delta T_L} \right]^{-1} \quad (3.63)$$

berechnen. Diese Gleichung kann für die freie und die erzwungene Konvektion angewendet werden. Der Faktor 0,5 resultiert aus der Tatsache, daß sich die differentielle Wärmeübergangsfläche $dA_{\text{eff}}(x)$ auf die obere und untere Drahtlage bezieht und nicht wie in diesem Fall nur auf die untere Drahtlage. Nach [51] (Abschnitt A 2.2.3) läßt sich für die freie Konvektion der Zusammenhang zwischen REYNOLDS- und GRASHOF-Zahl durch eine empirische Gleichung beschreiben. Daraus ergibt sich die Luftgeschwindigkeit

$$\text{Re} = (0,4 \text{Gr})^{0,5} \rightarrow u_{\text{L,FK}} = 2 \text{Re} \nu_{\text{L}} (\pi d_{\text{D}})^{-1} = \nu_{\text{L}} [1,6 \text{Gr}(x)]^{0,5} (\pi d_{\text{D}})^{-1}, \quad (3.64)$$

die in Verbindung mit der maximalen Durchströmfläche ($\Delta y_{\text{W}} dx$) und der Dichte im Produkt näherungsweise dem Luftmassenstrom durch die Drahtwindungen entspricht. Die benötigte GRASHOF-Zahl wird nach Gleichung 3.49 berechnet. Damit kann zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten der oberen Drahtwindungen die korrigierte Lufttemperatur

$$T_{\text{L,korr}}(x) = T_{\text{L}} + \Delta T_{\text{L}}(x) \quad (3.65)$$

eingesetzt werden. Dabei ist zu beachten, daß sich die Berechnung der korrigierten Lufttemperatur auf den modellierten Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha_{\text{FK,u}}(x)$ stützt. Dieses kann im Randbereich für $x_{\delta} < x \leq r_{\text{W}}$ aufgrund der Linearisierung von $\alpha_{\text{FK,u}}(x)$ nach Gleichung 3.54 zu unrealistisch hohen Lufttemperaturen führen. Der tatsächliche Verlauf des Wärmeübergangskoeffizienten im Randbereich wird in Abbildung 3.20a angedeutet. Im Abschnitt 6.2 werden die berechneten Verläufe der korrigierten Lufttemperatur für ausgewählte Fälle dargestellt.

3.6 Strahlung

3.6.1 Prinzipielle Vorgehensweise

Der Wärmeübergang durch Strahlung wird über die vom Draht abgegebene Wärmestromdichte unter Verwendung bekannter Berechnungsvorschriften modelliert. Für den Strahlungsenergieaustausch zwischen zwei Oberflächen in beliebiger räumlicher Lage zueinander bei Vernachlässigung wechselseitiger Reflexionen gilt

$$\dot{Q}_{12} = \varphi_{12} \varepsilon_1 \varepsilon_2 A_1 \sigma_s T_1^4 - \varphi_{21} \varepsilon_1 \varepsilon_2 A_2 \sigma_s T_2^4. \quad (3.66)$$

Die Einstrahlzahl φ_{12} bzw. φ_{21} , die in der Literatur [76] auch als geometrischer Formfaktor bezeichnet wird, entspricht allgemein dem Strahlungsanteil einer Oberfläche,

der auf eine andere Oberfläche gelangt und ist abhängig von der geometrischen Orientierung der Oberflächen zueinander. Entsprechend der Reziprozitätsbeziehung für endliche Flächen ist

$$\varphi_{21} = A_1/A_2 \varphi_{12} \quad \rightarrow \quad \dot{Q}_{12} = \varphi_{12} \varepsilon_1 \varepsilon_2 A_1 \sigma_s (T_1^4 - T_2^4). \quad (3.67)$$

Für den Fall, daß die von der Oberfläche A_1 emittierte Energie vollständig auf die Fläche A_2 trifft, wird vom Strahlungsenergieaustausch zwischen Körper und Umhüllung gesprochen. Ein Beispiel dafür ist der Strahlungsenergieaustausch zwischen zwei konzentrischen diffus-grauen Kugeln nach [76]. Die innere Kugel soll die Fläche A_1 und die umgebene Kugel die Fläche A_2 besitzen. Besonderheit dabei ist, daß die Oberfläche A_2 sich teilweise selbst „sieht“. Dieses wird über entsprechende Formfaktoren berücksichtigt und es gilt

$$\dot{Q}_{12} = A_1 \sigma_s (T_1^4 - T_2^4) / [1/\varepsilon_1 + A_1/A_2 (1/\varepsilon_2 - 1)]. \quad (3.68)$$

Zu bemerken ist, daß die Unsicherheiten durch Anwendung der Gleichung 3.68 bei sehr großer Exzentrizität (Fläche A_1 liegt am Rand von A_2) und sehr kleiner Fläche A_1 zunehmen. Bei der Ableitung der Gleichung 3.68 in [76] nach der sogenannten Netto-Strahlungsmethode wurde davon ausgegangen, daß die Strahlungs- bzw. Wärmestromdichten sowohl über A_1 als auch A_2 jeweils gleichförmig verteilt sind. Diese Annahmen gelten jedoch exakt nur für den konzentrischen Fall. Häufig werden in der Literatur näherungsweise gleichförmige Oberflächentemperaturen vorausgesetzt sowie die wechselseitigen Reflexionen, die durch die Netto-Strahlungsmethode berücksichtigt werden, vernachlässigt. Damit ist der Gültigkeitsbereich der Gleichung 3.68 nicht nur auf konzentrische Kugeln beschränkt.

Der hier zu behandelnde Fall der Abkühlung von Walzdraht ist auf den bereits beschriebenen Fall Körper und Umhüllung näherungsweise übertragbar, wobei der Draht die Fläche A_1 und die Umgebung (Werkhalle) die Fläche A_2 bilden. Die Fläche des Drahtes ist sehr viel kleiner als die der Umgebung ($A_1 \ll A_2$), und Gleichung 3.68 vereinfacht sich zu

$$\dot{Q}_{12} = \varepsilon_1 A_1 \sigma_s (T_1^4 - T_2^4). \quad (3.69)$$

Da der Draht jedoch nicht frei in der Umgebung liegt, muß die Wirkung des Rollgangs, der Seitenwände und der benachbarten Drahtabschnitte berücksichtigt werden. Für den durch Strahlung vom Draht (D) an die Umgebung (U) abgegebenen Wärmestrom gilt

$$\dot{Q}_{DU} = \varphi_{DU}(x) \varepsilon_D A_{WU}(x) \sigma_s (T_D^4 - T_U^4). \quad (3.70)$$

Um die Einstrahlzahl φ_{DU} zu berechnen, werden ausgehend vom Einzeldraht in der Umgebung mit $\varphi = 1$ die Beträge der zu berücksichtigenden Einstrahlzahlen zu Rollgangteilen und Nachbardrähten subtrahiert. Als Drahtfläche ist die Wärmeübertragungsfläche $A_{WU}(x)$, deren kontinuierlicher Verlauf in Querrichtung nach Gleichung 3.13 berechnet wird, einzusetzen.

Um die Gesamtwärmeabgabe des Drahtes zu ermitteln, muß zudem der Strahlungsenergieaustausch mit den Anlagenteilen berücksichtigt werden. Ausgangspunkt für die Berechnung sollen die Gegebenheiten an der Lüftersektion sein. Gemäß der in Abschnitt 3.1.2 erläuterten Eigenschaften der Lüftersektion ist diese nach unten hin geschlossen. Damit ergibt sich unter Berücksichtigung der abschirmenden Seitenwände $\varphi_{DU}(x) < 0,5$. Bedingt durch die Auskleidung des Rollgangs mit feuerfestem Isoliermaterial (Granulat) unterhalb der Rollen, stellen sich dort sehr hohe Temperaturen, die in der Nähe der Drahttemperaturen angesiedelt sind, ein. Dieses belegen die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen. Zudem weisen die sich einstellenden geringen Temperaturen der darunter befindlichen Lüftergehäuse mit Maximalwerten um ca. 60 °C auf eine vernachlässigbare Wärmeabfuhr nach unten hin. Damit kann die Vernachlässigung der Wärmeabgabe des Drahtes an die unteren Rollgangteile im Bereich der Lüftersektionen gerechtfertigt werden. Die übrigen Rollgangsektionen sind in der Regel nach unten hin offen, so daß die Wärmeabgabe nach unten dann nicht mehr vernachlässigt werden darf.

In Höhe bzw. oberhalb des Drahtes bilden die Seitenwände eine Abschirmung von der Umgebung. Die Wärmeabgabe an die Seitenwände muß berücksichtigt werden, da diese wesentlich geringere Temperaturen aufweisen. Für den durch Strahlung vom Draht an die Seitenwände (SW) abgegebenen Wärmestrom gilt entsprechend Gleichung 3.67

$$\dot{Q}_{DSW} = \varphi_{DSW}(x) \varepsilon_D \varepsilon_{SW} A_{WU} \sigma_s (T_D^4 - T_{SW}^4), \quad (3.71)$$

wobei sich die Vorgabe der Temperatur der Seitenwand $T_{SW}(y)$ auf die Ergebnisse experimenteller Untersuchungen stützt. Der insgesamt durch Strahlung vom Draht abgegebene Wärmestrom im Bereich der Lüftersektionen (LS) ergibt sich mit den Gleichungen 3.70 und 3.71 zu

$$(\dot{Q}_{str})_{LS} = \dot{Q}_{DU} + \dot{Q}_{DSW}. \quad (3.72)$$

Ein großer Teil des Rollgangs ist nach unten hin offen, d.h. es tritt nach unten ein zusätzlicher Strahlungsanteil auf. Die Größe dieses Anteils ist abhängig von der Rollgeometrie. Im Unterschied zur Strahlung nach oben, behindern Rollen und Klappen die freie Sicht nach unten zusätzlich. Der Abstand zwischen den Rollen entspricht

dem zweifachen Rollendurchmesser. Durch die Klappen wird die freie Sicht nicht wesentlich behindert, da diese vertikal angebracht sind. Daraus ergibt sich eine Minderung des sogenannten Sichtfensters nach unten um etwa ein Drittel. In Querrichtung wird das Sichtfenster des Drahtes zur Umgebung durch unterhalb des Rollgangs in Längsrichtung angebrachte Stahlträger begrenzt (siehe Abbildung 3.3 b, c). Die Abschirmung in Querrichtung entspricht etwa der Abschirmung der Seitenwände oben, denn beide Höhen in bezug auf die Drahtposition sind etwa gleich. Der Strahlungsanteil nach unten entspricht demnach näherungsweise dem Strahlungsanteil nach oben abzüglich des Anteils, der sich aus der abschirmenden Wirkung der Rollen und Klappen ergibt. Es wird daher vorgeschlagen, den nach Gleichung 3.72 berechneten Wärmestrom zu verwenden und über einen Korrekturfaktor an die Bedingungen der nach unten offenen Sektionen ohne Lüfter (o.L.) auf Basis experimenteller Untersuchungen anzupassen. Variantenrechnungen sowie der Vergleich mit den Ergebnissen experimenteller Untersuchungen, die im Rahmen dieser Arbeit noch vorgestellt werden, belegen, daß mit dem Faktor 1,6 die realen Verhältnisse gut wiedergegeben werden

$$(\dot{Q}_{\text{str}})_{\text{o.L.}} = 1,6(\dot{Q}_{\text{str}})_{\text{LS}}. \quad (3.73)$$

Durch den Vergleich mit Meßergebnissen und die Anpassung an reale Bedingungen werden somit gleichzeitig bisher vernachlässigte Wärmeverluste berücksichtigt.

Aufgrund der sehr komplexen Struktur der Drahtwindungen auf dem Rollgang soll durch die Beschränkung des tatsächlich dreidimensionalen auf ein zweidimensionales Problem der mathematische Aufwand zur Bestimmung der Einstrahlzahlen auf ein vertretbares Maß reduziert werden. Diese Vereinfachung ist dadurch gerechtfertigt, daß die Möglichkeit besteht, über experimentell ermittelte Temperaturverteilungen eine Anpassung der Funktion $\varphi_{\text{DU}}(x)$ vorzunehmen. Dieses wird in [75] beschrieben. Zur Ermittlung der Einstrahlzahlen vom Draht zur Umgebung φ_{DU} und vom Draht zur Seitenwand φ_{DSW} bildet in Analogie zur Modellierung des konvektiven Wärmetransportes die Legegeometrie der Drahtschnittflächen in der vertikalen Ebene (Abschnitt 3.2) die Grundlage. Es wird vereinfachend von parallelen unendlich langen Zylindern ausgegangen, die in Drahtabschnitte der oberen (o) und unteren (u) Ellipsenhälfte (vgl. Abbildung 3.7) unterteilt werden. Entsprechend Gleichung 3.70 ergibt sich

$$\dot{Q}_{\text{DU,u}} = \varphi_{\text{DU,u}}(x) \varepsilon_{\text{D}} 0,5A_{\text{WU}} \sigma_{\text{s}} (T_{\text{D}}^4 - T_{\text{U}}^4) \quad (3.74)$$

$$\dot{Q}_{\text{DU,o}} = \varphi_{\text{DU,o}}(x) \varepsilon_{\text{D}} 0,5A_{\text{WU}} \sigma_{\text{s}} (T_{\text{D}}^4 - T_{\text{U}}^4) \quad (3.75)$$

$$\dot{Q}_{\text{DU}} = \dot{Q}_{\text{DU,u}} + \dot{Q}_{\text{DU,o}} = 0,5 [\varphi_{\text{DU,u}}(x) + \varphi_{\text{DU,o}}(x)] \varepsilon_{\text{D}} A_{\text{WU}} \sigma_{\text{s}} (T_{\text{D}}^4 - T_{\text{U}}^4) \quad (3.76)$$

Somit setzt sich die Einstrahlzahl in Gleichung 3.70 aus den zu ermittelnden Einstrahlzahlen für die obere und untere Drahtlage als arithmetischer Mittelwert zusammen

$$\varphi_{DU}(x) = 0,5 [\varphi_{DU,u}(x) + \varphi_{DU,o}(x)]. \quad (3.77)$$

Bedingt durch die geometrischen Verhältnisse und durch die experimentell bestätigte Annahme, daß die unteren Rollgangbereiche sowie der untere Teil der Seitenwände näherungsweise Drahttemperatur annehmen, wird die Festlegung getroffen, daß vom unteren Teil der Drahtwindungen keine Strahlungswärmeabgabe an die Seitenwände erfolgt. Damit ergibt sich für Gleichung 3.71

$$\dot{Q}_{DSW} = \dot{Q}_{DSW,o} = \varphi_{DSW,o}(x) \varepsilon_D \varepsilon_{SW} 0,5 A_{WU} \sigma_s (T_D^4 - T_{SW}^4) \quad (3.78)$$

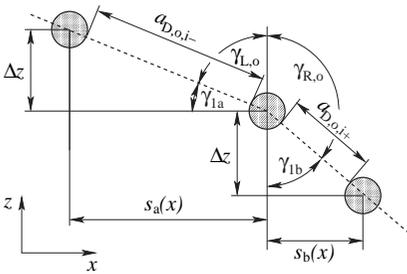
Die Einstrahlzahlen für die obere und untere Drahtlage $[\varphi_{DU,o}(x)$ und $\varphi_{DU,u}(x)]$ sowie für die Seitenwand $\varphi_{DSW,o}(x)$ werden im folgenden modelliert.

3.6.2 Einstrahlzahl für die oberen Drahtwindungen

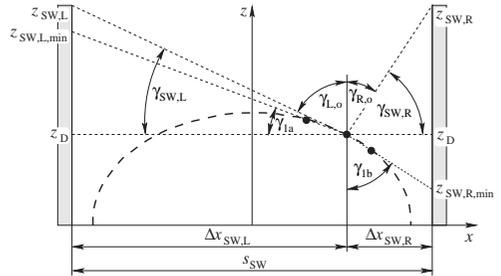
Der Strahlungsaustausch eines einzelnen Drahtstückes mit der Umgebung kann wie bereits beschrieben durch benachbarte Drähte oder die Seitenwände behindert werden. Dieses wird über die Einstrahlzahl für die oberen Drahtwindungen $\varphi_{DU,o}(x)$ berücksichtigt

$$\varphi_{DU,o}(x) = 0,5 \gamma_{DU,o}(x) / \pi - K_s \quad \text{mit} \quad \gamma_{DU,o}(x) = \gamma_{L,o}(x) + \gamma_{R,o}(x). \quad (3.79)$$

Der erste Term auf der rechten Seite der Gleichung 3.79 beschreibt den an die Umgebung abgegebenen Anteil als das Verhältnis aus dem Öffnungswinkel $\gamma_{DU,o}(x)$ zur Umgebung, an die der Draht Strahlungswärme abgibt, zu dem Winkel 2π , der der gesamten Umgebung entspricht (siehe Abbildung 3.23). Der Öffnungswinkel $\gamma_{DU,o}(x)$ nach Gleichung 3.79 ergibt sich aus der relativen Lage des betrachteten Drahtes zu den Nachbardrähten bzw. Seitenwänden. Zunächst muß an jeder Stelle x geprüft werden, ob der Nachbardraht oder die Seitenwand das betrachtete Drahtstück von der Umgebung abschirmt. Im Fall, daß die Seitenwände keinen Einfluß haben, ist nur die Begrenzung des Öffnungswinkels durch die Nachbardrähte ausschlaggebend. In Abbildung 3.23a ist zu erkennen, daß sich der Öffnungswinkel zunächst nur auf die Mittelpunkte der Drahtschnittflächen bezieht. Durch die endliche Ausdehnung der



(a) Abschirmung durch die Nachbardrähte mit endlicher Ausdehnung der Drahtdurchmesser.



(b) Abschirmung durch die Seitenwände mit Annahme punktförmiger Drahtschnittflächen.

Abbildung 3.23: Geometrische Größen zur Berechnung des Öffnungswinkels zur Umgebung; mögliche Abschirmungen der oberen Drahtlage.

Drahtdurchmesser ergibt sich jedoch eine zusätzliche Verminderung der Strahlungsabgabe an die Umgebung, wie in Abbildung 3.23b erkennbar ist. Dieses wird über die Größe

$$K_s = 0,5 [\varphi_{D,o,i+}(x) + \varphi_{D,o,i-}(x)], \tag{3.80}$$

die der Summe der halben Einstrahlzahlen zu den Nachbardrähten entspricht, berücksichtigt. Der Index $i+$ bzw. $i-$ kennzeichnet das nachfolgende bzw. vorhergehende Drahtstück in der x, z -Ebene. Für den Fall, daß die Abschirmung über die Seitenwände nach links oder rechts bzw. in beiden Richtungen größer ist als über die benachbarten Drahtstücke, soll gelten

$$K_s = 0,5 \varphi_{D,o,i\pm}(x) \quad \text{bzw.} \quad K_s = 0. \tag{3.81}$$

Zusammenfassend kann also gesagt werden, daß die Berechnung der Einstrahlzahl für die Drahtabschnitte der oberen Drahtlage auf der Berechnung eines Gesamtöffnungswinkels zur Umgebung basiert. Die Berechnung erfolgt in Abhängigkeit der Position benachbarter Drahtabschnitte oder in Abhängigkeit der Seitenwandhöhe, je nachdem, welche Abschirmung dominiert. Aufgrund der idealisierten Legegeometrie der Drahtwindungen sowie der vereinfachten Betrachtungsweise als Rohrbündel ist

es bis hier hin ausreichend, die Drahtschnittflächen als Punkte anzusehen. Dominiert die Abschirmung durch benachbarte Drahtabschnitte, muß die endliche Ausdehnung der Drahtdurchmesser jedoch berücksichtigt werden, und es werden zusätzlich Einstrahlzahlen zu den Nachbardrähten berechnet.

3.6.2.1 Abschirmung durch die Nachbardrähte

Falls die Seitenwände keinen Einfluß haben, kann der in Gleichung 3.79 angegebene Winkel $\gamma_{DU,o}(x)$ entsprechend der Abbildung 3.23a als kontinuierliche Funktion in Abhängigkeit der Winkel $\gamma_{1a}(x)$ und $\gamma_{1b}(x)$ dargestellt werden. Zweckmäßigerweise wird die x -Koordinate in verschiedene Abschnitte unterteilt. Für diese Abschnitte lassen sich aus den geometrischen Beziehungen die folgenden Berechnungsgleichungen ableiten:

$$\begin{aligned} x = 0 : & \quad \gamma_{1a}(x) = \gamma_{1b}(x) = \arctan[s_b(x)/\Delta z] \\ 0 < x < x(z = h/2 - \Delta z) : & \quad \gamma_{1a}(x) = 0; \quad \gamma_{1b}(x) = \arctan[s_b(x)/\Delta z] \\ x(z = h/2 - \Delta z) \leq x < x(z = \Delta z) : & \quad \gamma_{1a}(x) = \arctan[\Delta z/s_a(x)]; \quad \gamma_{1b}(x) = \arctan[s_b/\Delta z] \\ x > x(z = \Delta z) : & \quad \gamma_{1a}(x) = \arctan[\Delta z/s_a(x)]; \quad \gamma_{1b} = 0. \end{aligned}$$

Der horizontale Abstand $s_b(x)$ entspricht dem in Kapitel 3.2, Gleichung 3.19 definierten Horizontalabstand zum nächstfolgenden Drahtstück in x -Richtung $s(x)$:

$$s_b(x) = s(x) = r_W \left[1 - 4(|z| - \Delta z)^2/h^2 \right]^{0,5} - x. \quad (3.82)$$

Wie beschrieben, ergibt sich diese Gleichung aus der modifizierten Ellipsengleichung (Gleichung 3.18). Um den Abstand $s_a(x)$ zum vorhergehenden Drahtstück zu berechnen, wird die Ellipsengleichung in analoger Weise (mit geänderten Vorzeichen) modifiziert und anschließend nach dem Drahtabstand umgestellt:

$$\frac{x^2}{r_W^2} + \frac{z^2}{(h/2)^2} = 1 \quad \Rightarrow \quad \frac{(x-s)^2}{r_W^2} + \frac{(|z| + \Delta z)^2}{(h/2)^2} = 1 \quad (3.83)$$

$$\Rightarrow \quad s_a(x) = x - r_W \left[1 - 4 \frac{(|z| - \Delta z)^2}{h^2} \right]^{0,5}. \quad (3.84)$$

Der Gesamtwinkel $\gamma_{DU,o}(x)$ ergibt sich dann aus folgender Differenz:

$$\gamma_{DU,o}(x) = 3/2\pi - \gamma_{1a}(x) - \gamma_{1b}(x). \quad (3.85)$$

Die für Gleichung 3.80 notwendigen Einstrahlzahlen zu den beiden Nachbardrähten lassen sich mit der in [76] für den Fall B1.26 angegebenen Gleichung berechnen

$$\varphi_{D,o,i\pm}(x) = 1/\pi \left\{ [X_{D,o,i\pm}^2(x) - 1]^{0,5} + \arcsin [1/X_{D,o,i\pm}(x)] - X_{D,o,i\pm}(x) \right\} \quad (3.86)$$

$$X_{D,o,i\pm}(x) = 1 + a_{D,o,i\pm}(x)/d_D. \quad (3.87)$$

Der Abstand zwischen den Drahtwindungen berechnet sich gemäß Abbildung 3.23a nach

$$a_{D,o,i-}(x) = [s_a^2(x) + \Delta z^2]^{0,5} - d_D \quad \text{bzw.} \quad a_{D,o,i+}(x) = [s_b^2(x) + \Delta z^2]^{0,5} - d_D, \quad (3.88)$$

wobei der maximal mögliche Abstand zwischen zwei Drahtschnittflächen auf den Windungsabstand Δy_w begrenzt wird

$$a_{D,o,i\pm,\max}(x) = \Delta y_w, \quad (3.89)$$

da der Drahtabstand in Nähe der Rollgangmitte in Längsrichtung in der Regel kleiner ist als in Querrichtung (siehe Abbildung 3.6). Für den Fall ohne Berücksichtigung der Seitenwände kann damit die Einstrahlzahl für die oberen Drahtwindungen $\varphi_{DU,o}(x)$ nach Gleichung 3.79 berechnet werden.

3.6.2.2 Abschirmung durch die Seitenwände

Der Strahlungsaustausch der Drähte mit der Umgebung kann nach Abbildung 3.23b auch durch die Seitenwände verringert werden. Im quasikontinuierlichen Walzbetrieb stellt sich eine weitestgehend konstante Temperatur der Seitenwände ein. Der Temperaturverlauf in Längsrichtung wurde experimentell ermittelt und liegt in Form von Regressionsgleichungen vor. Der im Vergleich zur Umgebung geringere Strahlungsanteil an die Seitenwände kann somit berücksichtigt werden.

Die für die Berechnung des korrigierten Öffnungswinkels zur Umgebung benötigten geometrischen Größen sind in Abbildung 3.23b dargestellt. Die effektiven Öffnungswinkel für die linke und rechte Seite ergeben sich je nach Höhe der Seitenwand folgendermaßen

$$\begin{aligned} z_{SW,L} \geq z_{SW,L,\min} : \gamma_{L,o} &= \pi/2 - \gamma_{SW,L} & z_{SW,R} > z_D : \gamma_{R,o} &= \pi/2 - \gamma_{SW,R} \\ z_{SW,L} < z_{SW,L,\min} : \gamma_{L,o} &= \pi/2 - \gamma_{1a} & z_D \geq z_{SW,R} \geq z_{SW,R,\min} : \gamma_{R,o} &= \pi/2 + \gamma_{SW,R} \\ & & z_{SW,R} < z_{SW,R,\min} : \gamma_{R,o} &= \pi - \gamma_{1b} \end{aligned}$$

Wird die Mindesthöhe der Seitenwand auf der linken bzw. rechten Seite

$$z_{\text{SW,L,min}}(x) = z_{\text{D}}(x) + \Delta x_{\text{SW,L}}(x) \tan \gamma_{1a}(x) \quad (3.90)$$

$$z_{\text{SW,R,min}}(x) = z_{\text{D}}(x) - \Delta x_{\text{SW,R}}(x) / \tan \gamma_{1b}(x) \quad (3.91)$$

überschritten, so hat die Abschirmung durch die Nachbardrähte keinen Einfluß. Die im vorigen Abschnitt 3.6.2.1 ermittelten Winkel γ_{1a} und γ_{1b} werden dann nicht berechnet. Die horizontalen Abstände des betrachteten Drahtstückes zu den beiden Seitenwänden berechnen sich aus dem Abstand der Seitenwände s_{SW} mit

$$\Delta x_{\text{SW,L}}(x) = 0,5 s_{\text{SW}} + x \quad \text{und} \quad \Delta x_{\text{SW,R}}(x) = 0,5 s_{\text{SW}} - x. \quad (3.92)$$

Für die auf die Seitenwände links und rechts bezogenen Öffnungswinkel ergibt sich

$$\gamma_{\text{SW,L/R}}(x) = \arctan \left[(z_{\text{SW,L/R}} - z_{\text{D}}(x)) / \Delta x_{\text{SW,L/R}}(x) \right]. \quad (3.93)$$

Damit kann die Einstrahlzahl für die oberen Drahtwindungen $\varphi_{\text{DU,o}}(x)$ unter Berücksichtigung der Abschirmung durch die Nachbardrähte und die Seitenwände nach Gleichung 3.79 berechnet werden. Für die Einstrahlzahl zur Seitenwand wird die Verwendung der in [76] für den Fall B1.25 angegebenen Gleichung

$$\varphi_{\text{DSW,o}}(x) = 0,5 d_{\text{D}} / [z_{\text{SW,R}} - z_{\text{D}}(x)] [\gamma_{\text{SW,R}}(x) + 0,5\pi - \gamma_{1b}(x)] \quad (3.94)$$

vorgeschlagen (vgl. Abbildung 3.23, rechts). Die Gleichung ist gültig für den Formfaktor zwischen einer unendlich langen Ebene endlicher Breite und einem parallelen unendlich langen Zylinder, worauf der Strahlungsaustausch zwischen Draht und Seitenwand näherungsweise zurückgeführt werden kann.

3.6.3 Einstrahlzahl für die unteren Drahtwindungen

Um den Strahlungsaustausch eines Drahtstückes der unteren Drahtlage zu beschreiben, wird zunächst die Einstrahlzahl zur Umgebung ohne Behinderung durch die oberen Drahtwindungen berechnet und anschließend durch einen Formfaktor F_{str} korrigiert. Dieser Formfaktor beschreibt den Abschirmungsgrad und gibt die Reduzierung der abgegebenen Strahlungswärme durch die oberen Drahtwindungen wieder. In Analogie zu den Drahtabschnitten der oberen Drahtlage wird auch hier der Strahlungsenergieaustausch mit den unteren Anlagenteilen aufgrund deren hoher Temperaturen vernachlässigt. Die stark vereinfachte Betrachtung der Abschirmung durch

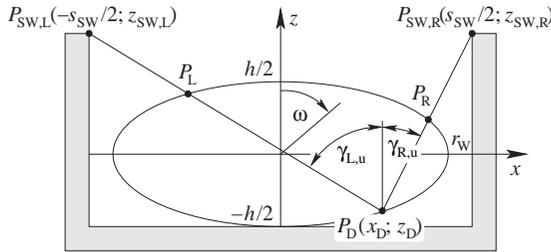


Abbildung 3.24: Geometrische Größen zur Berechnung des Öffnungswinkels zur Umgebung für die untere Drahtlage; Abschirmung durch die Seitenwände (SW) und die oberen Drahtstücke.

die Drahtabschnitte der oberen Drahtlage kann nur qualitative Aussagen liefern und ist gerechtfertigt durch die Anpassungsmöglichkeit an die Ergebnisse experimenteller Untersuchungen. Die Einstrahlzahl zur Umgebung kann nach

$$\Phi_{DU,u}(x) = 0,5F_{str}\gamma_{DU,u}(x)/\pi = 0,5F_{str}[\gamma_{L,u}(x) + \gamma_{R,u}(x)]/\pi; F_{str} = 1 - nd_D/L_B \quad (3.95)$$

berechnet werden, wobei die angegebenen geometrischen Größen in Abbildung 3.24 dargestellt sind. Für die beiden Öffnungswinkel nach links und rechts gilt

$$\gamma_{L/R,u}(x) = \arctan \left\{ [0,5s_{SW} + c_{L/R}x_D(x)] / [z_{SW,L/R} + |z_D(x)|] \right\} \quad (3.96)$$

mit $c_L = 1$ und $c_R = -1$. Die Größen L_B und n in Gleichung 3.95 stellen die Bogenlänge der Ellipse und die Anzahl der darauf befindlichen Schnittflächen im Bereich des Öffnungswinkels dar. Zur Bestimmung der Anzahl der Schnitte müssen zunächst die Koordinaten der Schnittpunkte mit dem Ellipsenbogen P_L und P_R berechnet werden. Die Gleichung der Geraden für die linke und rechte Seite, auf denen die Strecken $\overline{P_DP_{SW,R}}$ bzw. $\overline{P_DP_{SW,L}}$ liegen, lautet

$$z_{L/R}(x) = M_{L/R}x + N_{L/R} \quad \text{mit} \quad (3.97)$$

$$N_{L/R} = -|z_D(x)| - x_D(z_{SW,L/R} + |z_D(x)|) / (c_{L/R}^* s_{SW} - x_D) \quad (3.98)$$

$$M_{L/R} = (z_{SW,L/R} + |z_D(x)|) / (c_{L/R}^* s_{SW} - x_D) \quad (3.99)$$

mit $c_L^* = -0,5$ und $c_R^* = 0,5$. Durch das Gleichsetzen der jeweiligen Geradengleichung mit der Ellipsengleichung nach Gleichung 3.18 ergeben sich die Koordinaten

der beiden Schnittpunkte $P_L(x_{P,L}; z_{P,L})$ und $P_R(x_{P,R}; z_{P,R})$. Es gilt

$$z_{P,L/R} = N_{L/R} h x_D / C \pm \left[(N_{L/R} h x_D / C)^2 + h (M_{L/R}^2 r_W^2 - N_{L/R}^2 x_D^2) / C \right]^{0,5} \quad (3.100)$$

$$x_{P,L/R} = (z_{P,L/R} - N_{L/R} x_D) / M_{L/R} \quad \text{mit} \quad C = h + 4 r_W^2 M_{L/R}^2 \quad (3.101)$$

und den Parametern $M_{L/R}$ und $N_{L/R}$ nach den Gleichungen 3.98 und 3.99, wobei $z_{P,L/R}$ nur positive reelle Werte annehmen kann. Insbesondere im Randbereich bei geringen Windungsabständen (große Packungshöhe) oder bei fehlenden Seitenwänden wird die Schnittpunktskoordinate $z_{P,L/R}$ auf den Wert 0 gesetzt, da sich die abschirmenden Drahtabschnitte nur im ersten bzw. zweiten Quadranten (siehe Abbildung 3.24) befinden. Mit der Kenntnis, daß Δz den vertikalen Abstand zweier Drahtschnittflächen darstellt, läßt sich die Anzahl der Drahtschnitte auf dem eingeschlossenen Ellipsenbogen berechnen:

$$n = (h - z_{P,R} - z_{P,L}) / |\Delta z|. \quad (3.102)$$

Die Gesamtbogenlänge L_B ergibt sich aus der Länge der zwischen den Schnittpunkten und der Koordinate $x = 0$ eingeschlossenen Ellipsenbögen L_B^* , die nach der Näherungsformel

$$\begin{aligned} L_B^* &= r_W \left(\omega - \frac{\varepsilon^2}{2} \int_0^\omega \sin^2 \omega d\omega - \frac{\varepsilon^4}{2 \cdot 4} \int_0^\omega \sin^4 \omega d\omega - \right. \\ &\quad \left. - \dots \frac{1 \cdot 3 \dots \cdot (2k-1) \varepsilon^{2k}}{2 \cdot 4 \dots \cdot 2k} \int_0^\omega \sin^{2k} \omega d\omega \right) \end{aligned} \quad (3.103)$$

$$\text{mit } \varepsilon = [1 - (0,5h/r_W)^2]^{0,5} \quad \text{und} \quad 0 \leq \omega \leq \pi/2 \quad (3.104)$$

berechnet werden können (vgl. Abbildung 3.24), wobei die Integrale durch Aufsummierung der Teilflächen mittels Trapezregel numerisch gelöst werden. Die Trapezregel lautet allgemein

$$\int_a^b f(x) dx \approx h \left(\frac{1}{2} f(a) + \sum_{i=1}^{n-1} (f(h+ia) + \frac{1}{2} f(b)) \right), \quad h = \frac{b-a}{n}. \quad (3.105)$$

Damit können die vom Draht abgegebenen Wärmeströme infolge Strahlung nach den Gleichungen 3.70 bis 3.73 sowie die insgesamt abgegebene Strahlungsdichte

$$\dot{q}_{\text{str}} = \dot{Q}_{\text{str}} / A_{\text{WU}} \quad (3.106)$$

berechnet werden. Wegen der hohen Legedichte des Drahtes im Randbereich kann der Strahlungsenergieaustausch der Drahtabschnitte der unteren Drahtlage mit den Seitenwänden vernachlässigt werden (s. Gleichung 3.78). Der Verlauf simulierter Einstrahlzahlen wird für einen beispielhaften Fall in Abschnitt 6.2 gezeigt.

3.7 Wärmeleitung und Drahttemperatur

Unter Verwendung der berechneten konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten lassen sich die vom Draht abgegebenen Wärmestromdichten

$$\dot{q}_{\text{konv}}(x) = \alpha_{\text{konv,eff}}(x) [T_{\text{D}}(x) - T_{\text{L}}] \quad (3.107)$$

berechnen. Damit ergibt sich zusammen mit der nach Gleichung 3.106 berechneten Wärmestromdichte infolge Strahlung die insgesamt vom Draht abgegebene Wärmestromdichte

$$\dot{q}_{\text{ges}}(x) = \dot{q}_{\text{konv}}(x) + \dot{q}_{\text{str}}(x). \quad (3.108)$$

Die Berechnung erfolgt in der Längsrichtung des Rollgangs abschnittsweise mit Mittelung über den charakteristischen Abstand Δy_{W} und setzt die Kenntnis der Drahttemperaturverteilung $T_{\text{D}}(x)$ voraus. Startwert ist die vorgegebene Legetemperatur, für die im ersten Schritt die Wärmeübergangskoeffizienten bzw. Wärmestromdichten in Abhängigkeit der x -Koordinate berechnet werden. Im nächsten Berechnungsschritt wird über die Energiebilanz die Temperaturänderung des betrachteten Drahtstückes berechnet. Die „neue“ Drahttemperatur bildet dann die Grundlage für die Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten des nächsten Abschnittes ($y_{j+1} = y_j + \Delta y_{\text{W}}$). Aufgrund der verhältnismäßig geringen Windungsabstände wird der Fehler, der sich durch die Mittelung über Δy_{W} ergibt, als gering eingeschätzt.

Im praktischen Betrieb können innerhalb einer Drahtwindung in axialer Richtung Temperaturdifferenzen von mehr als 100 K auftreten (Mitte - Rand). Zusammen mit der relativ hohen Verweilzeit von einigen Minuten ist daher die Berücksichtigung der Wärmeleitung sinnvoll, wobei diese mit Biot-Zahlen von $\text{Bi}_{\text{r,max}} \approx 0,025$ in radialer Richtung jedoch vernachlässigbar klein ist. Damit reduziert sich das Wärmeleitproblem auf ein 1D-Problem mit Quelle. Die Wärmeleitung wird aufgrund der Symmetriebedingungen nur in einer viertel Windung, die zwischen Rand und Mitte des Rollgangs liegt, unter Annahme adiabater Schnittflächen betrachtet. Dabei wird

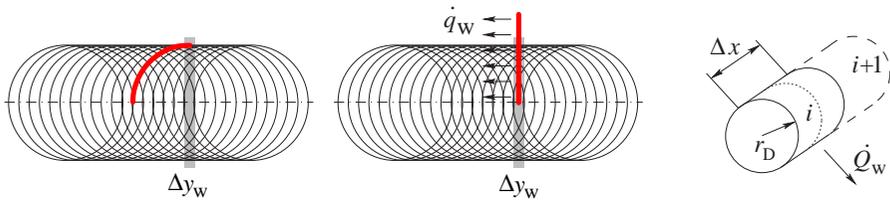


Abbildung 3.25: Lage einer viertel Windung und deren vereinfachte Betrachtung für die axiale Wärmeleitung; Kontrollvolumen i .

die viertel Windung, wie in Abbildung 3.25 dargestellt ist, gedanklich in den betrachteten Bereich Δy_w hineingelegt. Vernachlässigt wird, daß für eine mittlere Rollganggeschwindigkeit von $u_R = 0,5 \text{ m/s}$ der vordere Teil der Windung dem Rand um etwa 1 s vorausseilt. Selbst bei maximaler Abkühlgeschwindigkeit entspricht dieses einem vernachlässigbaren Temperaturunterschied von weniger als 5 K. Die zuvor berechneten Wärmestromdichten in Querrichtung bilden die sogenannten Quellen bzw. Senken des Wärmeleitproblems. Damit werden neben der Wärmeleitung gleichzeitig zu- bzw. abgeführte Wärmeströme erfaßt und in der Energiebilanz berücksichtigt. Für den Zeitraum Δt^* , den der Draht jeweils benötigt, um die Strecke Δy_w zurückzulegen, werden konstante mittlere Werte $\alpha_{\text{ges}}(x)$ bzw. $\dot{q}_{\text{ges}}(x)$ verwendet. Es gilt

$$\Delta t^* = \Delta y_w / u_R. \quad (3.109)$$

Der maximal zu erwartende Zeitabschnitt ist mit $\Delta t^* = 5 \cdot 10^{-2} \text{ s}$ bei einer durchschnittlichen Rollganggeschwindigkeit von 0,4 m/s und einem sehr hoch angenommenen Maximalwert für den Windungsabstand von 200 mm verhältnismäßig gering. Zudem ist eine Temperaturabhängigkeit der Stoffwerte niedriglegierter Stähle außerhalb der Umwandlungsbereiche zwar vorhanden, jedoch ist diese bezüglich der maximalen Temperaturdifferenz innerhalb der Drahtwindung vernachlässigbar klein. Demnach kann die Lösung der partiellen Differentialgleichung für jeden vergleichsweise geringen Zeitabschnitt Δt^* unter Voraussetzung konstanter Stoffwerte erfolgen. Die vorgegebenen Stoffwerte werden für jeden Zeitabschnitt Δt^* unter Verwendung der aktuellen mittleren Drahttemperatur erneut berechnet. Die allgemeine Form der FOURIER'schen Differentialgleichung (1D) lautet

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \lambda \frac{\partial T}{\partial x} + \dot{q}_v. \quad (3.110)$$

Zur Lösung wird das explizite Differenzenverfahren angewendet. Dabei werden folgende bereits erläuterte Annahmen getroffen:

- Vernachlässigung der radialen Wärmeleitung
- Vernachlässigung der Krümmung der Drahtwindung
- Drahttemperatur für die Berechnung von $\alpha_{\text{ges}}(x)$ bzw. $\dot{q}_{\text{ges}}(x)$ aus dem vorherigen Berechnungsschritt: $T_{\text{D}}(x, y_{j+1}) \approx T_{\text{D}}(x, y_j)$
- Vernachlässigung der Temperaturabhängigkeit der Stoffwerte für den jeweiligen Berechnungsabschnitt Δt^* .

Aufgrund der angenommenen Symmetrie liegt für die Schnittflächen der viertel Windung die Adiabatenbedingung vor

$$t > 0, \quad x = 0 \text{ bzw. } x = L \quad \rightarrow \quad \frac{\partial T}{\partial x} = 0 \quad (3.111)$$

und als Anfangsbedingung wird die Legetemperatur als einheitliche Drahttemperatur angenommen

$$t = 0, \quad x \geq 0 \quad \rightarrow \quad T(x) = T_{\text{lege}}. \quad (3.112)$$

Der volumenbezogene Wärmestrom \dot{q}_v in Gleichung 3.110 muß durch den flächenbezogenen Wandwärmestrom \dot{q}_w (siehe Abbildung 3.25, rechts), welcher der berechneten Gesamtwärmestromdichte \dot{q}_{ges} entspricht, substituiert werden. Es gilt

$$\dot{q}_v = \dot{Q}_w/V = \dot{q}_w A/V = 2\pi r \Delta x / (\pi r^2 \Delta x) \dot{q}_w = 2\dot{q}_w/r. \quad (3.113)$$

Damit ergibt sich über Diskretisierung der Gleichung 3.110 nach [77] und Umformung die Temperatur an der Stützstelle i für den Zeitschritt $t + \Delta t$ (Index 1) basierend auf den Temperaturen der Nachbarstützstellen $i + 1$ und $i - 1$ zur Zeit t (Index 0)

$$T_i^1 = \text{Fo} (T_{i+1}^0 - 2T_i^0 + T_{i-1}^0) + T_i^0 - 2\text{Fo}\Delta x_{\text{WL}}^2 / (r\lambda_i) |\dot{q}_{w,i}|; \quad \text{Fo} \leq 0,5. \quad (3.114)$$

Für die Lösung muß das Stabilitätskriterium für die instationäre eindimensionale Wärmeleitung

$$\text{Fo} = a\Delta t / \Delta x_{\text{WL}}^2 \leq 0,5 \quad (3.115)$$

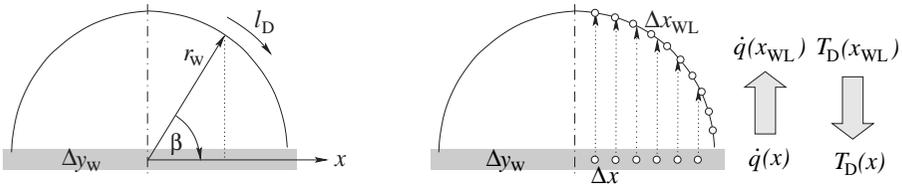


Abbildung 3.26: Zusammenhang zwischen den Koordinaten für axiale Wärmeleitung x_{WL} und Querrichtung x .

an jeder Stützstelle erfüllt sein. Da die bekannte Wärmestromdichte zum Zeitpunkt der Berechnung nur in Abhängigkeit der x -Koordinate und nicht in Abhängigkeit der Axialkoordinate der viertel Windung vorliegt, muß eine Koordinatentransformation erfolgen. Bereits im Abschnitt 3.2 wurde der funktionelle Zusammenhang zwischen der x -Koordinate und der Länge eines Drahtstückes l_D (=Axialkoordinate) untersucht. Er lautet für eine viertel Windung

$$l_D(x) = x_{WL} = r_W [0,5\pi - \arccos(x/r_W)] \quad (3.116)$$

und ist in Abbildung 3.26 (links) schematisch dargestellt. Entsprechend Abbildung 3.26 (rechts) kann für jeden Kontrollpunkt durch Interpolation eine in Gleichung 3.114 einzusetzende Wärmestromdichte $\dot{q}(x_{WL})$ aus der Gesamtwärmestromdichte, die zuvor in Abhängigkeit der Querschnittsweite $\dot{q}(x)$ berechnet wurde, ermittelt werden. Nach erfolgter Berechnung der Temperaturen an den Stützstellen für eine vorgegebene Anzahl an Zeitschritten bis zum Erreichen von Δt^* kann dann zur Bestimmung von $\alpha_{ges}(x)$ bzw. $\dot{q}_{ges}(x)$ für den nächsten Abschnitt $\Delta y_{W,j+1}$ eine Interpolation der Drahttemperaturen in umgekehrter Richtung erfolgen. Dieser Vorgang wiederholt sich fortlaufend für jeden Abschnitt Δy_W bis zum Ende der Luftkühlstrecke.

3.8 Zusammenfassung

Für die Simulation der Drahtabkühlung in der Luftkühlstrecke wurde ein Modell entwickelt, welches die komplexen Wärmeübergangsbedingungen in Abhängigkeit der technologischen Parameter beschreibt. Grundlage bildet die Analyse der dreidimensionalen Struktur der Drahtwindungen mit der Betrachtung der wesentlichen geometrischen Zusammenhänge. Ausgehend von in der Literatur bewährten empirischen Korrelationen zur Beschreibung des Wärmeübergangs bei der erzwungenen

und freien Konvektion wurden unter Verwendung der charakteristischen geometrischen Größen der Windungen entsprechende Berechnungsvorschriften ermittelt. Zur Anpassung der Modellparameter wurden die Ergebnisse von Simulationsrechnungen mit dem Strömungssimulationsprogramm Fluent herangezogen.

Die Beschreibung des Strahlungsenergie-transportes wurde aufgrund der sehr komplexen Legegeometrie der Drahtwindungen auf ein Problem parallel liegender Zylinder zurückgeführt. Dabei wurden gegenseitige und durch Anlagenteile hervorgerufene Abschirmungen des Drahtes von der Umgebung mit Unterscheidung zwischen oben und unten liegenden Windungen berücksichtigt.

Über die Kopplung mit der berechneten Gesamtwärmestromdichte, die in Abhängigkeit der Quer- und Längskoordinate berechnet wird, ermöglicht die Lösung der FOURIER'schen Differentialgleichung für die Wärmeleitung neben der Berechnung des Temperaturfeldes über den gesamten Rollgang z.B. auch die Ermittlung des Temperaturverlaufs einer Einzelwindung an einer beliebigen Rollgangposition. Damit steht ein Algorithmus zur Verfügung, der sich durch den direkten Vergleich mit den Ergebnissen experimenteller Untersuchungen über das Temperaturfeld des Drahtes auf dem Rollgang bestätigen und über entsprechende Parameter den speziellen praktischen Gegebenheiten anpassen läßt.

Kapitel 4

Experimentelle Untersuchung

4.1 Prinzipielle Vorgehensweise

Die Verifizierung des Modells zur Luftkühlstrecke erfolgt auf der Basis experimenteller Untersuchungen in einem Drahtwalzwerk. Dazu dienen infrarotthermografische Aufnahmen von abkühlendem Walzdraht auf dem Rollgang bei unterschiedlichen technologischen Parametern (Thermografiesystem AGEMA Thermovision 900). Ein wesentliches Ziel der Messungen besteht darin, einen möglichst großen Parameterbereich in bezug auf Drahtdurchmesser, Rollganggeschwindigkeit und Kühlbedingungen abzudecken. Tabelle 4.1 gibt einen Überblick über den Parameterbereich, für den Meßergebnisse vorliegen. Die praktisch walzbaren Drahtdurchmesser liegen im Bereich von 5,5 mm bis 16 mm während die Rollganggeschwindigkeit theoretisch Werte zwischen 0,07 m/s und 1,25 m/s annehmen kann (vgl. Abbildung 3.10). Praktisch zeigt sich jedoch im Mittel ein unterer Grenzwert von 0,2 m/s sowie ein oberer Grenzwert von 0,6 m/s für die Rollganggeschwindigkeit als realistisch. Beobachtungen zeigen, daß bei Werten oberhalb 0,6 m/s verstärkt der Effekt durchrutschender Rollen auftritt. Insbesondere für die Modellverifikation erweist es sich als nützlich, für die gleiche Stahlqualität und den gleichen Drahtdurchmesser Meßergebnisse sowohl für die erzwungene als auch die freie Konvektion verfügbar zu haben. Gleiches gilt für die gleiche Stahlqualität, gleiche Drahtdurchmesser und unterschiedliche Rollganggeschwindigkeiten. Natürlich ist auch der Vergleich für unterschiedliche Drahtdurchmesser von Bedeutung. Die in Tabelle 4.1 angegebenen Stähle [78] unterscheiden sich hinsichtlich ihrer Zusammensetzung im wesentlichen durch ihren

d_D [mm]	Stahl- bezeichnung	u_R [m/s]	L1 [%]	L2 [%]	L3 [%]	L4 [%]	L5 [%]	L6 [%]	L7 [%]
5,5	1.0416 (C18D)	0,36 - 0,55	-	-	-	-	-	-	-
5,5	1.0416	0,37 - 0,55	-	-	-	50	50	-	-
5,5	1.0416	0,37 - 0,55	-	-	-	80	80	-	-
5,5	1.0416	0,37 - 0,55	-	-	-	100	100	-	-
6,5	1.0416	0,37 - 0,54	-	-	-	-	-	-	-
9,0	1.0313 (C7D)	0,36 - 0,55	-	-	-	-	-	-	-
9,0	1.0313	0,40 - 0,60	70	-	-	-	-	-	-
9,0	1.1252 (C78D2)	0,40 - 0,60	95	95	95	90	80	70	60
10,0	1.1121 (C10E)	0,36 - 0,54	-	-	-	-	-	-	-
13,0	1.1252	0,38 - 0,56	95	95	95	90	80	70	60
13,0	1.1252	0,75 - 0,91	100	100	100	100	80	80	80

Tabelle 4.1: Drahtdurchmesser, Qualitäten und Kühlbedingungen mit Angabe der Lüfterleistungen (Lüfter L1 bis L7) der im Zeitraum der experimentellen Untersuchungen gewalzten Stähle.

Kohlenstoffgehalt im Bereich von 0,07 % (C7D) bis 0,78 % (C78D2) und zählen zu den untereutektoiden Stählen.

Der direkte Vergleich zwischen Simulation und Experiment stützt sich auf die experimentell ermittelten Abkühlkurven, wofür die Kenntnis der Emissionsgrade und der Stoffeigenschaften der Stähle und die richtige Wahl der Meßparameter und -bedingungen Voraussetzungen sind.

4.2 Versuchsaufbau

Der Standort der Infrarot-Kamera im Drahtwalzwerk konnte so gewählt werden, daß alle Thermosektionen in einem Aufnahmebereich liegen (20°-Optik). In Abbildung 4.1 sind die Entfernungen zwischen Kamerastandort und Luftkühlstrecke dargestellt. Bei Aufnahmen, die zu Vergleichszwecken oder, um beispielsweise die Temperaturverteilung quer zur Transportrichtung zu ermitteln, mit der 5°-Optik durchgeführt wurden, konnten maximal 7 Sektionen (7x4m) pro Bild erfaßt werden (vgl. Abbildung 4.5).

Bei größer werdenden Entfernungen zwischen Infrarotkamera und Objekt nimmt die Fläche des aufgenommenen Objektes pro Bildpunkt (Pixel) zu. Das kann unter Um-

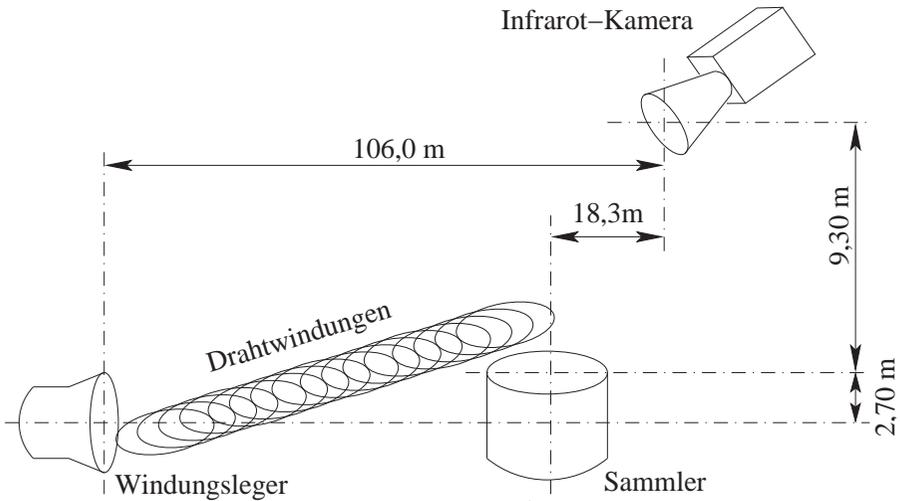


Abbildung 4.1: Versuchsanordnung für die infrarotthermografischen Untersuchungen im Drahtwalzwerk; Entfernungen zwischen Kameraoptik und Objekt.

ständen dazu führen, daß insbesondere im Bereich des Windungslegers und der Lüftersektionen einem Pixel eine Fläche zugeordnet ist, die aus Drahtabschnitten und Hintergrund (z.B. Rollen) besteht. Der ermittelte Meßwert bezieht sich dann nicht auf die Drahttemperatur, sondern ist vielmehr eine Mittelung entsprechend der einzelnen Flächenanteile. Vergleichsmessungen mit der höher auflösenden 5° -Optik im Bereich der Thermosektion (0 - 36 m) ergeben gleiche Temperaturverläufe in der Mitte des Rollgangs. Demnach sind kältere Bereiche aus diesem Kamerawinkel nicht sichtbar, und es wird angenommen, daß daraus resultierende Meßfehler vernachlässigbar sind.

Aufgrund des veränderten Kamerawinkels sind im Bereich des Sammlers hingegen kältere Bereiche zwischen den Drahtwindungen detektierbar. Diese stellen bei der Auswertung jedoch kein Problem dar, weil hier selbst die Auflösung der 20° -Optik ausreichend ist, um eine Mittelung zwischen Draht und kaltem Hintergrund innerhalb eines Pixels auszuschließen. Die durch Auswertelinien in Längsrichtung ermittelten Meßwerte ergeben in diesem Fall eine sehr starke Streuung, wobei nur die Maximalwerte dem Draht zuzuordnen sind.

4.3 Durchführung und Auswertung

4.3.1 Bestimmung der Emissionsgrade

Zur Auswertung der infrarotthermografischen Aufnahmen im Drahtwalzwerk ist es erforderlich, die Emissionsgrade $\varepsilon(T)$ der untersuchten Stähle im Wellenlängenbereich der Infrarotkamera zu bestimmen. Die ε -Bestimmung erfolgt durch den Vergleich der wahren mittels Thermoelement gemessenen Temperatur und der vom Thermografiesystem angezeigten Oberflächentemperatur. Aufgrund unvermeidbarer Gradienten in der Oberflächentemperatur muß der zur Auswertung der Infrarotaufnahmen festgelegte Bereich möglichst nahe am Thermoelement liegen. Die Ergebnisse der stationären Messung bei Aufheizung in Temperaturstufen werden mit den Ergebnissen der Messung bei instationärer Abkühlung verglichen.

Die nach dem Walzen entnommenen Drahtproben mit ca. 50 mm Länge sind zur Ermittlung der wahren Temperatur mit einer Längsbohrung versehen. Durch die stufenweise Aufheizung der Drahtproben in einem Röhrenofen können die Emissionsgrade unter stationären Bedingungen bestimmt werden. Die stationäre $\varepsilon(T)$ -Bestimmung im Röhrenofen ist jedoch mit einigen Nachteilen verbunden. Zum einen ist das der relativ hohe Zeitaufwand bis zum Erreichen stationärer Bedingungen für jede Temperaturstufe und zum anderen bilden sich aufgrund der längeren Aufheiz- und Wartezeiten im Röhrenofen stärkere Zunderschichten als im Walzwerk während der Drahtabkühlung auf dem Rollgang. Zusätzlich hat die Hohlraumstrahlung des Röhrenofens, die nicht vollständig bspw. durch einen Strahlungsschutz verhindert werden kann, einen Einfluß auf die vom Thermografiesystem angezeigte Temperatur.

Wesentlich besser können die realen Walzwerksbedingungen mit der instationären Methode im Labor nachgebildet werden. Dazu wird ein Ni-CrNi-Thermoelement mittels Punktschweißgerät auf der Oberfläche der Stahlproben befestigt. Die Erwärmung der in einem Stativ eingespannten Stahlprobe erfolgt mit einem Brenner, wobei Proben-Temperaturen bis ca. 700 °C erreichbar sind. Vor dem Start der Messungen wird die sich dabei ausbildende Zunderschicht zügig entfernt. Die nach dem Abschalten des Brenners einsetzende Drahtabkühlung wird über einen Datenlogger sowie über das Infrarotsystem synchron erfaßt, wodurch der Emissionsgrad in Abhängigkeit der Temperatur bestimmt werden kann. Da der Abkühlungszeitraum etwa dem des im Walzwerk abkühlenden Drahtes entspricht, ist davon auszugehen, daß die sich ausbildende Zunderschichtdicke in beiden Fällen näherungsweise gleich ist.

Abbildung 4.2 zeigt infrarotthermografische Aufnahmen der stationären und der instationären $\varepsilon(T)$ -Bestimmung. Zu erkennen sind die erwärmten Stahlproben mit den

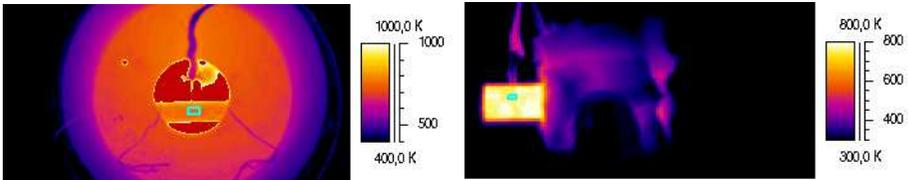
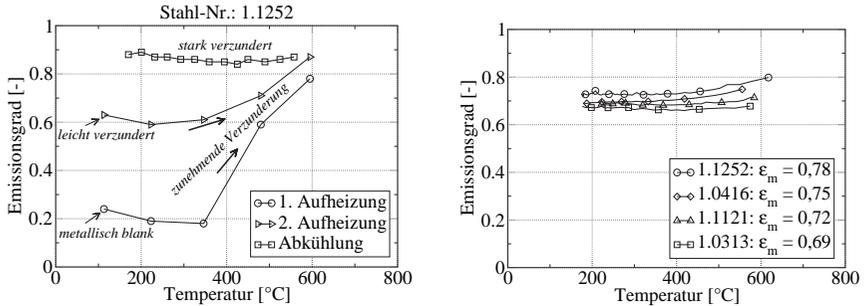


Abbildung 4.2: Infrarotthermografische Aufnahme zur Bestimmung des Emissionsgrades einer Stahlprobe; links: stationär im Rohrofen; rechts: instationär mittels Brenner.

auf der Oberfläche angepunkteten Ni-CrNi-Thermoelementen sowie der kurz darunter festgelegte Bereich zur Ermittlung der mittleren Oberflächentemperaturen. Die stufenweise Erwärmung der Stahlprobe im Röhrenofen und die daraus resultierende zunehmende Verzunderung der Oberfläche äußert sich in anwachsenden Emissionsgraden der Stahlprobe für drei aufeinanderfolgende Versuche (Abbildung 4.3a). Eine Probe mit zu Beginn der Aufheizung metallisch blanker bzw. leicht verzunderter Oberfläche weist am Ende der Messungen im Röhrenofen bei ca. 600 °C etwa gleiche Emissionsgrade auf, wie stark verzunderter Stahl. Ab etwa 400 °C wird eine zunehmende Verzunderung beobachtet, wobei sich die Oberfläche schwarz verfärbt. Die über die instationäre Methode ermittelten Emissionsgrade für die Stähle, die im Drahtwalzwerk gewalzt wurden, sind in Abbildung 4.4 dargestellt. Die Versuche werden für jeden Stahl mehrmals mit unterschiedlichem Verzunderungsgrad sowie verschiedenen Meßbereichseinstellungen der Infrarotkamera wiederholt. Zusätzlich werden die Ergebnisse für den Stahl 1.1252 (C78D2) zur Verifizierung mit denen der stationären Methode im Röhrenofen verglichen. Es läßt sich eine gute Reproduzierbarkeit der Versuche für beide Meßmethoden mit verzunderten Proben nachweisen. Zu sehen ist auch, daß die Emissionsgrade bei leichten und stärkeren Zunderschichten (ein- bzw. mehrmaliges Aufheizen) nahezu übereinstimmen. Lediglich die vorher metallisch blank geschliffenen Proben zeigen geringere Emissionsgrade im betrachteten Wellenlängenbereich. Für die Auswertung der Experimente im Drahtwalzwerk bietet sich eine Linearisierung bzw. Mittelwertbildung der für die Abkühlung ermittelten Werte an. Die Werte sind in Abbildung 4.3b angegeben.



(a) Stationäre Methode für den Stahl 1.1252; Vergleich unterschiedlicher Zunderschichtdicken.

(b) Instationäre Methode; Mittelwertbildung; gültig für die Abkühlung von metallisch blanken Stahlproben.

Abbildung 4.3: In Laborversuchen ermittelte Emissionsgrade für die im Drahtwalzwerk gewalzten Stähle.

	Entfernung	Temperatur (ambient)	rel. Luftfeuchte	Emissionsgrad
Voreinstellung	60 m	20 °C	50 %	0,8
Auswertung	110 m	40 °C	80 %	0,69 - 0,78

Tabelle 4.2: In der Auswertesoftware eingestellte Meßparameter.

4.3.2 Korrektur der Meßparameter

Im folgenden wird der Einfluß der softwareseitig variierbaren Meßparameter auf das Meßergebnis dargestellt und diskutiert. Die über das Thermografiesystem erfaßten Meßdaten sind unter Verwendung der in Tabelle 4.2 angegebenen Parameter (Voreinstellung) gespeichert. Zur Auswertung können diese Parameter nachträglich verändert und an die realen Verhältnisse angeglichen werden. Welchen Einfluß diese Parameter auf die ausgewertete Oberflächentemperatur der Drahtwindungen haben, wird beispielhaft für den Stahl 1.0416 (C18D) gezeigt. Es erfolgt ein Vergleich der ermittelten Drahttemperaturen mit den vom Walzwerk vorgegebenen und über stationäre Pyrometer ($\epsilon = 0,8$) gemessenen Legetemperaturen.

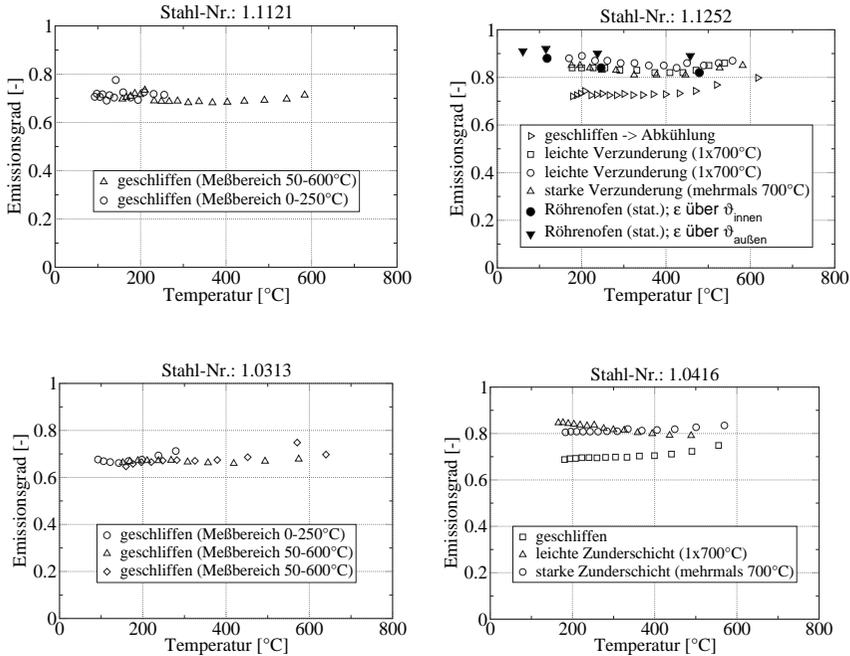


Abbildung 4.4: In Laborversuchen ermittelte Emissionsgrade; Vergleich unterschiedlicher Temperatur-Meßbereiche, Zunderschichtdicken und Meßmethoden.

Dazu werden Aufnahmen mit der hochauflösenden 5°-Optik herangezogen. Wie in Abbildung 4.5 ersichtlich ist, wird die Auswertelinie direkt am Windungsleger quer zur Transportrichtung positioniert, um die Drahttemperatur zu ermitteln. Infolge der quasikontinuierlichen Betriebsweise und der geringeren Temperatur des Rollgangs ergeben sich sprunghafte Änderungen der ermittelten Temperatur über der Zeit. Dieses wird in Abbildung 4.6 deutlich. Die Einstellung jedes Einzelparameters vom Standardwert auf den realen Wert ist in jedem Fall mit einer Zunahme der ermittelten Temperatur verbunden. Insgesamt ergibt sich nach Einstellung aller Parameter entsprechend den realen Gegebenheiten eine um etwa 150 K höher liegende Drahttemperatur. Rechts in Abbildung 4.6 sind die Ergebnisse einer an einem anderen Tag durchgeführten Messung für den gleichen Stahl mit geringerem Drahtdurchmesser

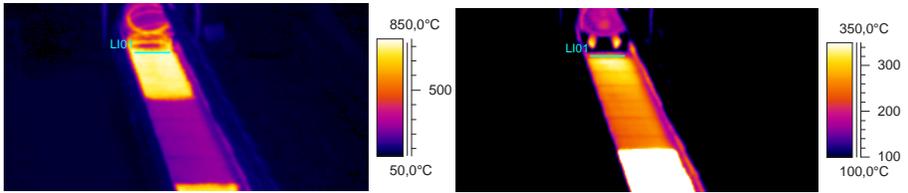


Abbildung 4.5: Infrarotthermografische Aufnahmen (5°-Optik) zu unterschiedlichen Zeitpunkten mit Auswertungslinie L01 auf den Drahtwindungen (links) und dem Rollgang (rechts); Auswertung der mittleren Temperatur (Stahl 1.1121, 10 mm); Rollgangabschnitt vom Windungsleger bis zum Ende der Lüftersektionen (ca. 30 m).

dargestellt. Die mittlere Legetemperatur ist in beiden Fällen etwa gleich. Die für die weitere Auswertung verwendeten mittleren Meßparameter sind in Tabelle 4.2 zusammengestellt. Um den Aufwand in verträglichen Grenzen zu halten, erfolgt die weitere Auswertung mit der Vorgabe einer konstanten Entfernung zwischen Kamera und Objekt. Wie in Abbildung 4.6 (links) zu sehen ist, ergibt beispielsweise eine Erhöhung der Entfernung um 50 m eine um ca. 2 % höhere absolute Drahttemperatur. Damit ergeben sich geringfügige Abweichungen in der zu ermittelnden Temperaturverteilung der Drahtoberfläche von den realen Werten, die sich in etwas zu geringen Gradienten in Längsrichtung äußern. Dem entgegen wirkt die Vorgabe des Emissionsgrades, dessen mittlerer vorgegebener Wert größer als der reale Wert bei geringerer Temperatur ist. Beide Effekte wirken gegenläufig, wodurch sich der Einfluß der konstanten Vorgabewerte weiter verringert.

4.3.3 Zuordnung der Bildpunkte

Zur Darstellung des Temperaturverlaufs über der Rollganglänge muß jedem ausgewerteten Bildpunkt eine Ortskoordinate zugewiesen werden. Aufgrund der bereits in Abbildung 4.1 gezeigten Kameraposition stehen, bedingt durch die begrenzte Auflösung, für weit entfernte Flächen (Windungsleger) weniger Bildpunkte (Pixel) zur Verfügung als für näher am Objektiv liegende Flächen (Ende der Thermosektion). Aus diesem Grund werden markante Punkte, deren Position auf dem Rollgang bekannt ist, für die Zuordnung der Bildpunkte genutzt.

20°-Optik

Die Auswertesoftware des Thermografiesystems ermöglicht u.a. die Ausgabe des

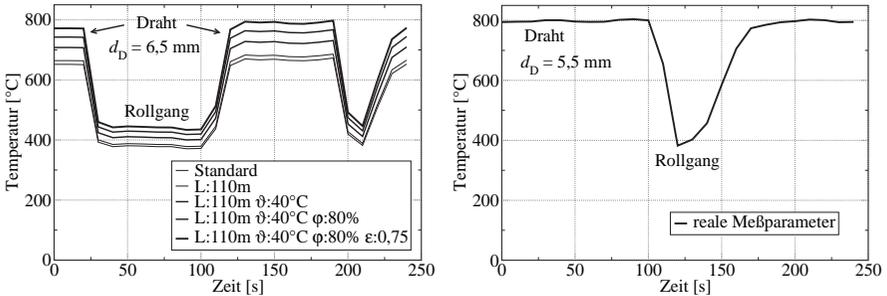


Abbildung 4.6: Zeitlicher Verlauf der quer zur Transportrichtung gemittelten Temperatur (Draht, Rollgang) am Windungsleger an unterschiedlichen Tagen mit unterschiedlichen Drahtdurchmessern für den Stahl 1.0416 (5° -Optik); Einfluß eingestellter Meßparameter.

Temperaturverlaufs entlang einer beliebig angeordneten Linie innerhalb des Thermografiebildes. Abbildung 4.7 zeigt ermittelte Temperaturverläufe längs des Rollgangs ausgehend vom Windungsleger bis zum Ende der Thermosektion. Deutlich erkennbar ist die Verzerrung des Temperaturverlaufs (links) gegenüber der Darstellung über der Rollganglänge (rechts). Die sprunghaften Änderungen im Temperaturverlauf ergeben sich durch die meist höher temperierten Lüftersektionen sowie durch die abschnittsweise abgelegten Drahtwindungen. Bedingt durch das Auftreten von Störfällen wurde der Rollgang zeitweise angehalten, und es konnte die genaue Lage der Windungen zum Zeitpunkt der Aufnahme registriert werden.

Abbildung 4.8a zeigt den Temperaturverlauf bei geschlossenen Abdeckhauben. Deutlich erkennbar sind die höher temperierten Zwischenräume der 4 m langen Abdeckhauben, die ebenfalls zur Skalierung genutzt werden können. In Abbildung 4.8b sind die ermittelten Abhängigkeiten der Ortskoordinate (Länge des Rollgangs) von den Meßpunkten vergleichend und mit guter Übereinstimmung dargestellt. Die ermittelte Abhängigkeit der Ortskoordinate kann zur Auswertung aller Versuche mit der 20° -Optik genutzt werden, wenn folgende Bedingungen erfüllt sind: gleicher Standort der Kamera; Sichtbereich vom Windungsleger bis zum Ende der Thermosektion; Verwendung der gleichen Auswertelinie in Längsrichtung mit einer Länge von 102 Datenpunkten (= konstante Pixelzahl).

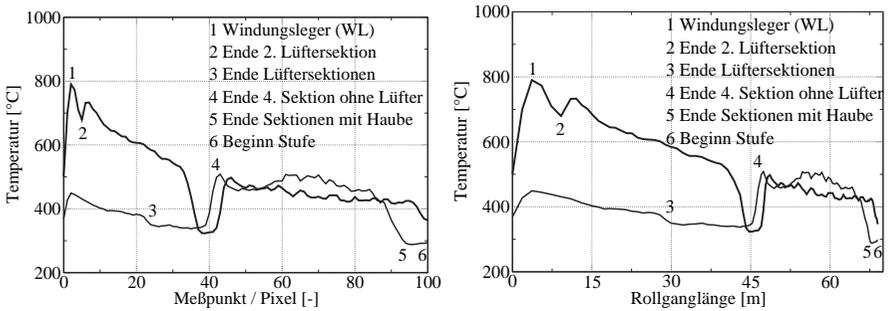
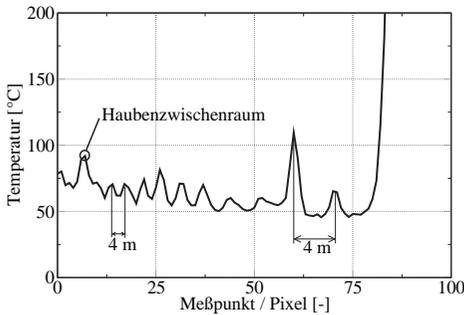
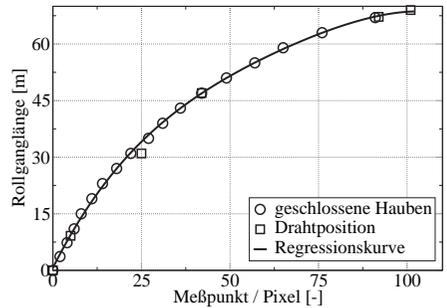


Abbildung 4.7: Temperaturverläufe längs des Rollgangs vom Windungsleger bis zum Ende der Thermosektion (20°-Optik); Darstellung über Meßpunkte und über zugeordnete Länge des Rollgangs.



(a) Temperaturverlauf in Längsrichtung bei geschlossenen Abdeckhauben.



(b) Ermittelter Zusammenhang zwischen Meßpunkt und Rollgangskoordinate.

Abbildung 4.8: Zuordnung der Bildpunkte zu den Rollgangkoordinaten in Längsrichtung für die 20°-Optik.

5°-Optik

Die Zuordnung der Datenpunkte zu den entsprechenden Längen des Rollgangs erfolgt in Analogie zur 20°-Optik. Auch hierbei werden markante Drahtpositionen bzw. offensichtliche Temperaturunterschiede auf dem Rollgang zur Achsenskalierung genutzt. In Abbildung 4.9 sind die z. T. scheinbaren Temperaturunterschiede zwischen benachbarten Lüftersegmenten sowie durch angebrachte Markierungen aus Alufolie erkennbar. Sie ergeben sich durch unterschiedliche Emissionsverhältnisse und dienen als Anhaltspunkte für die Achsenskalierung.

4.4 Ergebnisse

4.4.1 Freie Konvektion

Der Kamerastandort sowie der Blickwinkel blieben während der Messungen unverändert. Um die Rollganglängen zuordnen zu können, müssen die gleichen Auswertelinien verwendet werden, wie bereits im vorigen Abschnitt erläutert wurde. In Abbildung 4.9 (oben rechts) ist ein mit der 5°-Optik aufgenommenes Thermografiebild dargestellt. Deutlich sichtbar sind die verwendeten Auswertelinien. Abbildungen 4.10 und 4.11 zeigen exemplarische Temperaturverläufe des Drahtes entlang der mittleren Auswertelinie für unterschiedliche Qualitäten und Durchmesser. Bei einer Legetemperatur von 800 °C wird im Bereich der Thermosektion (ca. 70 m, siehe Abbildung 3.1) eine Abkühlung auf bis zu 400 °C erreicht. Ein Vergleich der Meßwerte unter Anwendung verschiedener Vorsatzlinsen (5°- und 20°-Optik) in Abbildung 4.11 soll verdeutlichen, daß sich in bezug auf die geringere Auflösung der 20°-Optik insbesondere am weit entfernten Windungsleger nur sehr geringe Abweichungen ergeben. Abweichungen in den Abkühlkurven in Längsrichtung könnten beispielsweise dadurch zustande kommen, daß sich bei geringer Pixelzahl Mittelungen in Querrichtung ergeben. Dieses ist jedoch nur bei größeren Temperaturunterschieden zwischen Mitte und Rand, wie sie sich erst gegen Ende der Lüftersektion einstellen, von Bedeutung. Dagegen wirken sich meßtechnisch bedingte Mittelungen in Längsrichtung weniger auf die ermittelte Abkühlkurve aus, vorausgesetzt die genaue Position der Pixel ist bekannt.

Sollen Absoluttemperaturen bestimmt werden, bringt aufgrund höherer Gradienten vor allem die Mittelung in Längsrichtung Abweichungen von der realen Temperatur. Wie hoch diese einzuschätzen sind, soll folgendes Beispiel zeigen: Bei einer Abkühlung von 400 K über 70 m Rollganglängen ergibt sich eine mittlere Abkühl-

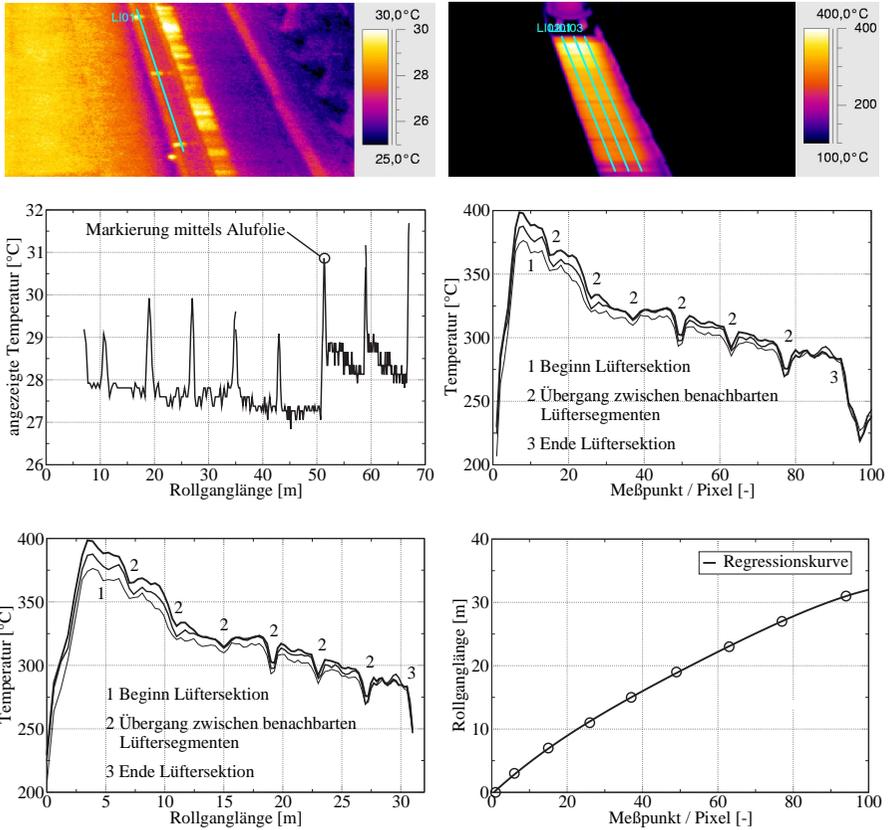


Abbildung 4.9: Infrarotthermografische Aufnahmen markanter Bereiche des Rollgangs mit Auswertung des Temperaturverlaufs zur Achsenskalierung für die 5°-Optik; Seitenwand mit Alufolie; Lüftersegmente.

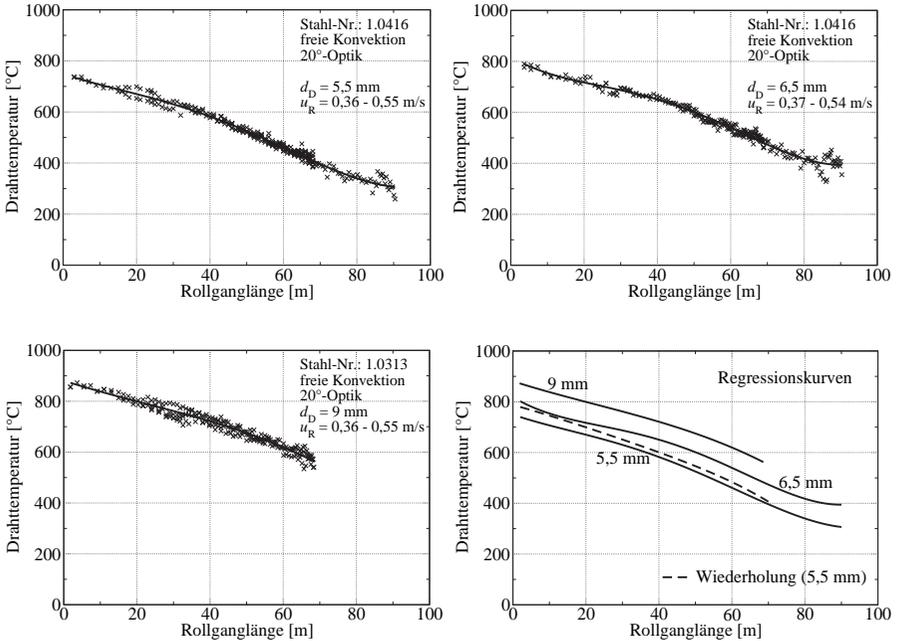


Abbildung 4.10: Ermittelte Temperaturverläufe längs des Rollgangs (Mitte) bei freier Konvektion für zwei Stähle; Vergleich für unterschiedliche Drahtdurchmesser.

geschwindigkeit von etwa 6 K/min. Aus der ermittelten Funktion der Rollganglänge in Abhängigkeit der Pixelanzahl für die 20°-Optik nach Abbildung 4.8 ergeben sich für die ersten 11 m Rollganglänge ca. 6 Pixel. Das entspricht etwa einem Pixel auf 2 Metern Rollganglänge. Um nun 2 m Rollgang zurückzulegen, benötigt der Draht ca. 5 s, was gleichzeitig einer Temperaturabnahme von 0,5 K entspricht. Das heißt, der maximale Temperaturunterschied innerhalb eines Pixels in Längsrichtung beträgt in diesem Fall (freie Konvektion) nur 0,5 K. Bei hohen Abkühlgeschwindigkeiten in der Größenordnung von 5 K/s (erzwungene Konvektion) können sich jedoch wesentlich höhere Temperaturunterschiede im Bereich von 20-30 K pro Pixel für die 20°-Optik ergeben. Dieses hat aber, wie bereits erläutert und durch Abbildung 4.11 nachgewiesen wurde, nur einen geringfügigen Einfluß auf die ermittelten Abkühlkurven.

Der Einfluß der Parameter Drahtdurchmesser, Walzgeschwindigkeit und der Trans-

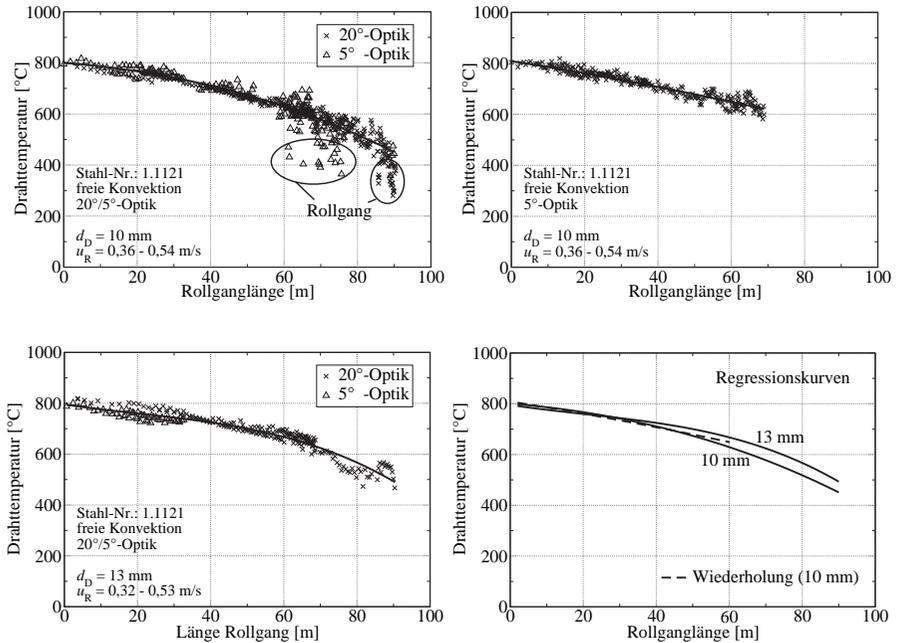


Abbildung 4.11: Ermittelte Temperaturverläufe längs des Rollgangs (Mitte) für unterschiedliche Drahtdurchmesser und freie Konvektion.

portgeschwindigkeit auf dem Rollgang ist in den Gegenüberstellungen der Regressionskurven der Abbildungen 4.10 und 4.11 bereits erkennbar und wird im Kapitel 6 näher untersucht. Zum Verständnis der dargestellten Kurven soll zunächst nur erwähnt werden, daß im praktischen Betrieb die Geschwindigkeit des Rollgangs in Transportrichtung schrittweise, z.B. von 0,36 auf 0,55 m/s, erhöht wird, was einer geringer werdenden Verweilzeit des Drahtes auf dem Rollgang entspricht. Die ermittelten und über der Rollanglänge dargestellten Kurvenverläufe weichen u.a. deshalb von der zu erwartenden Exponentialfunktion ab. Im Temperaturbereich zwischen 700 °C und 600 °C ist die Gefügemwandlung vom Austenit zum Ferrit-Perlit, die ebenfalls eine Anhebung der lokalen Drahttemperatur bewirkt, sichtbar. Die am Ende des Rollgangs wachsende Streuung der Meßwerte liegt darin begründet, daß durch den sich ändernden Blickwinkel der Kamera vor allem in der Nähe des Sammlers

nicht nur die Drahttemperatur, sondern auch in zunehmendem Maße die Rolltemperatur erfaßt wird (Abbildung 4.11 o. l.). In diesem Bereich ist ein Bildpixel der 5°- und 20°-Optik größer als der Drahtdurchmesser, weshalb die Maximalwerte als Drahttemperaturen angesehen werden. Zur Ermittlung der dargestellten Regressionsgleichungen werden Meßwerte, die dem Rollgang zugeordnet werden, weitestgehend ausgeschlossen.

4.4.2 Erzwungene Konvektion

Zur Erzielung eines gleichmäßigen und feinkörnigen Gefüges ist bei vielen der gewalzten niedriglegierten Stähle ausgehend von der Legetemperatur eine hohe Abkühlgeschwindigkeit bis etwa 500 °C anzustreben. Die Schwierigkeit im praktischen Betrieb besteht darin, den Draht in der Mitte und am Rand des Rollgangs gleichmäßig abzukühlen. Dieses gelingt durch die gezielte Führung des Luftstromes über die Drahtwindungen. Wie in Abbildung 3.3b ersichtlich ist, befinden sich am Rand mehr Luftauslaßschächte als in der Rollgangmitte. Damit wird der Materialanhäufung am Rand Rechnung getragen. Zusätzlich kann der Luftstrom in Querrichtung durch im Strömungskanal angebrachte Lüfterklappen variiert werden. Der Einfluß der Lüfterklappen und weiterer Parameter auf die Abkühlung des Drahtes wird im weiteren näher untersucht. Gleichzeitig werden exemplarische Meßergebnisse vorgestellt, die für die Verifizierung des Modellabschnittes zur erzwungenen Konvektion herangezogen werden können.

Abbildung 4.12 zeigt die Temperaturverläufe in der Mitte des Rollgangs für zwei Drahtdurchmesser mit unterschiedlichen Lüfterleistungen bei etwa gleicher Rollganggeschwindigkeit. Die Streubreite der Meßwerte sowie die aus mehreren Messungen gemittelten Abkühlkurven werden dargestellt. Der 5,5 mm Draht wird mit unterschiedlicher Leistung der Lüfter 4 und 5 gekühlt. Ein Vergleich mit den Abkühlkurven ohne Lüfter zeigt, daß bei 50 % Lüfterleistung etwa 100 K und bei 100 % Lüfterleistung etwa 200 K zusätzliche Temperaturabsenkungen erreicht werden. Der 9 mm Draht wird mit allen 7 Lüftern und unterschiedlichen Lüfterleistungen gekühlt (Abbildung 4.12, rechts). Zwischen 700 °C und 600 °C ist die Gefügeumwandlung deutlich erkennbar. Um die dabei anfallende Umwandlungswärme schnell abzuführen, ist es sinnvoll, in diesem Bereich mit nahezu voller Lüfterleistung zu kühlen (Lüfter 1-3: 95 %).

Untersuchungen mit der höher auflösenden 5°-Optik zeigen bei sehr hohen Rollganggeschwindigkeiten und damit großen Windungsabständen erhöhte Schwankungen der Meßwerte. Dieses ist bedingt durch den sichtbaren Hintergrundanteil und wird deut-

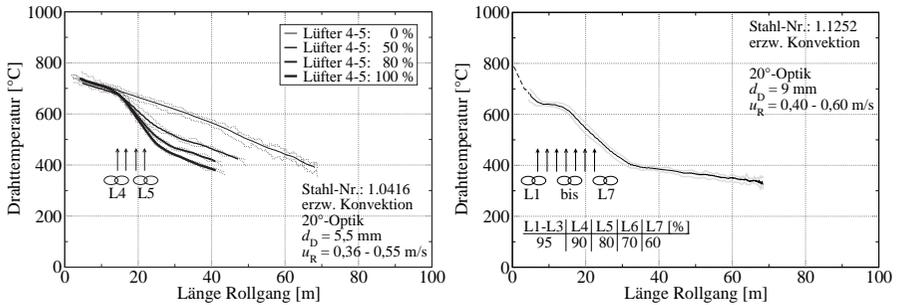


Abbildung 4.12: Temperaturverläufe für zwei Drahtdurchmesser in der Mitte des Rollgangs bei unterschiedlichen technologischen Parametern; Einfluß der Lüfterleistung.

lich beim Vergleich der Streubreite der Meßwerte in Abbildung 4.13 (l. o. und l. u.). Die vergleichsweise hohen Schwankungen treten allerdings nur in dieser Testreihe mit doppelter Rollganggeschwindigkeit auf. Bei der praxisrelevanten Rollganggeschwindigkeit (l. u.) kann der Temperaturunterschied zwischen Mitte und Rand sehr gut detektiert werden und beträgt in diesem Fall am Ende der Thermosektion ca. 50 K. Der untersuchte Einfluß der Lüfterklappen auf die Drahtabkühlung wird in Abbildung 4.13 (r. o.) deutlich. Durch die Variation der Lüfterklappenstellung läßt sich keine nennenswerte Änderung der Temperaturverläufe in der Mitte und am Rand des Rollgangs feststellen. Für die Verteilung des Luftvolumenstromes ist hauptsächlich die Anordnung der Auslaßschächte maßgeblich und es wird für den weiteren Betrieb die Einstellung der Lüfterklappen auf einen mittleren Wert (50°) empfohlen. Bei zu großer Rollganggeschwindigkeit gelingt es trotz großer Windungsabstände nicht, die gesamte Umwandlungswärme innerhalb der Thermosektion abzuführen. Abbildung 4.13 (r. u.) zeigt eine Gegenüberstellung der Abkühlkurven für unterschiedliche Rollganggeschwindigkeiten bei sonst annähernd gleichen Parametern.

Deutlich sichtbare Unterschiede ergeben sich auch im Verlauf der Abkühlkurven für verschiedene Drahtdurchmesser unter gleichen Abkühlbedingungen (Abbildung 4.14, rechts). Der 9 mm Draht kühlt, verglichen mit dem 13 mm Draht, bei annähernd gleichem Drahtmassenstrom auf dem Rollgang wesentlich schneller ab. Dieser Vergleich ist nicht dazu geeignet, die Verschiebung der Umwandlungsstarttemperatur in Abhängigkeit der Abkühlgeschwindigkeit darzustellen (s. Abbildung 2.1), da es sich um unterschiedliche Drahtdurchmesser handelt. Der in Abbildung 4.13 (l. u.) ables-

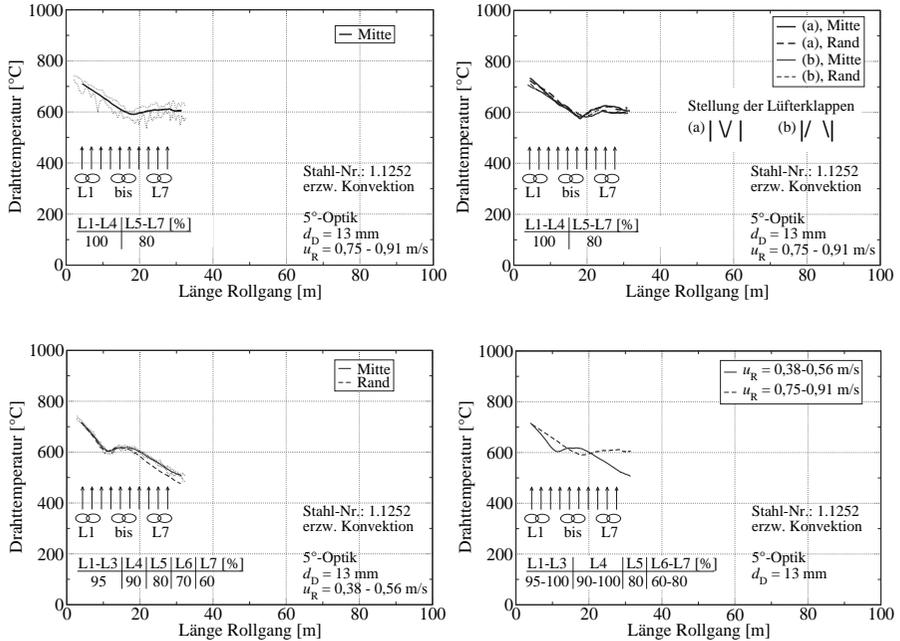


Abbildung 4.13: Temperaturverläufe in der Mitte und am Rand des Rollgangs; Einfluß der Lüfterklappenstellung und der Rollganggeschwindigkeit.

bare Temperaturunterschied zwischen Mitte und Rand von ca. 50 K für den 13 mm Draht am Ende der Thermosektion erhöht sich für den 9 mm Draht unter vergleichbaren Bedingungen um 50 % auf ca. 75 K (Abbildung 4.14, links). Der Randbereich wird bezogen auf die Rollgangmitte in beiden Fällen scheinbar zu stark gekühlt. Die mittlere Temperatur der am Rand liegenden Drahtwindungen ist jedoch höher, so daß die Unterschiede zwischen Mitte und Rand bezogen auf den gesamten Draht geringer sind. Weitere Untersuchungen im Hinblick auf die auftretenden Temperaturdifferenzen zwischen Mitte und Rand werden im nächsten Abschnitt sowie im Kapitel 6 vorgestellt.

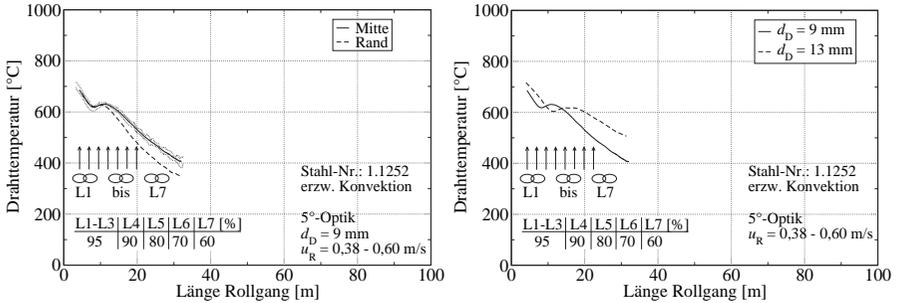


Abbildung 4.14: Temperaturverlauf in der Mitte und am Rand des Rollgangs; Einfluß des Drahtdurchmessers.

4.4.3 Weitere Temperaturverläufe

Temperaturprofile in Querrichtung

Die Kühlung ohne den Einsatz von Lüftern (freie Konvektion) führt zu einer Temperaturüberhöhung des Randbereiches. In Abbildung 4.15 (links) ist eine thermografische Aufnahme der Drahtwindungen am Ende der Thermosektion dargestellt. Um die Ausprägung des Temperaturprofils unterhalb 400 °C zu zeigen, wird der Zeitpunkt der Aufnahme bei 3,5 min nach Stillstand des Rollgangs festgelegt. Über die eingezeichneten Auswertelinien wird das rechts dargestellte Temperaturprofil der Drahtwindungen über den gesamten Rollgangabschnitt ermittelt. Deutlich sichtbar ist die Temperaturüberhöhung der Randbereiche, insbesondere des vom Kamerastandort aus gesehenen linken Randbereiches. Letzteres kann eine Folge des konstruktionsbedingten Öffnungswinkels der Abdeckhauben von $<90^\circ$ (Abschirmung) sein. Ebenso kann sich hier auch ein Einfluß des Kamerawinkels bemerkbar machen, der eventuell bewirkt, daß die Maximaltemperaturen des linken und rechten Randes nicht in gleicher Weise erfaßt werden. Die Temperaturdifferenzen zwischen Mitte und Rand vergrößern sich mit zunehmender Verweilzeit auf bis zu 100 K wobei der Temperaturunterschied zwischen den Randbereichen auf bis zu 35 K anwächst.

Zeitlicher Temperaturverlauf

Die Auswertungssoftware bietet die Möglichkeit, neben der bereits bekannten Methode der Temperatureauswertung entlang einer Linie auch die Auswertung über so-

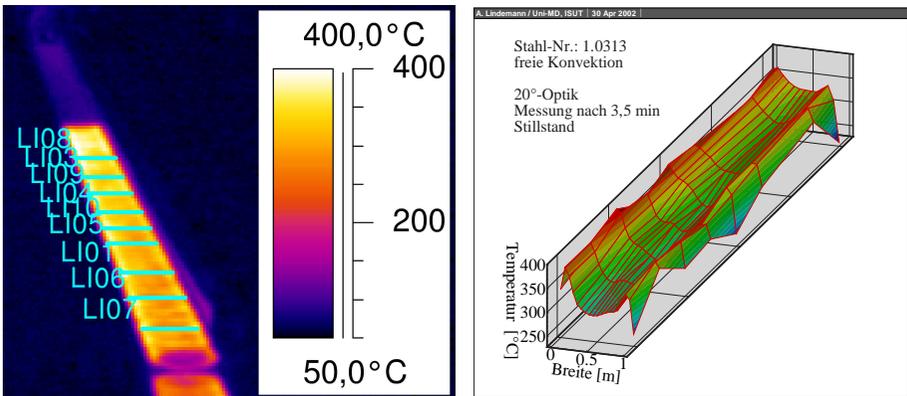


Abbildung 4.15: Temperaturüberhöhung des Randbereiches bei Kühlung ohne Lüfter (freie Konvektion).

genannte Boxen zu nutzen. Diese Variante bietet sich insbesondere bei Flächen mit hohen Temperaturgradienten an. Ein Beispiel ist in Abbildung 4.16 für die höher auflösende 5°-Optik gezeigt (gleiche Versuchsreihe wie in Abbildung 4.15). Dort ist genau über einer Lüftersektion, dessen Lüfter in Betrieb ist, eine Auswertebox gelegt. Für die zeitliche Verfolgung der Temperatur des zwangsgekühlten Drahtes bietet sich die mittlere Drahttemperatur innerhalb dieser Box an, da die Positionierung von einzelnen Spots oder Auswertelinien in stärkerem Maße subjektiven Einflüssen unterliegt. Wie sich die an verschiedenen Stellen innerhalb einer Lüftersektion positionierten Auswertelinien auf den Temperaturverlauf auswirken, wird im Anschluß erläutert. Interessant ist zunächst der Vergleich der Abkühlkurven, die mit verschiedenen Optiken und unterschiedlichen Auswertungsmethoden (5° und Box / 20° und Linie) ermittelt werden. Wie die Abbildung 4.16 (rechts) zeigt, liefern beide Varianten die gleichen Abkühlverläufe sowohl für erzwungene als auch für freie Konvektion. Das heißt, zur Ermittlung der Querprofile reichen bei der 20°-Optik Auswertelinien aus.

In Abbildung 4.17 wird für die gleiche Versuchsreihe die zeitliche Abhängigkeit des Temperaturprofils in Querrichtung gezeigt. Auch hier ruht der Draht innerhalb der Lüftersektionen. Deutlich erkennbar sind die Unterschiede der sich ausbildenden Temperaturprofile für zwei Auswertelinien (LO1 und LO2) im Bereich der Lüftersektion mit eingeschaltetem Lüfter. Beide Auswertelinien sind an verschiedenen

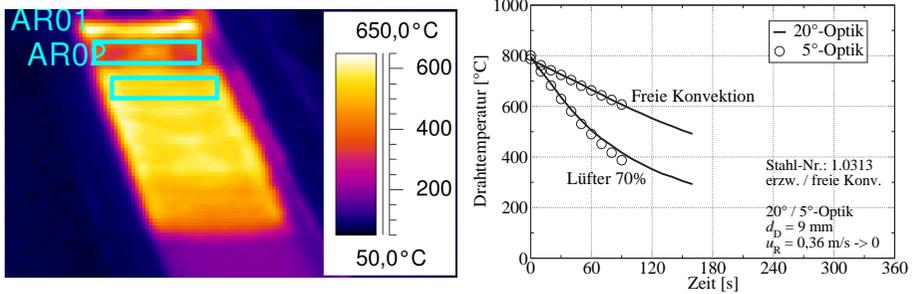


Abbildung 4.16: Infrarotaufnahme des ruhenden Drahtes im Bereich der Lüftersektionen mit einem Lüfter in Betrieb; Abkühlkurven im Vergleich für unterschiedliche Messungen mit der 5°- und der 20°-Optik.

Positionen (direkt über und zwischen den Luftauslaßschächten) in Querrichtung positioniert. Bereits nach 90 s tritt eine deutliche Temperaturüberhöhung des mittleren Bereiches in Erscheinung, direkt über den Luftauslaßschächten jedoch am stärksten. In der Infrarotgrafik sind weiterhin die verfügbaren Pixel in Längs- und Querrichtung angegeben. Im Vergleich zur 20°-Optik mit etwa einem halben Pixel pro Meter ergibt sich damit in Längsrichtung für die 5°-Optik mit 2,5 Pixel pro Meter etwa die 5fache Pixelzahl im Bereich des Windungslegers.

Seitenwände / Abdeckhauben

Die Seitenwände und insbesondere die Abdeckhauben, die im praktischen Betrieb aus konstruktiven Gründen nur bis zu einem Winkel von etwa 60° geöffnet werden können, behindern den Energietransport durch Strahlung und Konvektion und sind daher in bezug auf ihre Temperaturverläufe von Interesse. In Abbildung 4.18 sind die Ergebnisse der Messungen mittels Infrarotkamera, Pyrometer und Thermoelement dargestellt. Nach dem Durchlauf von 10 Drahtpackungen (Coils) ist die vollständige Erwärmung der Seiten- und Haubeninnenwand noch nicht abgeschlossen. Die mittleren Temperaturen liegen im hinteren Bereich der Thermosektion etwa 50 K unterhalb der maximal erreichbaren Temperatur, die im quasikontinuierlichem Betrieb über mehrere Stunden gemessen wurde, während in den Lüftersektionen über 150 K Temperaturunterschied auftreten. Die Ursache dafür ist im Aufbau der Thermosektion zu finden. Während die Umgebungsluft nach den Gesetzmäßigkeiten der

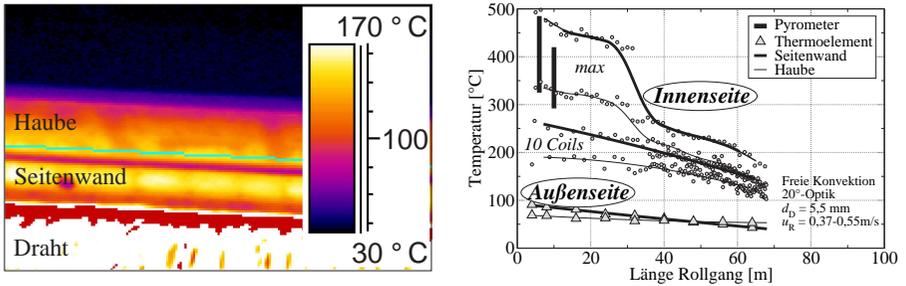


Abbildung 4.18: Verlauf der mittleren Temperaturen der Seitenwand und der Abdeckhauben in Längsrichtung; Maximalwerte und Messungen nach 10 Coils für die Innenseite; Messungen an der Außenseite mittels Oberflächen-Meßfühler.

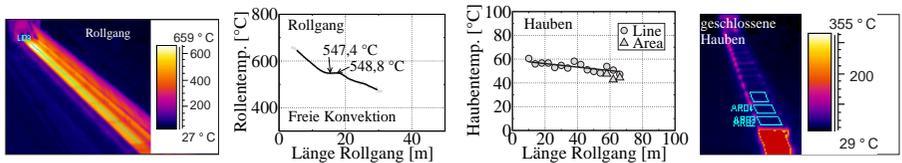


Abbildung 4.19: Temperaturverlauf der geschlossenen Abdeckhauben nach dem Durchlauf von 9 Coils, erste Abdeckhaube geöffnet, Legetemperatur 825 °C, $d_D = 5,5$ mm, $u_D = 98,5$ m/s, $u_R = 0,25$ m/s.

und durchlaufendem Draht liegt. Deutlich zu erkennen ist der Rollgangbereich, bei dem der zuvor gekühlte Draht seine Umwandlungswärme abgegeben hat. Sogar ein leichter Temperaturanstieg ist erkennbar, was als Hinweis darauf gedeutet werden kann, daß die gerade im Bereich der Phasenumwandlungen oft beobachtete Änderung des Emissionsgrades nicht allein die Ursache für die Temperaturanhebung ist. Denn die Rollen des Rollgangs sind in diesem Temperaturbereich umwandlungsfrei und werden vom abkühlenden Draht erwärmt.

Die Untersuchungen bei geschlossenen Abdeckhauben beschränken sich auf einen Zeitraum von ca. 30 min, wobei insgesamt 9 Coils gewalzt werden (Abbildung 4.19, rechts). Bezüglich des Drahtes ist den Infrarotaufnahmen zu entnehmen, daß sich bereits nach 60 s am Ende der Thermosektion ein U-förmiges quasistationäres Temperaturprofil in Querrichtung einstellt. In Rollgangmitte werden ca. 550 °C und am

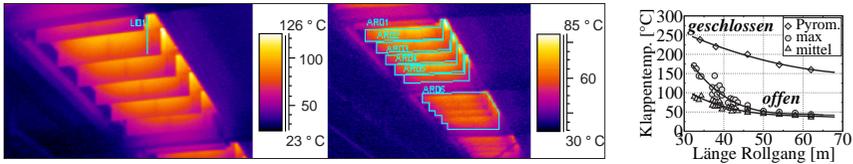


Abbildung 4.20: Ermittlung der Verläufe der mittleren und maximalen Klappentemperaturen über Linien und Bereiche (Areas); geschlossene Klappen mittels Pyrometer.

Rand etwa 625 °C ermittelt. Die ermittelten Temperaturen der Abdeckhauben an der Außenseite liegen im Fall geschlossener Abdeckhauben unterhalb der Temperaturen bei geöffneten Abdeckhauben (vgl. Abb. 4.18).

Klappen unterhalb des Rollgangs

An die Lüftersektionen schließen sich in Transportrichtung die nach unten offenen Sektionen mit Klappen an. Die Klappen werden im praktischen Betrieb nur zusammen mit den Abdeckhauben geschlossen. Thermografieaufnahmen der geöffneten Klappen während der Drahtkühlung zeigt Abbildung 4.20 beispielhaft für drei Sektionen. Die in der Grafik dargestellten Verläufe der mittleren und maximalen Klappentemperaturen werden durch Linien und durch die relativ zeitaufwendige Festlegung von Bereichen (Areas) entsprechend der sichtbaren Klappenkonturen ermittelt. Der ebenfalls dargestellte Temperaturverlauf bei geschlossenen Klappen basiert auf Pyrometermessungen.

4.4.4 Luftgeschwindigkeit

Durch die Anordnung der Luftauslaßschächte in der Lüftersektion (Abbildung 3.3b) ergibt sich eine stark inhomogene Verteilung der Luftgeschwindigkeit in Längs- und Querrichtung. Zur Ermittlung der Geschwindigkeitsprofile in Abhängigkeit der Lüfterleistung wird deshalb ein möglichst kleiner Meßpunktabstand gewählt. Abbildung 4.21 zeigt die Ergebnisse der Messungen mit einem Flügelrad-Anemometer. Eine Mittelung der Geschwindigkeitswerte in Längsrichtung für jede Lüftersektion erscheint sinnvoll, da sich die Drahtwindungen während des normalen Betriebes über die Lüftersektion mit einer konstanten Geschwindigkeit hinweg bewegen.

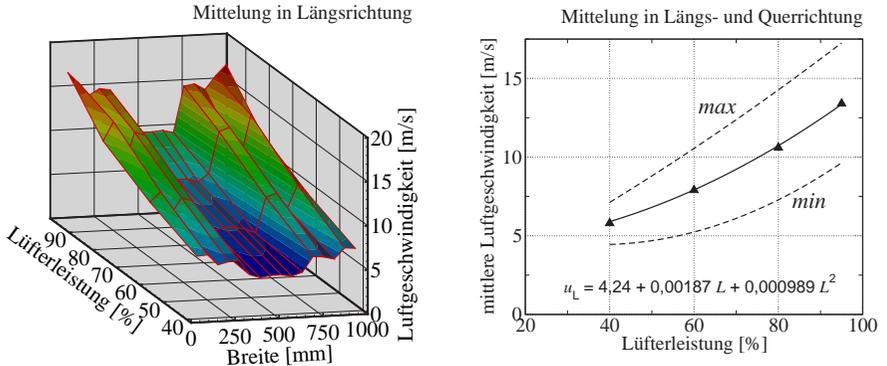


Abbildung 4.21: Experimentell ermittelte Luftgeschwindigkeiten über der Lüftersektion (Drahtposition) in Abhängigkeit der Lüfterleistung; Messungen mittels Flügelrad-Anemometer; Gitter: $\Delta x = 60$ mm, $\Delta y = 75$ mm.

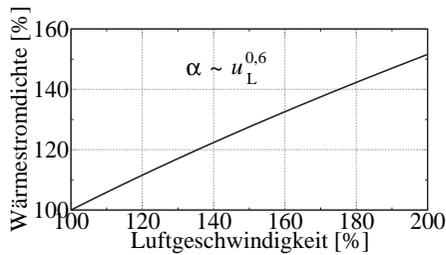


Abbildung 4.22: Abhängigkeit der Wärmestromdichte von der Luftgeschwindigkeit für die Kühlung des Einzelzylinders durch erzwungene Konvektion (ZHUKAUSKAS).

Variantenrechnungen im Zuge der im Abschnitt 6.1 vorzunehmenden Anpassung der Modellparameter ergeben Abweichungen in Höhe von ca. 20 %. Diese sind bedingt durch die Meßmethode als realistisch einzuschätzen. Meßabweichungen ergeben sich beispielsweise allein durch die Schrägstellung der Luftauslaßschächte, durch die neben der vertikalen auch eine in diesem Fall nicht berücksichtigte horizontale Geschwindigkeitskomponente auftritt. Als weitere Fehlerquelle kann das im Verhältnis zu den nahezu punktförmig angebrachten Luftauslaßschächten relativ grobe Meßpunktgitter gesehen werden. Zudem beeinflussen die Drahtwindungen das Strömungsprofil im praktischen Betrieb. Bezogen auf die Kühlung des querangeströmten Einzelzylinders, die näherungsweise in Rollgangmitte vorliegt, gilt die in Abbildung 4.22 dargestellte Abhängigkeit zwischen Luftgeschwindigkeit und Wärmeübergangskoeffizient bzw. Wärmestromdichte $\dot{q} \sim \alpha \sim Nu \sim Re^{0,6} \sim u_L^{0,6}$ für $Re > 1000$. Danach bewirkt eine um 20 % höhere Luftgeschwindigkeit eine um ca. 10 % erhöhte Wärmestromdichte.

4.5 Zusammenfassung

Die Ergebnisse der im Drahtwalzwerk durchgeführten infrarotthermografischen Messungen sollen dazu genutzt werden, das entwickelte Modell für die Abkühlung von Walzdraht zu bestätigen und gegebenenfalls eine Anpassung der Modellparameter vorzunehmen. Im Rahmen der Inbetriebnahme wurde nahezu der gesamte Parameterbereich in bezug auf Drahtdurchmesser, Rollganggeschwindigkeit und Kühlmöglichkeiten abgedeckt. Durch eine günstige Kameraposition bot sich zudem die Möglichkeit, weite Bereiche des Rollgangs mit nur jeweils einer Kameraeinstellung zu erfassen. Um den Einfluß der begrenzten Auflösung insbesondere der sehr weit entfernten Drahtwindungen im Bereich der Lüftersektion abzuschätzen, wurden wechselweise Aufnahmen mit unterschiedlichen Vorsatzlinsen durchgeführt.

Zur Bestimmung der Emissionsgrade der gewalzten Drähte wurden Proben entnommen und diese unter Laborbedingungen untersucht. Dabei wurden unterschiedliche Methoden angewandt, um einerseits die Meßergebnisse zu vergleichen und andererseits Aussagen zur Verzunderung zu treffen.

Die Ermittlung des Geschwindigkeitsfeldes der Kühlluft in Abhängigkeit der Lüfterleistung erfolgte im Walzwerk durch Messungen mit einem Flügelrad-Anemometer. Unsicherheiten ergaben sich durch die Verteilung der Meßpunkte, der horizontalen Anordnung des Flügelrades sowie der Messung ohne das Vorhandensein von Drahtwindungen.

Insgesamt kann eingeschätzt werden, daß eine Modellverifikation aufgrund der Meßergebnisse, die sich durch einen breiten Parameterbereich und eine gute Reproduzierbarkeit auszeichnen, ohne größere Einschränkungen möglich ist.

Kapitel 5

Thermoanalytische Untersuchung

In der thermischen Analyse gibt es eine Vielzahl von Verfahren zur Messung von Stoffeigenschaften in Abhängigkeit der Temperatur. Zu den schon sehr lange Zeit bekannten Methoden wie Dilatometrie, Thermogravimetrie, Differenzthermoanalyse (DTA) und Dynamische Differenz-Kalorimetrie (Difference Scanning Calorimetry = DSC) sind neuere Verfahren hinzugekommen wie z.B. die thermooptischen Methoden, die thermomechanische Analyse, gasanalytische Verfahren, die Thermosonimetrie und insbesondere auch die Laser-Flash-Methode [79].

Die Bereitstellung gesicherter Stoffwerte ist im allgemeinen eine wesentliche Voraussetzung für genaue Ergebnisse der Simulation thermischer Prozesse [80]. MAHRLE [81] hat in seiner Arbeit deutliche Unterschiede in den Simulationsergebnissen bei Verwendung konstanter Stoffwerte und Stoffwertfunktionen herausgestellt. Er führte umfangreiche Simulationsrechnungen zur Vorhersage entstehender Schmelzbadgeometrien beim Laserstrahlschweißen durch und trifft in seiner Arbeit u.a. Aussagen über den Einfluß der Phasenumwandlungen und der temperaturabhängigen thermophysikalischen Stoffwerte in der festen und flüssigen Phase. Für den vorliegenden Fall der Abkühlung von Walzdraht ist die feste Phase von maximal 1000 °C abwärts von Interesse, da die üblichen Legetemperaturen zwischen 800 und 850 °C bei hochgeköhlten und bei maximal 900 °C bei niedriggeköhlten Stählen liegen [28]. In Nähe dieser Temperaturen findet bei Abkühlung von ferritischen Stählen die Gefügeumwandlung vom γ - zum α -Eisen und die magnetische Umwandlung (CURIE-

Temperatur = 768 °C) statt. Stahlzusammensetzung und insbesondere die Höhe des C-Gehaltes aber auch die Abkühlgeschwindigkeit haben Einfluß auf die Gefügeumwandlung. Eisen-Kohlenstoff-Diagramme (EKD) und Zeit-Temperatur-Umwandlungsschaubilder (ZTU-Schaubilder) belegen dieses. Bei reinem Eisen liegt die AC3-Temperatur, d.h. der Beginn der Umwandlung vom Austenit zum Ferrit bei geringer Aufheizrate bei 906 °C. Derartige markante Umwandlungstemperaturen lassen sich beispielsweise zur Temperaturkalibrierung von Thermoanalysegeräten nutzen.

Für die Simulation der Abkühlung von Walzdraht werden Dichte und spezifische Wärmekapazität, die in der Massen- und Energiebilanz berücksichtigt werden, sowie die Wärmeleitfähigkeit zur Berücksichtigung der axialen Wärmeleitung im Draht benötigt. Da die Stoffwerte für die betreffenden Materialien nicht zur Verfügung stehen, sind Messungen erforderlich. Diese werden erläutert mit einer anschließenden Diskussion der Meßergebnisse.

5.1 Spezifische Wärmekapazität

5.1.1 Meßprinzip

Für die Ermittlung der spezifischen Wärmekapazität in Abhängigkeit der Temperatur eignet sich insbesondere die DSC-Methode [82]. Grundsätzlich werden zwei Arten, die leistungskompensierte DSC und die Wärmestrom-DSC, unterschieden. Bei beiden wird laut Definition die Differenz der Energiezufuhr zu einer Substanz und einem Referenzmaterial als Funktion der Temperatur ermittelt, während die Substanz und das Referenzmaterial einem geregelten Temperaturprogramm unterworfen werden. Die direkte Meßgröße ist eine Temperaturdifferenz. Abbildung 5.1 zeigt den vereinfachten schematischen Aufbau einer Wärmestrom-DSC. Hier wird die Temperaturdifferenz zwischen Proben- und Referenzseite direkt unterhalb des Tiegelträgers (Scheibenmeßsystem) gemessen. Bei Aufheizung dieses Systems stellt sich unter der Bedingung der geometrischen und thermischen Symmetrie beider Seiten ein quasistationärer Zustand ein, und die gemessene Temperatur an der Probenseite wird der Temperatur an der Referenzseite nachlaufen. Der Grund dafür ist die zusätzliche Wärmekapazität der Probe auf der Probenseite. Vollzieht sich nun eine chemische Reaktion oder beispielsweise eine Gefügeumwandlung in der Probe, so wird dieses in einer veränderten Temperaturdifferenz und somit auch in der Thermospannung (DSC-Signal) sichtbar. Je nachdem, ob die Reaktion oder Umwandlung exotherm oder endotherm verläuft, steigt oder fällt das DSC-Signal.

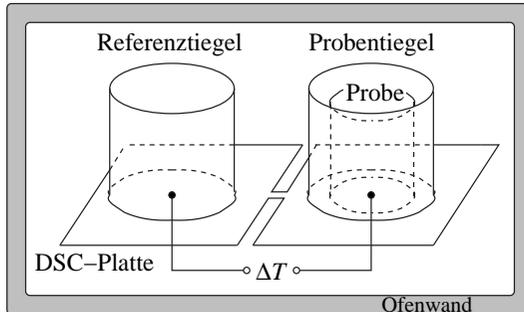


Abbildung 5.1: Vereinfachter schematischer Aufbau einer Wärmestrom-DSC nach dem Scheibenmeßsystem.

Das Prinzip nach dem Scheibenmeßsystem zeichnet sich vor allem durch die Anwendung verhältnismäßig hoher Heizraten aus, wodurch sich die Meßzeit stark verkürzt [79]. Bedingt durch die Vielzahl von Einflußfaktoren, die sich negativ auf das Meßergebnis auswirken können, werden sehr hohe Anforderungen an die Meßtechnik aber auch an die Versuchsdurchführung gestellt [83]. Dabei ist das Verständnis in bezug auf die Deutung der Meßkurven von entscheidender Bedeutung, und es bietet sich an, ein theoretisches Modell zu entwickeln, um die komplexen Vorgänge an einem DSC-Meßkopf im Hinblick auf die Bewertung der Einflußgrößen näher zu durchleuchten [84].

Die Bestimmung der spezifischen Wärmekapazität eines Materials basiert auf mindestens drei Messungen. Der Leerversuch ohne Probe dient der Ermittlung der Basislinie (BL). Dadurch sollen negative Effekte, die auf unvermeidbare Unsymmetrien zwischen Proben- und Referenzseite zurückzuführen sind, ausgeglichen werden. Ein weiterer Versuch mit einem Referenzmaterial (R), dessen spezifische Wärmekapazität bekannt und standardisiert ist, schließt sich dem Leerversuch an. Die Reproduzierbarkeit jedes einzelnen Versuches sollte dabei nachgewiesen werden. Ist diese gegeben, kann der eigentliche Versuch mit dem zu untersuchenden Material durchgeführt werden. Die DSC-Signale der drei Messungen (DSC) bilden die Basis für die rechnerische Ermittlung der zu bestimmenden spezifischen Wärmekapazität der Probe (P) nach folgender Gleichung:

$$c_{p,P} = c_{p,R} m_R / m_P (DSC_P - DSC_{BL}) / (DSC_R - DSC_{BL}).$$

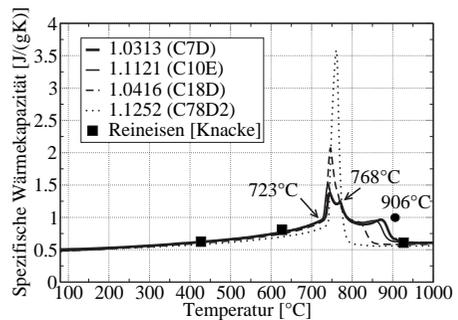
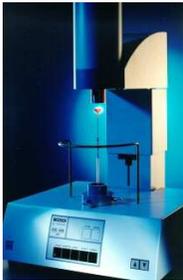


Abbildung 5.2: Netzsch DSC 404C Pegasus und die ermittelten spezifischen Wärmekapazitäten der Stähle in Abhängigkeit der Temperatur; AC1: 723 °C, AC2: 768 °C, AC3: <906 °C.

5.1.2 Meßergebnisse

Für die Messungen kommt die DSC 404 C Pegasus der Firma NETZSCH Gerätebau GmbH zum Einsatz. Dieses Gerät entspricht dem derzeitigen Stand der Technik und ermöglicht Messungen zur Bestimmung von spezifischen Wärmekapazitäten, Schmelztemperaturen, Phasenumwandlungsenthalpien, Phasendiagrammen, Kristallisationstemperaturen, Kristallinitätsgraden, Glasübergangstemperaturen, Zersetzungseffekten, Reaktionskinetiken, Reinheiten u.a. im Temperaturbereich von 20 °C bis 1650 °C sowie im Hochvakuum oder in statischer bzw. dynamischer Inertgasatmosphäre. Eine Auswahl von Messungen bis in den Bereich der Schmelze sowie die gesammelten Erfahrungen werden u.a. in [85] und [86] vorgestellt. Abbildung 5.2 zeigt das verwendete Gerät sowie die nach dem bereits beschriebenen Verfahren ermittelten Temperaturabhängigkeiten der spezifischen Wärmekapazität der in den Experimenten gewalzten Stähle. Deutlich sichtbar ist bei allen Stählen der Bereich der α , γ -Phasenumwandlung. Dabei ist die Breite der Umwandelungspeaks abhängig vom Kohlenstoffgehalt der Stähle. Ausgehend vom Stahl C7D mit 0,07 % C nimmt die Peakbreite bis hin zum C78D2 mit 0,78 % C sichtbar ab. Grenzbereiche bilden reines Eisen (0 % C), dessen Phasenumwandlung bei Aufheizung bei 906 °C abgeschlossen ist (100 % Austenit) und der eutektoide Stahl (0,83 % C), der direkt von der Perlit- zur Austenitphase bei der AC1-Temperatur (723 °C) übergeht. Die Phasenumwandlung beginnt bei allen Stählen mit guter Übereinstimmung bei 723 °C (AC1)

und ist in Abhängigkeit vom C-Gehalt bei der entsprechenden AC3-Temperatur abgeschlossen. Zwischen AC1 und AC3 liegt die CURIE-Temperatur AC2 (768 °C), die sich im Kurvenverlauf der beiden Stähle mit dem geringsten C-Gehalt sehr gut widerspiegelt. Die sehr gute Übereinstimmung der Meßergebnisse mit den Grenztemperaturen des bekannten Eisen-Kohlenstoff-Diagramms für die isotherme Umwandlung [12] beweist die Genauigkeit der ermittelten Werte. Außerhalb des Phasenumwandlungsbereichs liegt die Abweichung der Meßwerte für den niedriglegierten Stahl C7D von den Literaturwerten des reinen Eisens nach KNACKE [87] bei unter 5 %.

5.2 Dichte

5.2.1 Meßprinzip

Die Ermittlung der Dichte von Festkörpern in Abhängigkeit der Temperatur kann über die Messung der thermischen Ausdehnung erfolgen. Dafür bieten sich die Methoden der Dilatometrie und der thermomechanischen Analyse (TMA) an. Letztere dienen mehr der Ermittlung mechanischer Eigenschaften, wie Dehnungs- und Biegeverhalten, wobei während des Ablaufes vorgegebener Temperaturprogramme zusätzlich Kräfte auf die Proben wirken. Insbesondere für große Probenlängen werden in der Praxis Schubstangendilatometer eingesetzt, vorzugsweise in horizontaler Bauart. Meßgröße ist die Längenänderung der Probe, die mittels einer Schubstange auf ein empfindliches Längenmeßsystem übertragen wird. Für isotrope sowie kubisch kristallisierende Festkörper ist die Messung der Längenänderung ausreichend, um daraus die Dichte zu berechnen, da die Ausdehnungskoeffizienten in den drei kristallografischen Ausrichtungen gleich sind. Mit Kenntnis eines Referenzwertes für die Dichte beispielsweise bei Umgebungstemperatur kann aus der Längenänderung die Dichte in Abhängigkeit der Temperatur berechnet werden. Je nach geforderter Genauigkeit läßt sich der Referenzwert durch Pyknometermessungen oder über eine einfache Messung der Abmaße und Masse der Probekörper bestimmen.

5.2.2 Meßergebnisse

Das verwendete Schubstangendilatometer NETZSCH DIL 402 C ermöglicht Messungen bis 1650 °C im Vakuum oder in Inertgasatmosphäre. In Abbildung 5.3 sind das Gerät sowie die Meßergebnisse dargestellt. Auf die Darstellung der Meßkurve für den Stahl C7D mit dem geringsten C-Gehalt wird aus Gründen der Übersichtlichkeit verzichtet, da ihr Verlauf nur geringfügig von der des Stahls C10E abweicht. In

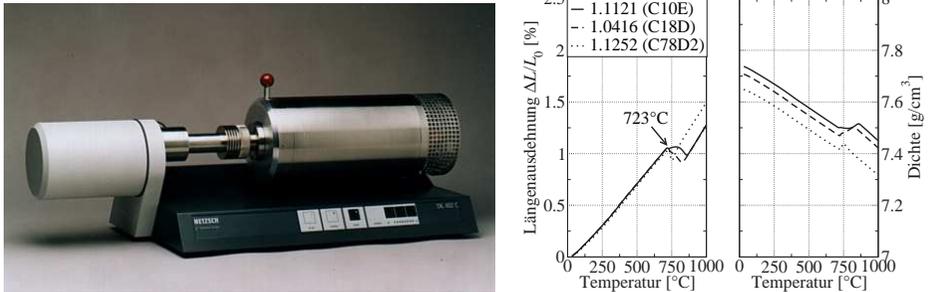


Abbildung 5.3: Schubstangendilatometer NETZSCH DIL 402 C und Meßergebnisse.

Analogie zu den DSC-Messungen sind auch hier die Umwandlungsbereiche erkennbar. Phasenumwandlungen erster Ordnung wie beispielsweise die α , γ -Umwandlung kennzeichnet ein Sprung in der Dilatometerkurve, während Umwandlungen zweiter Ordnung (z.B. magnetische Umwandlung) lediglich einen Knick bzw. die Änderung des Anstieges bewirken [79]. Voraussetzung für einen Sprung in der Dilatometerkurve ist jedoch eine homogene Temperaturverteilung in der Probe. Bei den untersuchten Stählen überlagern sich beide Effekte. Der Beginn der Phasenumwandlung aller Stähle bei 723 °C wird in Übereinstimmung mit der bereits ermittelten spezifischen Wärmekapazität auch hier durch die Meßkurven bestätigt. Die ebenfalls dargestellten Verläufe für die Dichte basieren auf Dichtereferenzwerten bei Umgebungstemperatur, die aufgrund der Verfügbarkeit mehrerer Proben des gleichen Stahls auf Ausmessung mittels Mikrometerschraube, Massebestimmung mittels Präzisionswaage und anschließender Mittelwertbildung beruhen. Die Abweichung der Dichte bei Umgebungstemperatur, die in der Literatur für unlegierte und niedriglegierte Stähle mit 7840 kg/m³ angegeben wird, ist für den Stahl C10E kleiner als 2 %. Dabei stellt der in der Literatur angegebene Wert einen Mittelwert aus vielzähligen Meßwerten unterschiedlicher Stähle dar. Diese Meßwerte liegen im Bereich von etwa 7700 kg/m³ bis 7850 kg/m³, in welchem auch die eigenen Meßwerte liegen.

5.3 Temperatur- und Wärmeleitfähigkeit

5.3.1 Meßprinzip

Zur Bestimmung der Temperatur- und Wärmeleitfähigkeit werden unterschiedliche Methoden, wie z.B. die Plattenmethode oder die Laserflash-Technik, eingesetzt. Eine erst in den letzten Jahren entwickelte Technik, die sogenannte Hot-Disk-Methode, deckt den Meßbereich der Wärmeleitfähigkeit von 0,01 W/(mK) bis 400 W/(mK) bei Temperaturen bis maximal 700 °C ab und stellt dabei vergleichsweise geringe Anforderungen an die Probengeometrie. Für den Einsatz bei höheren Temperaturen (bis 2000 °C) ist die Laserflash-Methode geeignet [88]. Meßgröße ist hierbei die Temperaturleitfähigkeit im Bereich von 0,1 mm²/s bis 1000 mm²/s, aus der dann über die Dichte und die spezifische Wärmekapazität eines Materials die Wärmeleitfähigkeit berechnet werden kann. Bei der Laserflash-Methode wird die Vorderseite einer schmalen scheibenförmigen Probe kurzzeitig einer energiereichen Strahlung ausgesetzt. Die Quelle ist meistens ein Laser oder eine Xenon-Blitzlampe. Der resultierende Temperaturanstieg an der Rückseite der Probe wird gemessen. Anschließend wird aus dem zeitlichen Temperaturverlauf die Temperaturleitfähigkeit bestimmt. Die Meßzeiten liegen in der Regel unter einer Sekunde. Die Umgebungstemperatur wird während der Messung über einen geregelten Ofen konstant gehalten.

5.3.2 Meßergebnisse

Für die Messungen von Umgebungstemperatur bis 1000 °C wird die Laserflash-Apparatur NETZSCH LFA 427 verwendet. Sie besteht aus dem Meßteil mit Ofen, Laser und Infrarotdetektor, der Steuer- und Versorgungseinheit für das Meßteil, der Leistungsversorgung für das Lasersystem und dem Datenerfassungs- und Rechnersystem. Die Apparatur ist zusammen mit den Meßergebnissen in Abbildung 5.4 dargestellt. Auch hier wird aus Gründen der Übersichtlichkeit auf die Darstellung der Meßkurve für den Stahl C7D verzichtet. Die Verläufe der Meßkurven lassen eine starke Abhängigkeit vom C-Gehalt der Stähle erkennen. Zusätzlich eingelagerte C-Atome im Kristallgitter behindern scheinbar den Wärmetransport innerhalb der Materialien und führen zu verringerter Temperatur- und Wärmeleitfähigkeit. Tatsächlich sind die Einflußfaktoren sehr viel komplexer. Die Wärmeleitfähigkeit metallischer Stoffe setzt sich additiv aus der Elektronenleitung und der Gitterleitung zusammen. Sie wird u.a. durch Vorgänge begrenzt, die zur Streuung der Leitungselektronen und Phononen (= quantifizierte Energiemengen, die bei der Wechselwirkung zwischen Gitterionen und

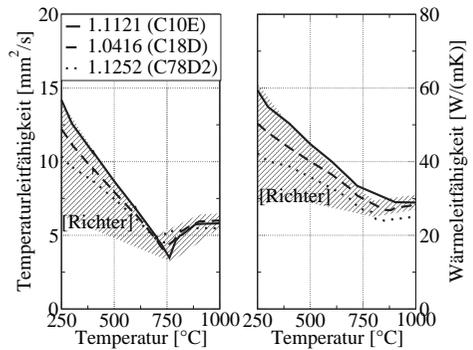


Abbildung 5.4: Laserflash-Apparatur NETZSCH LFA 427 und Meßergebnisse.

Elektronensystem übertragen werden) führen [89]. Auf die vielzähligen Streumechanismen, die theoretisch jeweils als einzelne Wärmeleitwiderstände aufgefaßt werden können, soll hier aber nicht näher eingegangen werden. Die ermittelten Kurven liegen innerhalb der in der Literatur [90, 91] angegebenen Bereiche für unlegierte und niedriglegierte Stähle. Die Meßkurven für die Stähle mit dem geringsten Anteil an Legierungselementen C7D und C10E stimmen gut mit der für Reineisen angegebenen Kurve überein und repräsentieren die obere Grenze des Bereiches. Für die Bereiche außerhalb der Gefügeumwandlungen konnte durch Vergleichsmessungen mit Reineisen ein Meßfehler von kleiner als 10 % nachgewiesen werden. Der Einfluß der Wärmeleitfähigkeit auf die Simulationsergebnisse wird in Abschnitt 6.3.3 untersucht.

5.4 Zusammenfassung

Die eingesetzten Geräte ermöglichten eine ausreichend präzise Bestimmung der thermophysikalischen Stoffwerte der gewalzten Stähle im relevanten Temperaturbereich und repräsentieren den derzeitigen Stand der Technik. Bei allen Messungen waren die sorgfältige Probenvorbereitung, wie z.B. plane und geschliffene Oberflächen, sowie die Schaffung einer dynamischen Inertgasatmosphäre notwendige Voraussetzungen für reproduzierbare Meßergebnisse. Für die spezifische Wärmekapazität, die Dichte und die Temperaturleitfähigkeit konnte eine gute Übereinstimmung mit den verfügbaren Literaturdaten nachgewiesen werden. Da die Wärmeleitfähigkeit aus dem Produkt

der drei ermittelten Stoffwerte gebildet wird, ist hier der Fehler etwas größer, kann jedoch außerhalb der Phasenumwandlungsbereiche als gering eingeschätzt werden.

Kapitel 6

Simulationsergebnisse

6.1 Modellverifikation

Auf Grundlage der bereits vorgestellten Ergebnisse der experimentellen Untersuchung wird die richtige Wiedergabe der realen Wärmetransportverhältnisse durch das Modell getestet. Es erfolgt ein Vergleich zwischen simulierten und experimentell ermittelten Abkühlkurven für die Mitte des Rollgangs (1D). Aufgrund der Vielzahl vorhandener Abkühlkurven werden dazu nur einige ausgewählte Testfälle vorgestellt, die in bezug auf die Vorgabe der technologischen Parameter unterschiedlich sind und möglichst den gesamten technologischen Bereich abdecken. Von besonderem Interesse ist dabei nicht nur die Abkühlung des Drahtes in Längsrichtung sondern auch der Temperaturverlauf quer zur Transportrichtung (2D).

Ein Vergleich der Simulationsergebnisse mit Werten aus der Literatur ist aufgrund der vergleichsweise nur geringen Anzahl von Quellen sowie der in den Quellen oft nur unzureichend angegebenen technologischen Parameter teilweise nicht bzw. nur unter weiteren Annahmen möglich. Zudem ist die Übertragbarkeit der Literaturwerte aufgrund anderer konstruktiver Varianten nur bedingt möglich.

6.1.1 Drahtabkühlung

Der Temperaturverlauf des Drahtes über der Rollganglänge bzw. der Zeit ist ein Maß für die Änderung der inneren Energie dU/dt und damit der abgegebenen Wärme pro

Zeit $dQ/dt = \dot{Q}$. Es gilt nach dem ersten Hauptsatz der Thermodynamik für den Fall der Drahtkühlung bei Vernachlässigung der Wärmeleitung in Längsrichtung

$$dU/dt = dQ/dt = m_D c(T) dT/dt = \dot{Q}.$$

Damit kann über die Abkühlgeschwindigkeit dT/dt ein Vergleich zwischen Simulation und Experiment vorgenommen und die richtige Wiedergabe der realen Wärmeübergangsbedingungen durch das Modell getestet werden. Die Temperaturen werden über die Energiebilanz der jeweils betrachteten Drahtabschnitte aus den zuvor errechneten Wärmeübergangskoeffizienten bzw. Wärmestromdichten ermittelt (siehe Abschnitt 3.7). Das erfordert u.a. die Kenntnis der Stoffwerte (spezifische Wärmekapazität) des Stahls. Wie die Literaturlauswertung aber auch die eigenen experimentellen Untersuchungen zeigen, tritt insbesondere bei hohen Abkühlgeschwindigkeiten eine Verschiebung der Umwandlung vom γ - zum α -Eisen in Richtung geringerer Temperaturen auf (Unterkühlung). Damit verbunden ist in vielen Fällen ein meßbarer Temperaturanstieg während der Umwandlung. Für die Beschreibung des Abkühlverlaufs im Bereich der Phasenumwandlung reicht somit die alleinige Vorgabe der $c_p(T)$ -Funktion, die im allgemeinen für sehr langsame Aufheizung ermittelt wird, nicht aus. Für diesen Bereich sind in der Literatur eine Reihe von Ansätzen zu finden, auf die bereits im Abschnitt 2.1 eingegangen wurde. Zur Verifizierung und Anpassung dieses Modells, welches vorrangig der Bereitstellung von Wärmeübergangszahlen bzw. Wärmestromdichten dient, genügt die Betrachtung der Abkühlverläufe außerhalb der Phasenumwandlungsbereiche.

Die Abbildungen 6.1 und 6.2 zeigen einige experimentell ermittelte und bereits in Abschnitt 4.4.2 vorgestellte Abkühlkurven, deren Verlauf im wesentlichen auch ohne Anpassung der Modellparameter gut durch das Modell wiedergegeben wird. Eine Anpassung wird insbesondere für die Rollgangbereiche notwendig, deren konstruktive Besonderheiten noch nicht vollständig im Modell berücksichtigt werden. Dabei bereitet es in einigen Fällen Schwierigkeiten, Effekte, die z.B. durch schwankende oder durch ungenau erfaßte Betriebsparameter hervorgerufen werden, klar von den Einflüssen der theoretisch festgelegten Parameter zu unterscheiden. Ein gutes Beispiel dafür sind die in Abbildung 6.1 (rechts) dargestellten Abkühlkurven für den 5,5 mm Draht. Während die Abkühlkurve für freie Konvektion und Strahlung (ohne Lüfter) über der gesamten Rollganglänge unter Verwendung der ermittelten $c_p(T)$ -Funktion durch die Simulation ohne weitere Anpassung gut wiedergegeben wird, gelingt dieses für die erzwungene Konvektion (Lüfter 4 und 5 eingeschaltet) erst nach Berücksichtigung folgender Punkte. Zum einen muß der erhöhten Abkühlgeschwindigkeit durch Anpassung der $c_p(T)$ -Funktion Rechnung getragen werden. Zum anderen reicht die

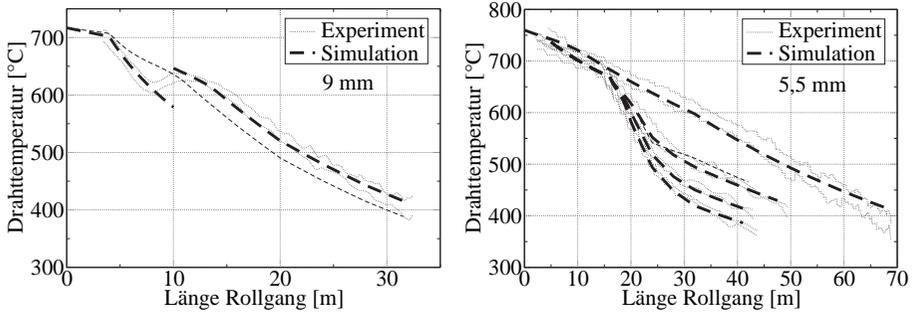


Abbildung 6.1: Vergleich experimentell ermittelter und simulierter Abkühlkurven für 9 mm und 5,5 mm Drahtdurchmesser; Parameter nach Abbildungen 4.14 und 4.12.

Vorgabe der verwendeten Lüfterleistungen allein nicht aus, um die drei Abkühlkurven durch Simulation mit guter Genauigkeit zu bestätigen. Die Auswertung der experimentell ermittelten Abkühlkurven und der Vergleich mit der Simulation belegen, daß in erster Näherung eine Verschiebung des maximalen Peaks der $c_p(T)$ -Funktion um -80 K ausreichend ist. Im Sinne der einfachen Reproduzierbarkeit der Simulationsergebnisse wird diese Verschiebung bei allen weiteren Simulationen verwendet, auch wenn dieses einer Mittelung entspricht. Freie Konvektion wird näherungsweise mit der ermittelten $c_p(T)$ -Funktion (ohne Verschiebung) berechnet. Es sei bemerkt, daß die Wendepunkte bei ca. 32 m Rollganglänge nicht auf die spezifische Wärmekapazität zurückzuführen sind, sondern Folge der veränderten Bedingungen für den Wärmetransport durch Strahlung und Konvektion beim Übergang zu der nach unten offenen Thermosektion sind.

Bei Vorgabe der entsprechenden Lüfterleistungen für die Lüfter 4 und 5 treten Abweichungen zwischen Simulation und Experiment auf, wie es durch die schmale Strichlinie in der Abbildung 6.1 (rechts) verdeutlicht wird. In der Realität treten keine sprunghaften Änderungen des Anstieges der Abkühlkurven zwischen den Sektionen mit ein- und ausgeschaltetem Lüfter auf. Die eingeschalteten Lüfter einer Sektion beeinflussen scheinbar auch den Wärmeübergang in der Nachbarsektion. Dieses verstärkt sich durch die Neigung der Luftauslaßschächte in Transportrichtung. Eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Experiment läßt sich in diesem Fall erzielen, wenn 30 % der Lüfterleistung des letzten Lüfters (5) auf die zwei nachfolgenden Lüfter-

sektionen (2 x 4 m) zu jeweils 20 % und 10 % aufgeteilt werden. Das entspricht einer Verbesserung des Wärmeübergangs in den Nachbarsektionen bei gleichbleibender Gesamtlüfterleistung. Hier können sich allerdings auch Effekte im Sinne von Unschärfen, die aus der begrenzten Auflösung der Infrarottechnik resultieren, bemerkbar machen. Wie bereits beschrieben, können selbst bei Verwendung der höher auflösenden 5°-Optik Mittelungen in Längsrichtung auftreten, da die Auflösung am Ende der Lüftersektionen auf ca. 3,5 Pixel für 1 m Rollganglänge begrenzt ist (vgl. Abbildung 4.9).

Bezüglich der Modellierung für den Wärmeübergang bei freier Konvektion wurde bisher die Annahme getroffen, daß die unteren Drahtwindungen von Frischluft umgeben sind, die sich dann beim Durchströmen der oberen Drahtwindungen erwärmt. Dieses ist im Bereich der nach unten geschlossenen Lüftersektionen nur bedingt möglich und soll durch einen Korrekturfaktor berücksichtigt werden. Für alle simulierten Fälle zeigt sich der Faktor 0,8 zur Verminderung der Wärmestromdichte infolge freier Konvektion im Bereich der Lüftersektionen als zweckmäßig. Zudem zeigen sich größere Abweichungen im Abkühlverlauf im Bereich der Aufgabesektion (4 m), in denen der Strahlungsenergieaustausch durch vielfach höhere Seitenwände und den Windungsleger zusätzlich behindert wird. Hierfür wird ebenfalls der Faktor 0,8 vorgeschlagen, um der seitlichen Abschirmung und der Abschirmung entgegen der Transportrichtung Rechnung zu tragen.

Die Abbildungen 6.1 (links) und 6.2 zeigen Abkühlkurven bei höheren Abkühlgeschwindigkeiten unter Verwendung aller Lüfter. Durch den Vergleich soll beispielhaft gezeigt werden, daß auch Fälle mit größeren Drahtdurchmessern sowie stark unterschiedlichen Rollganggeschwindigkeiten gut durch die Simulation wiedergegeben werden können. Ausnahme bilden, wie bereits erwähnt, die Bereiche der Phasenumwandlungen, die, wie in Abbildung 6.1 (links) angedeutet ist, nur näherungsweise über die angepaßte $c_p(T)$ -Funktion beschrieben werden können. Auch der Einfluß der Rollganggeschwindigkeit auf die Drahtabkühlung wird durch die Simulation gut wiedergegeben, wie der Vergleich der Grafiken in Abbildung 6.2 zeigt. Während bei sonst gleichen technologischen Parametern bei der allgemein üblichen Rollganggeschwindigkeit im Bereich von 0,5 m/s bereits nach ca. 12 m etwa 600 °C erreicht werden, wird für die gleiche Temperatur bei doppelter Rollganggeschwindigkeit eine Länge von etwa 16 m benötigt. Einerseits bewirkt eine höhere Rollganggeschwindigkeit höhere Windungsabstände, wodurch die Kühlung begünstigt wird. Andererseits nimmt die Verweilzeit des Drahtes auf dem Rollgang ab, mit dem Resultat, daß eine vollständige Abfuhr der Umwandlungswärme im Bereich der Lüftersektionen (bis 32 m) nicht gewährleistet ist. Auffallend in der experimentell ermittelten Abkühlkurve

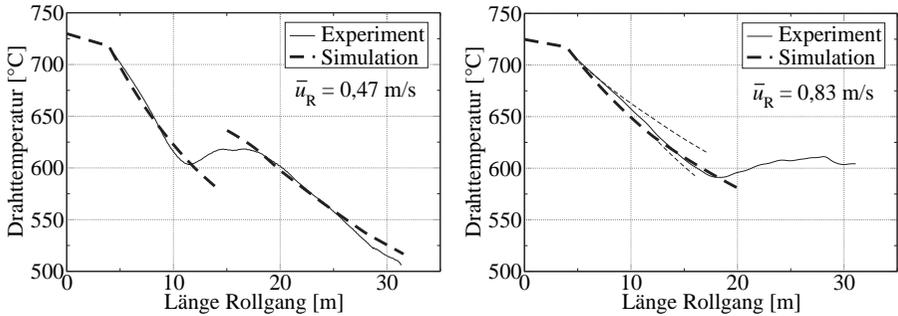


Abbildung 6.2: Vergleich experimentell ermittelter und simulierter Abkühlkurven für unterschiedliche Rollganggeschwindigkeiten und 13 mm Drahtdurchmesser; Parameter nach Abbildung 4.13.

für die hohe Rollganggeschwindigkeit (Abbildung 6.2, rechts) sind die Wendepunkte bei ca. 650 °C. Da die Gefügemwandlung erst zu einem späteren Zeitpunkt beginnt und bei 10 m keine Änderungen bezüglich der Beschaffenheit der Sektionen zu erwarten ist, muß es dafür andere Ursachen geben. Beobachtungen im Walzwerk zeigen, daß die motorisch angetriebenen Rollen in einigen Fällen durchrutschen, insbesondere dann, wenn der Draht den Windungsleger passiert (nichtkontinuierlicher Betrieb). Zu erklären ist dieses durch die gestaffelte Vorgabe der Rollganggeschwindigkeit, die dem Auflockern der Drahtwindungen dienen soll. Maßgeblich für den Abstand der Drahtwindungen ist die Walzgeschwindigkeit und die Geschwindigkeit des Rollgangs am Windungsleger. Wird nun die Geschwindigkeit des Rollgangs während des Transportes erhöht, sollte sich der Windungsabstand entsprechend vergrößern. Inwieweit dieses auch tatsächlich der Fall ist, ist abhängig von den mechanischen Eigenschaften des Drahtes aber auch von den Reibungskräften zwischen Rolle und Drahtwindungen sowie zwischen den Drahtwindungen untereinander. Vor allem bei sehr hohen Rollganggeschwindigkeiten, wie im vorliegenden Fall, werden erhöhte Abweichungen zwischen Simulation und Experiment festgestellt. Die obere Kurve in Abbildung 6.2 (rechts) entspricht der Simulation mit den im Walzwerk vorgegebenen Parametern. Im Gegensatz zu den Darstellungen für den Fall mit der allgemein üblichen Rollganggeschwindigkeit nimmt bei etwa doppelter Rollganggeschwindigkeit die Abweichung zwischen Simulation und Experiment mit zunehmender Roll-

Testfall	Stahl-Nr.	Lüfter					d_D [mm]	u_D [m/s]	u_R [m/s] (gestaffelt)
1	1.0416	aus					5,5	98	0,38 (+ 0,02)
2	1.1252	L1-3 95 %	L4 90 %	L5 80 %	L6 70 %	L7 60 %	13	25,5	0,36 (+ 0,02)

Tabelle 6.1: Technologische Parameter der ausgewählten Testfälle; Angabe der Lüfterleistungen der Lüfter L1-L7, schrittweise Erhöhung der Rollganggeschwindigkeit in Walzrichtung um 0,02 m/s je 8 m Rollganglänge.

ganglänge zu. Wird die Rollganggeschwindigkeit hingegen in der Simulation um 20 % verringert, stimmen beide Kurven gut überein. Es kann also davon ausgegangen werden, daß für den hier vorliegenden Fall die tatsächliche Rollganggeschwindigkeit im Experiment ca. 20 % geringer ist. Der untersuchte Fall mit erhöhter Rollganggeschwindigkeit entspricht einem technologischen Grenzfall, der einmalig zu Testzwecken gefahren wurde und praktisch nicht weiter von Bedeutung ist.

6.1.2 Temperaturfeld

Die folgenden Betrachtungen beziehen sich auf zwei ausgewählte Testfälle, deren technologische Parameter in Tabelle 6.1 angegeben sind. Die Testfälle unterscheiden sich in der erzielten Stahlqualität und damit in der Art der Kühlung sowie in der Größe des gewalzten Drahtdurchmessers und damit in der Walzgeschwindigkeit des letzten Drahtblockes.

Freie Konvektion

Zur Ermittlung des Temperaturfeldes der auf dem Rollgang befindlichen Drahtwindungen werden Auswertelinien und sogenannte Spots (Punkte) verwendet. Die Auswertelinie in Längsrichtung besteht aus 102 Datenpunkten, wodurch die in Abbildung 4.8 dargestellte Funktion zur Achsenskalierung genutzt werden kann. Abbildung 6.3 (links) zeigt die Anordnung der 19 Spots direkt auf der Auswertelinie sowie die Querlinien direkt auf den Spots. Da die Spots genau auf der Auswertelinie in Längsrichtung liegen, kann der angezeigten Spot-Temperatur jeweils die genaue Rollangposition (y) zugeordnet werden. Diese entspricht gleichzeitig der y -Koordinate der überlagerten Querlinie in x -Richtung. In Abbildung 6.3 (rechts) sind der Temperaturverlauf der Linie in Längsrichtung und der Temperaturbereich sowie die Mittelwerte der

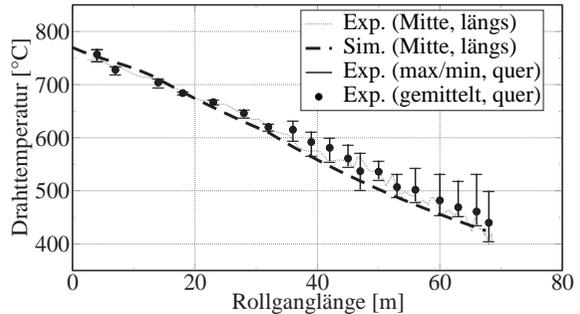
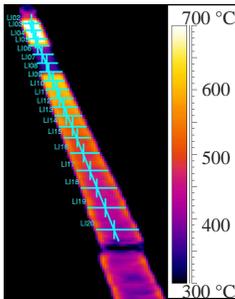


Abbildung 6.3: Infrarotaufnahme des abkühlenden Drahtes im Bereich der Thermostektion mit Auswertelinien und -punkten (Spots); Darstellung des Temperaturverlaufs entlang der in Rollgangmitte positionierten Auswertelinie sowie Maximal-, Minimal- und Mittelwerte entlang der Auswertelinien in Querrichtung; Gegenüberstellung mit der Simulation für den Testfall 1.

Querlinien dargestellt. Mit zunehmender Rollganglänge steigen die Temperaturunterschiede innerhalb einer Querlinie sichtbar an. Der Temperaturverlauf längs auf der Mittellinie wird durch das Modell gut wieder gegeben. Die Rollganggeschwindigkeit wird nach Tabelle 6.1 (Testfall 1) gestaffelt vorgegeben, d.h. jeweils nach 8 m Rollganglänge wird diese zur Auflockerung der Drahtwindungen schrittweise um ca. 5 % erhöht. Inwieweit sich die Lage der Drahtwindungen tatsächlich jeweils dieser veränderten Rollganggeschwindigkeit anpaßt, ist von den bereits im vorigen Abschnitt genannten Bedingungen abhängig. Das anfängliche Durchrutschen der angetriebenen Rollen während der Draht den Windungsleger passiert, hat zur Folge, daß die Drahtwindungen eines Coils mit unterschiedlicher Verweilzeit über der Lüftersektion gekühlt werden, was hinsichtlich der gewünschten Homogenität in den mechanischen Eigenschaften als negativ zu bewerten ist. Für die Simulation ergibt sich das Problem der nicht genau bekannten tatsächlichen Rollganggeschwindigkeit. Annahmen von mittleren Rollganggeschwindigkeiten bzw. die Vorgabe der im Walzwerk eingestellten Rollganggeschwindigkeiten im Simulationsprogramm liefern u.a. daher in einigen Fällen geringfügige Abweichungen zwischen Simulation und Experiment (Abbildung 6.3, rechts). Der Einfluß der Rollganggeschwindigkeit auf die Drahtabkühlung wird in den Abschnitten 6.1.1 und 6.3.4 näher untersucht.

Das Ergebnis der Auswertung in zwei- und dreidimensionaler Darstellung wird in

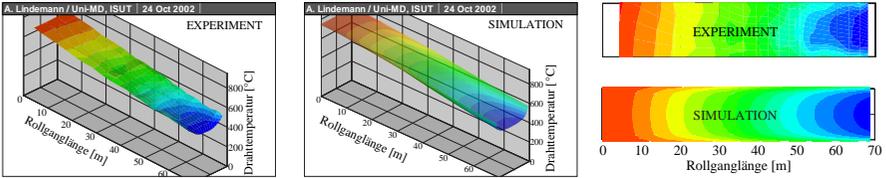


Abbildung 6.4: Simulierte und experimentell (20°-Optik) ermittelte Temperaturverteilung des Drahtes auf dem Rollgang für Testfall 1.

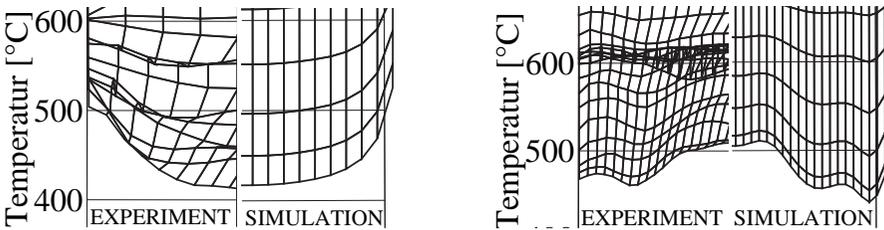


Abbildung 6.5: Über der Rollgangbreite dargestellte Temperaturfelder für die Testfälle 1 und 2 im Vergleich zwischen Simulation und Experiment; links: Testfall 1 am Ende der Thermosektion bei ca. 70 m; rechts: Testfall 2 am Ende der Lüftersektion bei ca. 30 m.

Abbildung 6.4 dargestellt. Dem gegenübergestellt ist das simulierte Temperaturfeld unter Vorgabe der entsprechenden technologischen Parameter. Die 2D-Darstellungen zeigen eine gute Übereinstimmung des simulierten Isothermenfeldes, vor allem im hinteren Bereich des Rollgangs. Im vorderen Bereich, d.h. bei etwa 700 °C findet die Phasenumwandlung statt, in deren Folge die lokale Abkühlgeschwindigkeit abnimmt. Dieses wird durch das Isothermenfeld (Experiment) bei etwa 20 m Rollganglänge wiedergegeben. Als weitere mögliche Ursache für Abweichungen kann die begrenzte Auflösung der Infrarotaufnahmen genannt werden, die insbesondere im Bereich des Windungslegers zu ungewollten Mittelungen führen kann. Deutlich zu sehen ist die in Transportrichtung zunehmende Temperaturüberhöhung am Rand. Einen guten Vergleich des simulierten und experimentell ermittelten Temperaturfeldes für den Testfall 1 zeigt Abbildung 6.5 (links). Hier sind die beiden Temperaturfelder am Ende der Thermosektion (bis 70 m) direkt gegenübergestellt. Das simulierte Tempera-

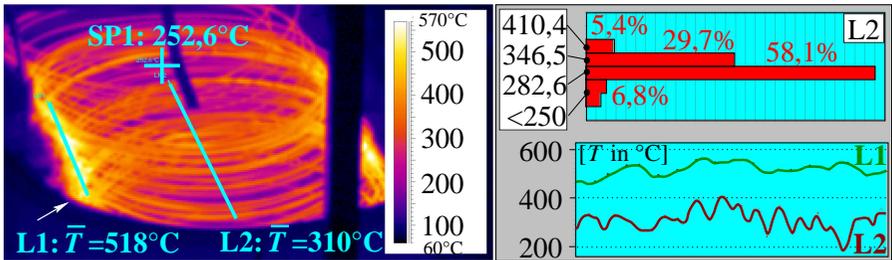


Abbildung 6.6: Infrarotaufnahme am Sammelschacht (20°-Optik) und Diagramme zur Auswertung.

turfeld weist am Rand geringfügig höhere Werte auf. Die begrenzte Auflösung der Infrarottechnik aber auch die Tatsache, daß bedingt durch den Aufnahmewinkel maximale Oberflächentemperaturen eventuell nicht erfaßt werden können, sind hauptsächliche Ursachen. Außerdem sind die gemessenen Temperaturen lediglich Oberflächentemperaturen, während die Simulation jeweils die Durchschnittstemperatur aller innerhalb der betrachteten Fläche $\Delta x \cdot \Delta y_w$ liegenden Drahtstücke liefert. Die Temperatur in Rollgangmitte aber auch der Verlauf zum Rand stimmt in beiden Fällen gut überein. Die maximale Temperaturdifferenz zwischen Rand und Mitte bei freier Konvektion liegt in diesem Fall bei ca. 100 K.

An einem Beispiel wird gezeigt, daß in der Praxis noch wesentlich höhere Temperaturunterschiede zwischen Mitte und Rand auftreten können, allerdings erst am Ende des Rollgangs (Sammelschacht). Untersucht werden die Windungen aus der gleichen Versuchsreihe. Um die Maximaltemperaturen der sich am Rand formierten Drahtpackung zu ermitteln, wird ein Rollgangbereich ausgewählt, in welchem die Drahtwindungen ihre ursprüngliche Lage sprunghaft verändern. Das ist zum Teil an den Rollgangstufen nach der Thermosteaktion aber noch intensiver am Sammler der Fall. In Abbildung 6.6 ist eine Infrarotaufnahme der gerade in den Sammelschacht herabfallenden Drahtwindungen zu sehen. Die Auflösung der Kamera-Optik ermöglicht eine klare Unterscheidung zwischen Draht und geringer temperierten Bereichen des Rollgangs. Ein manuelles Abscannen des Thermografiebildes ergibt eine minimale Drahttemperatur im Bereich der Rollgangmitte von ca. 250 °C. Diese wird in der Abbildung angezeigt (SP1). Ebenfalls in Rollgangmitte angeordnet ist die Auswertelinie L2, deren zugehöriger Temperaturverlauf zusammen mit jenem der Auswertelinie L1 rechts unten dargestellt ist. Der Temperaturverlauf L1 für den Rand kann direkt gemittelt werden, da jeder Meßpunkt auf Draht liegt. Der ebenfalls im Infra-

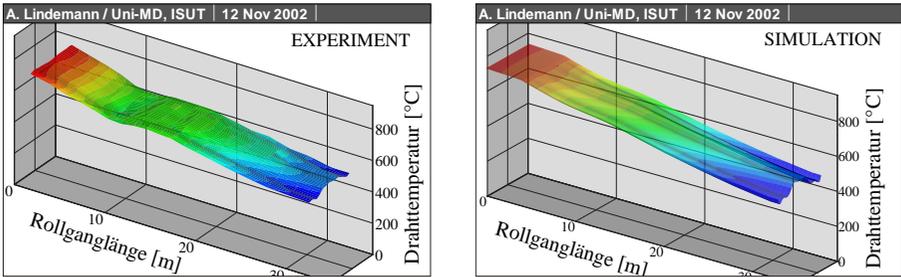


Abbildung 6.7: Simulierte und experimentell (5°-Optik) ermittelte Temperaturverteilung des Drahtes auf dem Rollgang für den Testfall 2..

rotbild angegebene Mittelwert für L2 basiert auf einer statistischen Betrachtung. Wie in Abbildung 6.6 (rechts oben) zu sehen ist, entfallen 6,8 % aller Meßwerte auf eine Temperatur unterhalb 250 °C, wobei der Hauptanteil aller Meßwerte mit 58,1 % eine mittlere Temperatur von 282,6 °C aufweist. Die anteilmäßige Aufsummierung der mittleren Temperaturen mit Ausnahme der Rollgangtemperaturen unterhalb 250 °C ergibt die angegebene Drahttemperatur in der Rollgangmitte. Damit ergibt sich als mittlere Temperaturdifferenz für den Draht zwischen Rand und Mitte $\Delta T_D = 208$ K. In der Literatur werden je nach Art der Kühlung und Größe der Drahtdurchmesser übereinstimmende Werte von 150 K bis 200 K für die maximale Temperaturdifferenz zwischen Rand und Mitte angegeben [25].

Erzwungene Konvektion

Für den zweiten Testfall ergibt sich die gleiche Vorgehensweise wie für Testfall 1. Es wird jedoch nur der Abschnitt der Lüftersektionen (ca. 32 m) betrachtet, vorzugsweise aufgenommen mit der höher auflösenden 5°-Optik. In Abbildung 6.7 sind die ermittelten Temperaturfelder gegenübergestellt. Eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment kann auch hier für den Bereich außerhalb der Phasenumwandlung nachgewiesen werden. Deutlich zu sehen ist die Temperaturerhöhung in der Mitte, die zum Rand hin geringer wird und dann schließlich wieder zunimmt. Dieses ist bedingt durch die bereits beschriebene Anordnung der Luftauslaßschächte, wodurch ein U-förmiges Geschwindigkeitsprofil der Kühlluft erreicht wird. Abbildung 6.8 zeigt den Vergleich zwischen Simulation und Experiment in der 2D-Darstellung sowie das in der Simulation vorgegebene Geschwindigkeitsprofil in

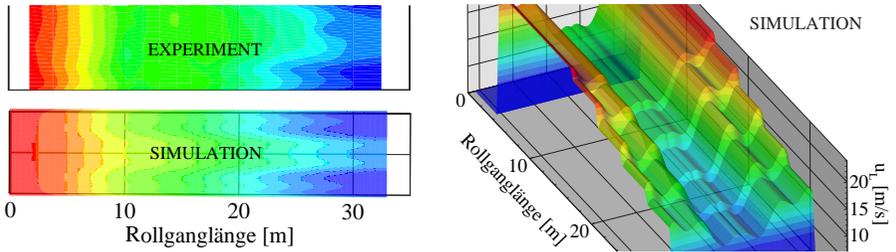


Abbildung 6.8: Simulierte und experimentell (5° -Optik) ermittelte Temperaturverteilung des Drahtes auf dem Rollgang sowie vorgegebenes Luftgeschwindigkeitsprofil für den Testfall 2.

der Lüftersektion. Das mit der hochauflösenden 5° -Optik ermittelte Temperaturfeld weist in den ersten Metern des Rollgangs (Aufgabesektion, ohne Lüfter) eine Überhöhung der Drahttemperatur des Randbereiches in der 2D-Darstellung auf. Dieses wird als weitere Bestätigung des für den Testfall 1 simulierten und in Abbildung 6.4 dargestellten Temperaturfeldes gesehen, da eine Temperaturüberhöhung des Randbereiches aufgrund mangelnder Auflösung für diesen Testfall nicht eindeutig durch das Experiment bestätigt werden konnte. Im Bereich der Aufgabesektion liegen für beide Testfälle annähernd gleiche Bedingungen für den konvektiven Wärmetransport vor, wodurch ein Vergleich zulässig ist.

Das Temperaturprofil am Ende der Lüftersektionen wird in Analogie zum Testfall 1 ebenfalls sehr gut durch die Simulation wiedergegeben. In Abbildung 6.5 (rechts) wird ein Vergleich zwischen Simulation und Experiment vorgenommen. Die Temperaturprofile zeigen eine deutliche Absenkung der Drahttemperaturen im Randbereich gegenüber der Mitte des Rollgangs. Im Vergleich zum Experiment ergeben sich durch die Simulation etwas höhere Temperaturen am äußeren Rand. Wie bereits erläutert, werden durch das Experiment im Gegensatz zur Simulation nur Oberflächentemperaturen ermittelt, die insbesondere am Rand bei Betrachtung der gesamten Drahtpackung wegen $(Bi)_{\text{Packung}} > 0,1$ von der mittleren Temperatur der Drahtpackung abweichen können. Hinzu kommt der Einfluß der begrenzten Auflösung der Infrarottechnik (Mittelung von Temperaturwerten). Ebenso können sich Fehler bei der Ermittlung und Vorgabe des Geschwindigkeitsfeldes in diesem Fall durch Abweichungen im Temperaturfeld bemerkbar machen.

Insgesamt läßt sich eine gute Übereinstimmung zwischen Simulation und Experiment nachweisen. Die ermittelten maximalen Temperaturdifferenzen sind u.a. sehr

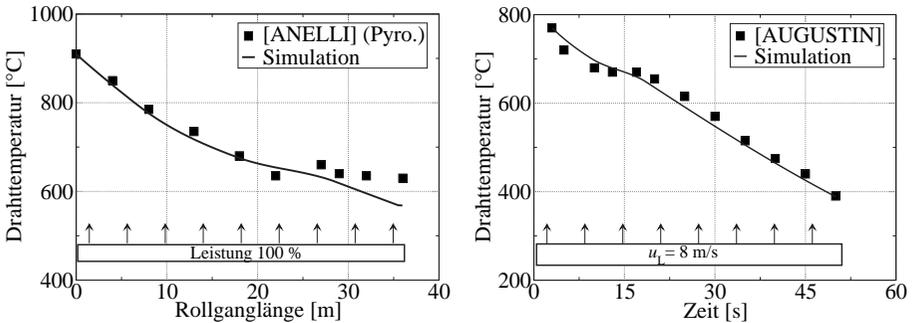


Abbildung 6.9: Vergleich simulierter und in der Literatur angegebener Abkühlkurven nach ANELLI ($d_D = 15$ mm, $u_D = 12,9$ m/s, $u_R = 0,6$ m/s, $u_L = 25$ m/s) und nach AUGUSTIN ($d_D = 5,5$ mm, $u_D = 70$ m/s, $u_R = 0,35$ m/s, $u_L = 8$ m/s).

stark von der Rollgangposition und der Verteilung der Anströmgeschwindigkeit in Querrichtung abhängig, was nur einen sehr groben Vergleich mit Literaturangaben möglich macht. BUCHMAYR [1] gibt beispielsweise in Übereinstimmung mit den hier vorgestellten Ergebnissen Temperaturdifferenzen zwischen Mitte und Rand im Bereich von 15 - 50 K an.

6.1.3 Vergleich mit Literaturangaben

Um den Vergleich mit Literaturwerten überhaupt möglich zu machen, werden die in den Grafiken verfügbaren Abkühlkurven punktwise aufgenommen und digitalisiert. Vor allem bei sehr kleinen Grafiken mit sehr groben Skalierungen ist mit Übertragungsfehlern zu rechnen. Ein weiteres Problem stellt die vielfach ungenaue oder fehlende Angabe wichtiger technologischer Parameter dar.

Die Veröffentlichungen von ANELLI [39] und AUGUSTIN [41] weisen eine umfangreiche Auflistung der technologischen Parameter auf. Annahmen müssen lediglich bei der Vorgabe des Windungsdurchmessers und bezüglich der Luftgeschwindigkeit getroffen werden, da nur die Lüfterleistungen angegeben sind. Hier werden unter Annahme ähnlicher Lüfterkennlinien die eigenen Werte übernommen. In Abbildung 6.9 sind die angegebenen Abkühlkurven, die auf Pyrometermessungen basieren (ANELLI: $\varepsilon = 0,83$), zusammen mit den Simulationsergebnissen vergleichend dargestellt. Außerhalb der Umwandlungsbereiche werden die experimentell ermittelten

Abkühlkurven durch das Modell sehr gut wiedergegeben. Dabei hängt die Genauigkeit der Simulation sehr stark von der vorgegebenen spezifischen Wärmekapazität ab. Durch Vorgabe der temperaturabhängigen spezifischen Wärmekapazität, die im Bereich der magnetischen Umwandlung und der Gefügeumwandlung sprunghaft auf Werte ansteigt, die dem Vielfachen des Wertes bei Umgebungstemperatur entsprechen, wird der Einfluß der Umwandlungen zumindest tendenziell richtig wiedergegeben. Dabei wird vorgeschlagen, die vorgegebene $c_p(T)$ -Funktion an die vielfach in der Literatur [33] beschriebene Unterkühlung und die damit verbundene Verschiebung der Umwandlungsstarttemperatur entsprechend Abbildung 2.1 anzupassen. Weitere Vergleiche von Simulationsergebnissen mit Werten aus der Literatur werden im Abschnitt 6.3.1 vorgestellt.

6.2 Abhängigkeit wichtiger Modellparameter

6.2.1 Konvektiver Wärmetransport

Die Modellierung der einzelnen Wärmetransportmechanismen erfolgt auf Basis der in Abschnitt 3.2 vorgestellten Modellgleichungen zur Beschreibung der komplexen Legegeometrie der Drahtwindungen auf dem Rollgang. Aufgrund der hohen Anzahl wird hier eine Auswahl der wesentlichen Modellgrößen getroffen, deren Verläufe am Beispiel der beiden Testfälle (Tabelle 6.1) diskutiert werden. In Abbildung 6.10 sind die Abhängigkeiten ausgewählter Modellgrößen dargestellt. Der Gesamtdrahtmassenstrom ist unabhängig von der Rollganggeschwindigkeit und wird bei konstanter Kalibergröße nur von der Walzguteinzuggeschwindigkeit im ersten Walzgerüst bestimmt. Dieses gilt im praktischen Betrieb nur, wenn sich der Windungsabstand bei veränderter Rollganggeschwindigkeit entsprechend Gleichung 3.2 einstellt und die Windungen im Falle steigender Rollganggeschwindigkeit auch tatsächlich auseinander gezogen werden. Beobachtungen haben gezeigt, daß dieses insbesondere bei sehr hohen Rollganggeschwindigkeiten nicht immer der Fall ist, da sich der Windungsabstand auf diese Weise nicht beliebig vergrößern läßt. Die dargestellten Verläufe der Drahtmassenströme unterscheiden sich aufgrund unterschiedlicher Walzgeschwindigkeiten für den 5,5 und 13 mm Draht. Die Massenströme betragen 18,2 kg/s für den 5,5 mm und 26,6 kg/s für den 13 mm Draht. Die Verteilungsfunktion für die Drahtmasse ist abhängig von der Rollganggeschwindigkeit. Anwachsende Rollganggeschwindigkeiten, die zu höheren Windungsabständen führen, bewirken geringere Werte für $\varphi(x)$. Der horizontale Drahtabstand in Querrichtung sowie der Hohlraumanteil nehmen dagegen bei steigender Rollganggeschwindigkeit zu.

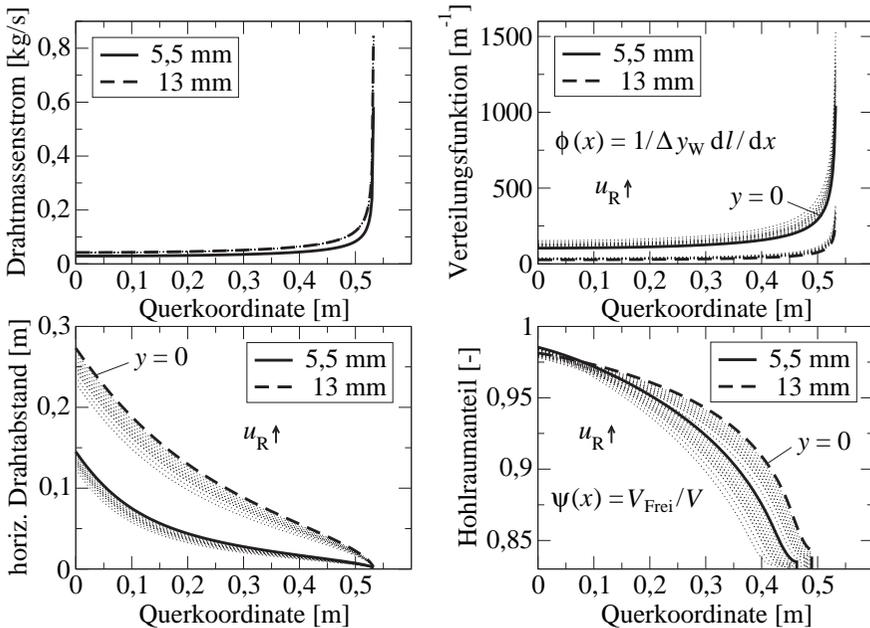


Abbildung 6.10: Kontinuierlicher Verlauf wichtiger Modellgrößen für die zwei Testfälle mit zunehmender Rollganggeschwindigkeit; Parameter siehe Tabelle 6.1.

In Abhängigkeit der Verteilungsfunktion wird auch die Wärmeübertragungsfläche berechnet, deren Verläufe für die beiden Testfälle in Abbildung 6.11 dargestellt sind. Dabei ergibt sich die tatsächliche resultierende Wärmeübertragungsfläche aus der Differenz der maximalen Fläche und der sogenannten anteilmäßigen Überlappungsfläche. Der entsprechende Anteil ergibt sich aus der Anzahl der Überlappungen. Es ist zu bemerken, daß es sich bei der hier dargestellten Überlappungsfläche wiederum um eine maximale Fläche handelt, da für die Berechnung die Projektionsfläche sich kreuzender Drähte zugrunde gelegt wird. Weitere Simulationsrechnungen und der Vergleich mit experimentellen Ergebnissen zeigen, daß durch die Verwendung der auf diese Weise berechneten resultierenden Wärmeübertragungsfläche insbesondere für die Randbereiche zu hohe Temperaturen berechnet werden. Das deutet auf eine zu starke Minderung der effektiven Wärmeübertragungsfläche am Rand und damit auf eine Überbewertung der auftretenden Effekte hin. Da über die Berücksichtigung der

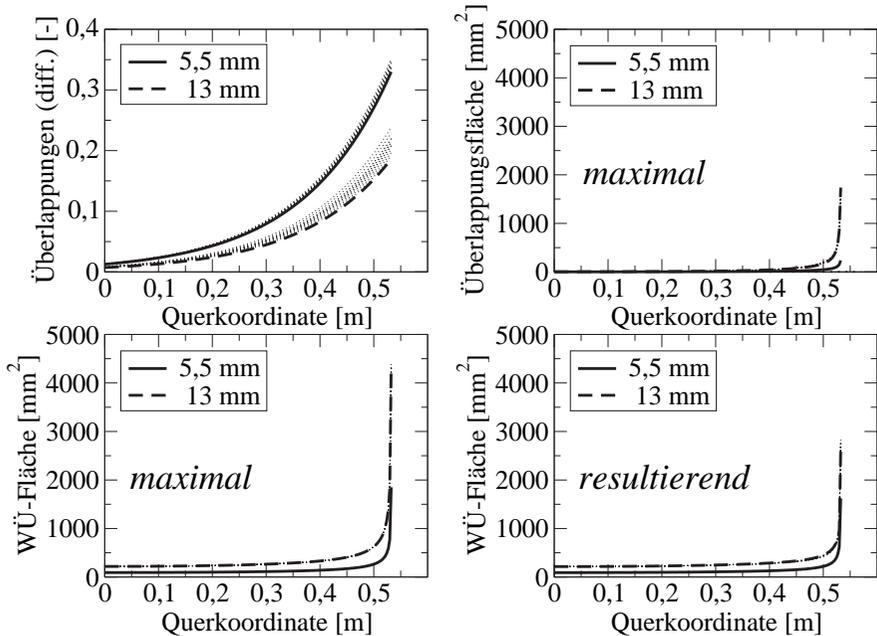


Abbildung 6.11: Kontinuierlicher Verlauf der Wärmeübergangsflächen für die zwei Testfälle; Parameter siehe Tabelle 6.1 ($\Delta x = 5 \cdot 10^{-3} r_W$).

Überlappungsfläche hauptsächlich Einfluß auf die Temperaturüberhöhung am Rand genommen wird, kann diese durch einen Korrekturfaktor zur Anpassung an die experimentellen Ergebnisse genutzt werden. Es wird ein Korrekturfaktor von 0,2 zur Minderung der nach Gleichung 3.22 berechneten Überlappungsfläche vorgeschlagen, der die nur punktweise Berührung der Drahtabschnitte der oberen und unteren Drahtlage berücksichtigt.

Weitere Einflüsse auf den simulierten Wärmeübergang am Rand haben der Wichtungsfaktor G sowie die Festlegung der Wendepunktordinate x_W nach den Gleichungen 3.31 und 3.37 in Abschnitt 3.3. Wie Abbildung 6.12 zeigt, sind die Einflüsse auf den Wärmeübergangskoeffizienten bei Änderung auf die jeweils angegebenen Werte vergleichsweise gering. Die maximalen Abweichungen am Rand betragen weniger als $\pm 2\%$, womit die gewählten Werte $G = 0,5$ und $x_W/x_G = 0,9$ sinnvoll erscheinen und keine weiteren Untersuchungen notwendig sind.

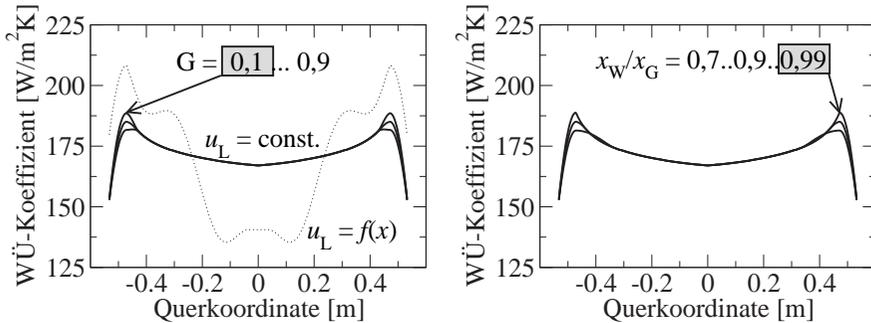


Abbildung 6.12: Kontinuierlicher Verlauf des effektiven Wärmeübergangskoeffizienten für erzwungene Konvektion zu Beginn der 1. Lüftersektion für den Testfall 2 bei konstant und als Funktion vorgegebener Luftgeschwindigkeit (Parameter siehe Tabelle 6.1); Einfluß des Wichtungsfaktors G sowie der Festlegung der Wendepunktkoordinate x_W auf den Wärmeübergangskoeffizienten.

Die Modellierung des natürlichen konvektiven Wärmetransportes setzt auf die bekannten Modellgleichungen für den Wärmeübergang am horizontalen Zylinder auf. Maßgebliche Größe ist u.a. die Temperatur der umgebenden Kühlluft, die sich gemäß der Modellvorstellung im vorliegenden Fall für jeden der übereinander liegenden Drahtabschnitte (Rohrbündel) ändert. Um dieses in Verbindung mit den sich ändernden temperaturabhängigen Stoffwerten der Luft und der sich ändernden Triebkraft zu berücksichtigen, wird die Drahtpackung in eine untere und obere Hälfte unterteilt, wobei für die obere Hälfte eine korrigierte Lufttemperatur verwendet wird. Die korrigierte Lufttemperatur ergibt sich aus der Energiebilanz der Kühlluft beim Durchströmen der unteren Drahtwindungen. Der Verlauf ist beispielhaft für die beiden Testfälle in Abbildung 6.13 dargestellt. Es zeigen sich für den sehr dicht liegenden 5,5 mm Draht entsprechend höhere Werte für die korrigierte Lufttemperatur, wobei zum äußeren Rand hin in beiden Fällen die Temperatur des Drahtes erreicht wird. Da sich die Berechnung der korrigierten Lufttemperatur auf den zuvor berechneten Wärmeübergangskoeffizienten für die untere Drahtlage stützt und zudem starke Vereinfachungen vorgenommen werden, kann die korrigierte Lufttemperatur nur einen theoretischen Charakter aufweisen. Dargestellt ist in Abbildung 6.13 (rechts) der effektive Wärmeübergangskoeffizient der gesamten Drahtpackung zu Beginn der ersten Lüftersektion für die beiden Testfälle mit deutlich zum Rand hin abnehmenden Werten.

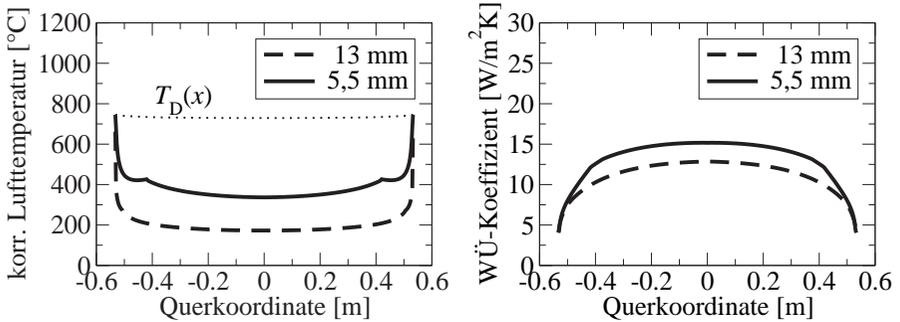


Abbildung 6.13: Kontinuierlicher Verlauf der korrigierten Lufttemperatur zur Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten für die oberen Drahtwindungen und Verlauf des effektiven Wärmeübergangskoeffizienten für freie Konvektion zu Beginn der 1. Lüftersektion für die beiden Testfälle (Parameter siehe Tabelle 6.1, jedoch Testfall 2 ohne Lüfter).

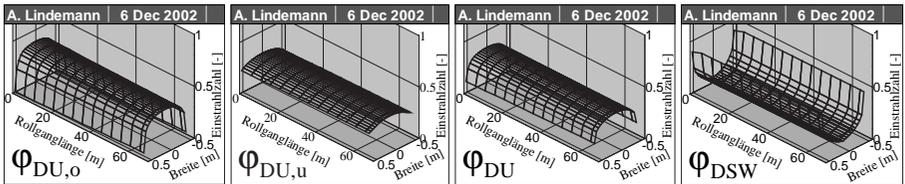


Abbildung 6.14: Simulierte Einstrahlzahlen für den Testfall 2.

6.2.2 Strahlungsenergietransport

In Abschnitt 3.6 wurde die Modellierung zur Beschreibung des Strahlungsenergietransportes vorgenommen. Die dort angegebenen grundlegenden Gleichungen 3.70 bis 3.78 stützen sich auf die Einstrahlzahlen vom jeweils betrachteten Drahtabschnitt zu seiner Umgebung. Diese sind abhängig von der Querkoordinate und für die Drahtabschnitte der oberen und unteren Drahtlage unterschiedlich. Abbildung 6.14 zeigt den Verlauf der Einstrahlzahlen für einen beispielhaften Fall (Testfall 1). Die Einstrahlzahl für die obere Drahtlage $\varphi_{DU,o}$ zeigt eine deutliche Tendenz mit abnehmenden Einstrahlzahlen zum Rand. Während die mittleren Drahtabschnitte relativ frei liegen, nimmt die gegenseitige Abschirmung aber auch die Abschirmung durch die

Seitenwände zum Rand hin zu. Mit zunehmenden Rollganggeschwindigkeiten (Testfall 2) verringert sich die Höhe der Drahtpackung, da die Windungen auseinander gezogen werden. Damit erhöht sich der Einfluß der Abschirmung durch die Seitenwände und die Einstrahlzahl $\phi_{DU,o}$ muß kleiner werden. Gleichzeitig sinkt die hauptsächlich am Rand auftretende Abschirmung durch benachbarte Drahtabschnitte, was am Ansteigen der Einstrahlzahl am äußeren Rand zu erkennen ist. Ähnliche Einflüsse zeigen Simulationen mit unterschiedlichen Drahtdurchmessern.

Die Einstrahlzahl für die unteren Drahtwindungen $\phi_{DU,u}$ ist abhängig vom Öffnungswinkel zur Umgebung, der durch die Höhe der Seitenwände vorgegeben wird, und von der Abschirmung durch die Drahtabschnitte der oberen Drahtlage. Im Gegensatz zur Einstrahlzahl der oberen Drahtwindungen zeigt sich hier ein leichter Anstieg bei zunehmender Rollganggeschwindigkeit. Dieses ist ebenfalls als physikalisch sinnvoll zu erachten, denn bei zunehmenden Windungsabständen sinkt der Abschirmgrad durch die oberen Drahtwindungen und die Einstrahlzahl $\phi_{DU,u}$ muß zunehmen.

Die Einstrahlzahl ϕ_{DU} stellt den Mittelwert der zuvor besprochenen Einstrahlzahlen dar. Wie im Abschnitt 3.6 erläutert wurde, ist es notwendig, den Strahlungsenergieaustausch mit der Seitenwand zu berücksichtigen. Der in Abbildung 6.14 dargestellte Verlauf der dafür relevanten Einstrahlzahl ϕ_{DSW} zeigt, daß die mittleren Drahtabschnitte sehr geringen und die am Rand gelegenen sehr großen Anteil am Strahlungsenergieaustausch mit der Seitenwand haben. Auch hier ist ein geringfügiger Anstieg infolge zunehmender Rollganggeschwindigkeit und abnehmender Packungshöhe erkennbar.

6.3 Simulationen zur Prozeßanalyse

Ziele der Simulation sind die quantitative Erfassung der verschiedenen Prozeßeinflüsse im Zuge der Fertigung von Walzdraht, wodurch Maßnahmen hinsichtlich einer Optimierung der Abkühlbedingungen abgeleitet werden können. Zudem kann der Versuchs- und Meßaufwand durch vorhergehende Simulationsrechnungen bei Entwicklungsarbeiten verringert werden. Aussagen über die Auswirkungen von Schwankungen sowie Erleichterungen im Hinblick auf die Entscheidungsfindung für die Einstellung der Prozeßparameter sind weitere Vorteile der Simulation. Im folgenden werden weitere Möglichkeiten der Modellanwendung aufgezeigt und diskutiert.

6.3.1 Anteile einzelner Wärmeübertragungsarten

Im Abschnitt 2 wurde eine Reihe von Untersuchungen vorgestellt, deren grundlegendes Ziel darin bestand, optimale technologische Parameter zu finden, die eine homogene Gefügeausbildung begünstigen. Für die homogene Gefügeausbildung als negativ zu bewertende Faktoren werden hauptsächlich Schwankungen der Legetemperatur sowie unterschiedliche Abkühlgeschwindigkeiten als Folge von ungleichen Windungsabständen (Packungsdichte) in der Mitte und am Rand des Rollgangs gesehen. Um diesem entgegenzuwirken kann versucht werden, die Legegeometrie des Drahtes während der Abkühlung zu verändern, z.B. durch abgestufte Rollganggeschwindigkeiten, was jedoch aufgrund der endlichen Rollganglänge nur begrenzt möglich ist. Weitaus mehr Spielraum bietet die direkte Einflußnahme auf den Wärmetransport zwischen Draht und Umgebung. Abbildung 6.15 zeigt für den Testfall 1 das Temperaturprofil sowie die simulierten Verteilungen des Gesamtwärmeübergangskoeffizienten und der Wärmeübergangskoeffizienten für Strahlung und freie Konvektion. Die Wärmeübergangskoeffizienten für Strahlung und freie Konvektion liegen in der gleichen Größenordnung. Auffallend ist der Sprung in Längsrichtung. Dieser ist bedingt durch die thermische Isolierung unterhalb des Rollgangs in den Lüftersektionen und der „freien Sicht“ nach unten in den darauffolgenden Sektionen. Es ist zu erkennen, daß die Inhomogenität zwischen Rand und Mitte am Ende der Lüftersektionen geringer ist als nach dem Sprung. Der zusätzliche Strahlungsanteil nach den Lüftersektionen begünstigt hauptsächlich die Abkühlung des mittleren Bereiches, wohingegen die Drahtabschnitte am Rand aufgrund gegenseitiger Abschirmung und Abschirmung durch die Seitenwände kaum stärker gekühlt werden. Demnach begünstigt die Isolierung in den Lüftersektionen die homogene Abkühlung, jedoch auf Kosten der Abkühlgeschwindigkeit. Bei Temperaturen unterhalb 500 °C nimmt der Einfluß der Strahlung merklich ab und wird schließlich im Vergleich zur freien Konvektion geringer. Die schrittweise Erhöhung der Rollganggeschwindigkeit in Abständen von jeweils 8 m ist in der Verteilung der Wärmeübergangskoeffizienten ebenfalls erkennbar. Trotz abnehmender Triebkraft nimmt der Wärmeübergangskoeffizient für freie Konvektion in Transportrichtung leicht zu, bedingt durch zunehmende Windungsabstände und steigende Anströmgeschwindigkeit der Kühlluft (Mischkonvektion). Beim Strahlungsenergetransport dominiert hingegen die Wirkung der abnehmenden Drahttemperatur.

Bezüglich der Konstruktion bzw. Modifikation vorhandener Luftkühlstrecken können weitere Simulationsrechnungen sinnvoll sein, da in der Praxis kaum Möglichkeiten bestehen, die U-förmige Temperaturverteilung in Querrichtung ohne Zwangskühlung abzubauen. Beispielsweise könnte die Wirkung zusätzlich angebrachter Strahlungs-

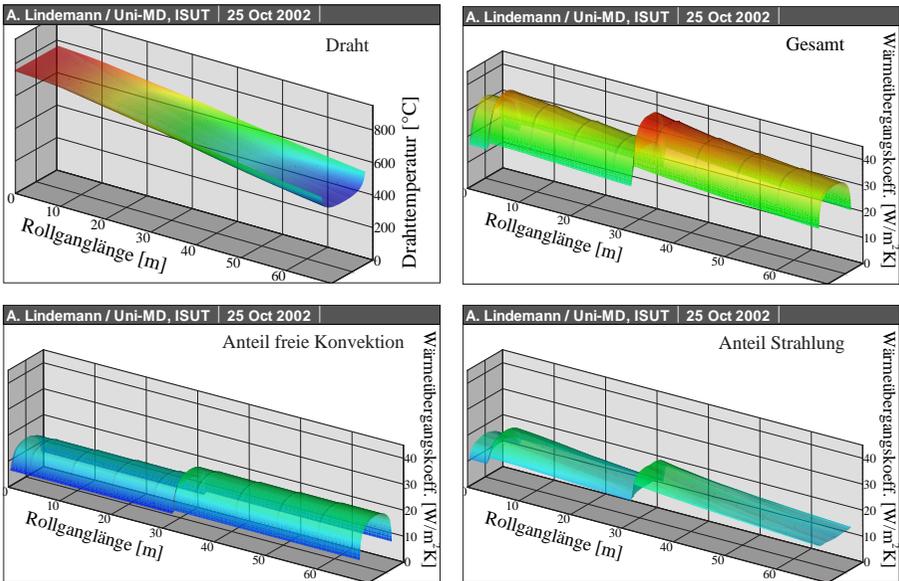


Abbildung 6.15: Temperaturprofil und Verteilung des Gesamtwärmeübergangskoeffizienten sowie der Wärmeübergangskoeffizienten für Strahlung und freie Konvektion für den Testfall 1.

schilde in Rollgangmitte simuliert werden. Diese könnten in der Höhe und Breite variabel verstellbar ausgeführt werden, um gleichzeitig auch den natürlichen konvektiven Wärmetransport in Rollgangmitte beeinflussen (vermindern) zu können. Abbildung 6.16 (oben) zeigt die simulierte Verteilung der Drahttemperatur und des Wärmeübergangskoeffizienten für Strahlung für den Testfall 1, jedoch unter Verwendung des vorgeschlagenen Strahlungsschildes. Im Vergleich zur Abbildung 6.15 (links oben und rechts unten) ist eine deutliche Reduzierung des Wärmetransportes in Rollgangmitte und ein damit verbundener Abbau der Temperaturdifferenz zwischen Mitte und Rand erkennbar. Der hier simulierte beispielhafte Fall bezieht sich auf ein Strahlungsschild mit einer Breite von etwa einem Drittel des Windungsdurchmessers, welches etwa in Höhe der Seitenwände angebracht ist. Aufgrund der verhältnismäßig geringen Breite des Strahlungsschildes wird eine Beeinflussung des konvektiven Wärmetransportes vernachlässigt. In Abbildung 6.16 (unten) ist der simulierte Temperaturverlauf für den Testfall 1 mit und ohne Strahlungsschild vergleichend dargestellt. Der Ab-

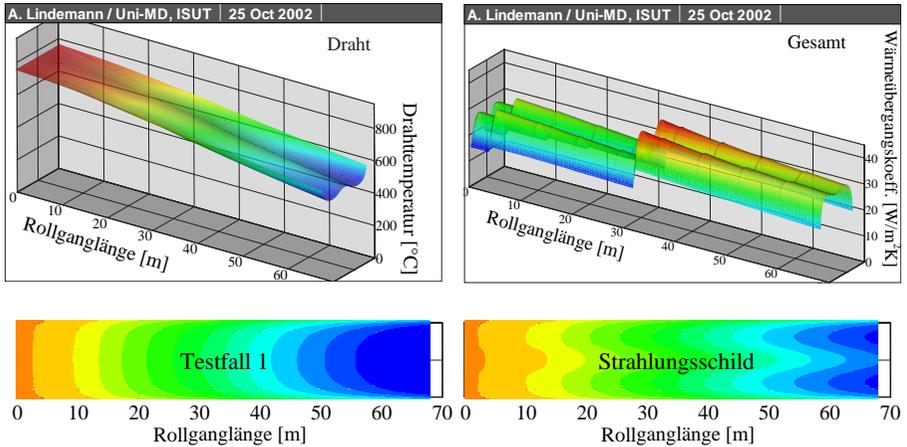


Abbildung 6.16: Simulierter Abschirmungseffekt eines Strahlungsschildes in der Mitte des Rollgangs direkt über den Drahtwindungen für den Testfall 1; Abmessungen: Breite = $0,3 d_W$, Länge = L_{Rollgang} , Höhe über Seitenwand = $0,05 d_W$; Vergleich der simulierten Temperaturverteilung für den Testfall 1 mit und ohne Strahlungsschild (unten).

schirmungseffekt des Strahlungsschildes kann durch variable Breite und Höhe über dem Draht den jeweiligen Betriebsbedingungen sehr gut angepaßt werden (siehe auch Abschnitt 6.3.2).

Für den Testfall 2 ist der Anteil der Strahlung am Gesamtwärmeübergangskoeffizienten im Bereich der Lüftersektionen sehr gering. In Abbildung 6.17 sind die simulierten Anteile der Wärmeübergangskoeffizienten dargestellt. Durch die gezielte Verteilung des Luftvolumenstromes in Querrichtung werden im Bereich der Lüftersektionen im Randbereich etwa bis zu 10 mal höhere Wärmeübergangskoeffizienten erreicht als bei freier Konvektion oder Strahlung mit dem Ziel der Erhöhung der Abkühlgeschwindigkeit in diesem Bereich. Dieses gelingt recht gut, wenngleich eine vollständige Angleichung der Temperaturen aller Drahtabschnitte am Rand an die Mittentemperatur nicht erreicht werden kann. Hier helfen nur Maßnahmen zur Auflockerung der Drahtpackung wie beispielsweise Stufen im Rollgang oder die Verwendung eines Windungstreuers [24].

Abbildung 6.18 zeigt einen Vergleich des simulierten konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten mit Literaturangaben nach ANELLI [39]. Soweit erkennbar, entsprechen

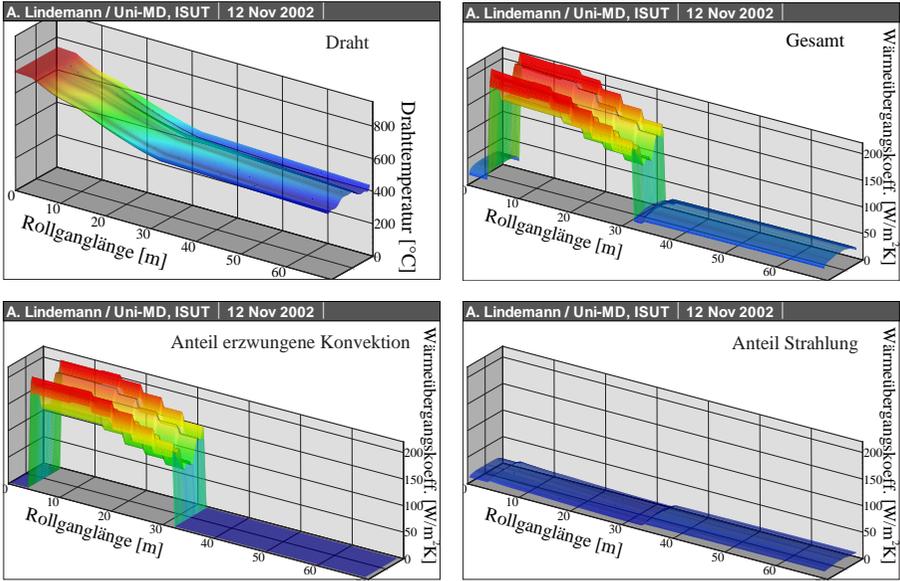


Abbildung 6.17: Temperaturprofil und Verteilung des Gesamtwärmeübergangskoeffizienten sowie der Wärmeübergangskoeffizienten für Strahlung und erzwungene Konvektion für den Testfall 2.

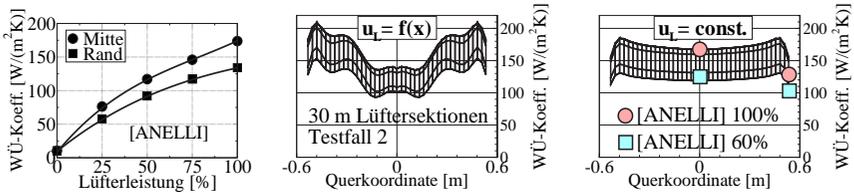


Abbildung 6.18: Vergleich konvektiver Wärmeübergangskoeffizienten nach ANELLI (11 mm Drahtdurchmesser) und für den Testfall 2 im Bereich der Lüftersektionen (30 m).

die technologischen Parameter etwa denen des Testfalls 2. Da der betreffenden Literaturstelle keine Angaben u.a. zur Geschwindigkeitsverteilung in Querrichtung zu entnehmen sind, kann der Vergleich nur grobe Anhaltspunkte liefern. Für den Testfall 2 sind deshalb auch die simulierten Wärmeübergangskoeffizienten für eine in Querrichtung konstante bzw. gemittelte Luftgeschwindigkeit dargestellt. Es zeigt sich eine Abnahme der Wärmeübergangskoeffizienten in Längsrichtung, die sich hauptsächlich aus den abnehmenden Drahttemperaturen und der sinkenden Luftgeschwindigkeit (95 % \rightarrow 60 % Lüfterleistung) über 30 m Rollganglänge ergibt. Im äußeren Randbereich treten für den Testfall 2 Wärmeübergangskoeffizienten im Bereich von 130 - 180 W/(m²K) und bei konstanter Luftgeschwindigkeit im Bereich von 110 - 150 W/(m²K) auf. Die entnommenen und in Abbildung 6.18 (rechts) eingezeichneten Literaturwerte für die gleiche Lüfterleistung liegen knapp unterhalb dieses Bereiches. Die in der Mitte dargestellten Literaturwerte liegen sogar nahezu direkt auf der oberen und unteren Kurve für 95 % und 60 % Lüfterleistung. Dieses kann als weitere Bestätigung der Modellierung des konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten in Querrichtung und der richtigen Anpassung der Modellparameter gesehen werden.

6.3.2 Temperaturwelligkeit der Einzelwindung

Durch den Vergleich von Temperaturverteilungen des Drahtes auf dem Rollgang wurden in den vorherigen Abschnitten u.a. Möglichkeiten aufgezeigt, dem Ziel der homogenen Drahtabkühlung näher zu kommen. Um Aussagen zur entstehenden Gefügequalität des Drahtes treffen zu können, muß der Temperaturverlauf innerhalb der einzelnen Drahtwindung untersucht werden. Entsprechend der Lage der Drahtwindungen übereinander, die zu Materialanhäufungen am Rand führt, ergibt sich eine Welligkeit der Temperatur der Einzelwindung in axialer Richtung. Diese ist abhängig von den technologischen Parametern und der Art und Effizienz der Kühlung. Abbildung 6.19 zeigt die simulierten Welligkeiten bei freier Konvektion und Strahlung (Testfall 1) an unterschiedlichen Rollgangpositionen. Es wird eine Symmetrie bezüglich des Wärmeüberganges vorausgesetzt, d.h. die Welligkeit der Einzelwindung wird aus dem berechneten Temperaturverlauf für eine viertel Windung ermittelt. Deutliche Temperaturüberhöhungen zeigen sich in den Windungsabschnitten des Randbereiches, die im Abkühlverlauf weiter zunehmen. Durch die Verwendung des zuvor beschriebenen Strahlungsschildes können die maximalen Temperaturdifferenzen innerhalb der Einzelwindung sichtbar abgebaut werden. Nach 60 m Rollganglänge sinkt die maximale Temperaturdifferenz innerhalb der Einzelwindung von 96 K auf 79 K. Zudem wird die relative Abweichung der Temperaturen der Einzelwindung in bezug

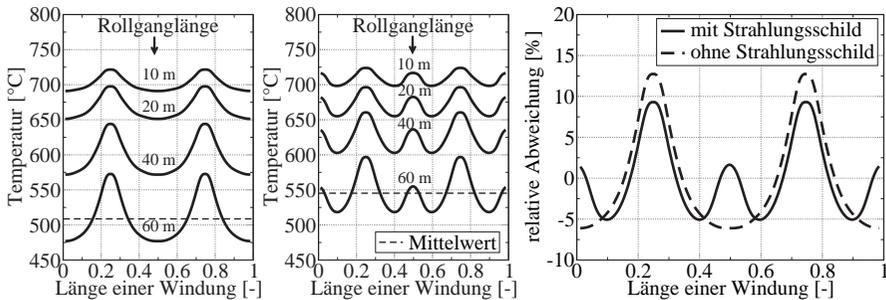


Abbildung 6.19: Simulierte Welligkeiten einer einzelnen Drahtwindung in axialer Richtung (Testfall 1) an verschiedenen Rollgangpositionen mit und ohne Strahlungsschild; Darstellung der relativen Abweichung von der mittleren Drahttemperatur [rel. Abw. = $(T - T_m)/T_m \cdot 100\%$; T in $^{\circ}\text{C}$] nach 60 m Rollganglänge für beide Fälle.

auf die mittlere Temperatur deutlich reduziert.

Als Maß für die Streuung von Meßwerten wird im allgemeinen die Standardabweichung herangezogen. Sie ist definiert als Quadratwurzel aus der durchschnittlichen quadrierten Abweichung der einzelnen Werte vom arithmetischen Mittel. Die Standardabweichung soll in den hier dargestellten Fällen der Beurteilung der Temperaturwelligkeit dienen. Die Standardabweichung sinkt durch das Strahlungsschild nach 60 m für den beispielhaften Fall von 33 K auf 25 K. Allerdings wird durch die Verwendung eines Strahlungsschildes gleichzeitig die mittlere Abkühlgeschwindigkeit verringert. Weitere Simulationsrechnungen können helfen, optimale Parameter für jeden Betriebszustand zu finden.

6.3.3 Temperaturabhängigkeit der Materialeigenschaften

Die in Abschnitt 3.7 beschriebene Lösung der partiellen Differentialgleichung für die Wärmeleitung erfolgt auf Basis konstanter Stoffwerte. Der mit dieser Annahme verbundene Fehler kann als vergleichsweise gering eingeschätzt werden, da die Berechnung der Wärmeleitung im Draht für sehr kurze Zeiten, nämlich jeweils die Zeit, in der der Draht die Strecke Δy_W zurücklegt, vorgenommen wird. Für jeden Abschnitt Δy_W werden entsprechend des aktuellen Drahttemperaturverlaufs neue mittlere Werte für die Stoffeigenschaften λ , c_p und ρ als Eingangsgrößen für die Berechnung der axialen Wärmeleitung ermittelt. Das heißt, über der gesamten Länge des Rollgangs

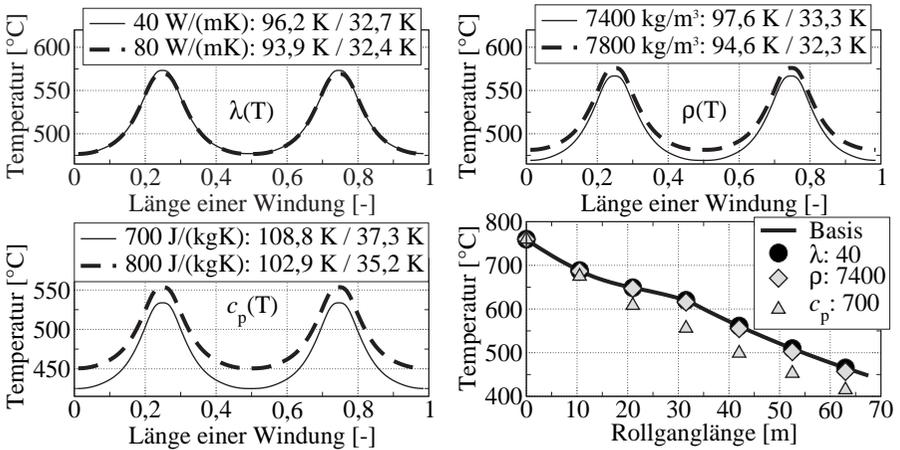


Abbildung 6.20: Einfluß der thermophysikalischen Stoffwerte auf die Welligkeit der Einzelwindung nach 60 m; Angabe der jeweils maximalen Temperaturdifferenz und der Standardabweichung (Bsp.: 96,2 K / 32,7 K); Drahtabkühlung in der Mitte des Rollgangs ($x = 0$) für Testfall 1 (unten rechts); Basis für den Vergleich: λ , ρ , $c_p = f(T)$ nach Abschnitt 5.

werden temperaturabhängige Stoffwerte berücksichtigt. Beim Vergleich zeigen die Wärmeleitfähigkeit den geringsten und die spezifische Wärmekapazität den größten Einfluß auf die berechnete Temperaturverteilung des Drahtes. Als Grenzwerte bzw. als Anhaltspunkte für die Variantenrechnungen dienen dabei die experimentell ermittelten und in Abschnitt 5 dargestellten Stoffwerte. Für den Testfall 1 ergibt sich beispielsweise nach 60 m Rollganglänge ein um etwa 2,3 K geringerer maximaler Temperaturunterschied innerhalb einer Drahtwindung, wenn der vorgegebene Wert für die Wärmeleitfähigkeit von 40 W/(mK) auf einen theoretischen Maximalwert (reines Eisen, Umgebungstemperatur [90, 91]) von 80 W/(mK) gesetzt wird (Abbildung 6.20). In etwa gleichem Maße verringert sich der maximale Temperaturunterschied bei Änderung des vorgegebenen Dichtewertes von 7400 kg/m³ auf 7800 kg/m³. Der Einfluß auf die Standardabweichung ist in beiden Fällen ebenfalls gering. Wesentlich höher ist der Einfluß der spezifischen Wärmekapazität, die bei niedriglegierten Stählen im betrachteten Temperaturbereich zwischen 600 J/(kgK) und 800 J/(kgK) mit Ausnahme der Umwandlungsbereiche liegt. Allein durch Änderung des Vorgabewertes für die spezifische Wärmekapazität von 700 J/(kgK) auf 800 J/(kgK) sinkt der

maximale Temperaturunterschied um ca. 6 K im Vergleich zu etwa 4 K bei Änderung der Wärmeleitfähigkeit. Deutliche Unterschiede zeigen sich im absoluten Temperaturniveau.

Die Dichte findet Berücksichtigung in der FOURIER'schen Differentialgleichung und in der Berechnung des Drahtmassenstromes aus dem Volumen des Drahtes. Durch die direkte Proportionalität zwischen Massenstrom und Dichte ist damit die Verringerung der Abkühlgeschwindigkeit bei zunehmender Dichte erklärbar. Gleiche Tendenzen in der Abkühlgeschwindigkeit zeigen sich bei Erhöhung der Dichte und der spezifischen Wärmekapazität durch die Berücksichtigung dieser Größen in der FOURIER'schen Differentialgleichung (Gleichung 3.110). Eine höhere Wärmeleitfähigkeit sorgt für den Abbau der Temperaturdifferenz zwischen Rand und Mitte bzw. für höhere Triebkräfte in den Bereichen des Rollgangs, in denen der Draht nahezu frei liegt und sich ungehindert abkühlen kann. Dieses steigert die Abkühlgeschwindigkeit und senkt die mittlere Drahttemperatur. Eine praktische Bedeutung bzw. wesentliche Unterschiede in der berechneten Temperaturverteilung können aber erst bei Wärmeleitfähigkeiten von Kupfer oder Silber, die etwa eine Zehnerpotenz höher liegen, durch Simulationen nachgewiesen werden. Abbildung 6.20 zeigt ebenfalls die Auswirkungen veränderter Stoffwerte auf den Temperaturverlauf in Längsrichtung für den Testfall 1. Mit Ausnahme der berechneten Abhängigkeit für eine konstante spezifische Wärmekapazität zeigen sich auch hier nur verhältnismäßig geringe Abweichungen von der Basisurve, deren Berechnung auf der Verwendung temperaturabhängiger Stoffwerte beruht.

6.3.4 Packungsdichte

Der Einfluß der technologischen Parameter auf die Abkühlgeschwindigkeit geht aus den zahlreichen Abbildungen des Abschnitts 4 als Ergebnis der experimentellen Untersuchungen aber auch aus den bereits vorgestellten Simulationsergebnissen hervor. Somit ist klar, daß beispielsweise höhere Packungsdichten des Drahtes auf dem Rollgang geringere Abkühlgeschwindigkeiten bei sonst gleichen Bedingungen bewirken. Die Packungsdichte wird durch die Rollganggeschwindigkeit oder durch den Drahtdurchmesser beeinflusst. Abbildung 6.21 zeigt dazu zwei simulierte Fälle, in denen die Einflüsse dieser Parameter auf die Temperaturverteilung der Einzelwindung dargestellt sind. Verwendung finden jeweils die Parameter des Testfalls 1 mit entsprechend variierten Werten für die Rollganggeschwindigkeit und für den Drahtdurchmesser. Entsprechend dem technologisch möglichen Bereich muß für den zweiten Fall (Abbildung 6.21, rechts) die Walzgeschwindigkeit mit 16 m/s für den 16 mm Draht vorgegeben werden. Zudem ist ein Vergleich für unterschiedliche Drahtdurch-

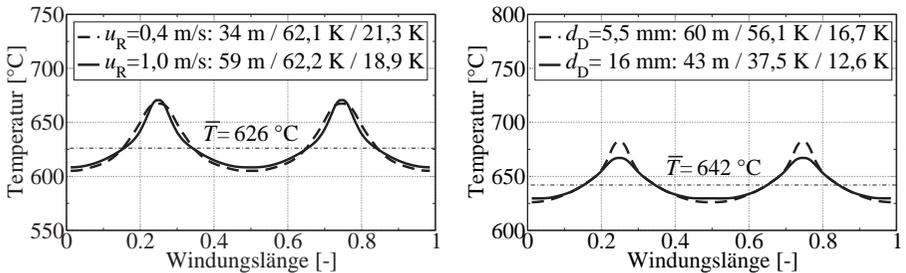


Abbildung 6.21: Simulierte Welligkeit einer Drahtwindung für den Testfall 1 im Vergleich mit veränderter Rollganggeschwindigkeit (links, $\Delta y_W \neq \text{const.}$) und verändertem Drahtdurchmesser (rechts, $\Delta y_W = \text{const.}$); Angabe der Rollgangposition, der maximalen Temperaturdifferenz und der Standardabweichung (Bsp.: 34 m / 62,1 K / 21,3 K).

messer nur sinnvoll bei gleichen Windungsabständen, was eine Anpassung der Rollganggeschwindigkeit auf 1,23 m/s für den 5,5 mm Draht und auf 0,2 m/s für den 16 mm Draht notwendig macht. Damit ergibt sich für beide Drahtdurchmesser ein konstanter Windungsabstand von $\Delta y_W = 42 \text{ mm}$. Die in den Abbildungen angegebenen Längen entsprechen den betrachteten Rollgangpositionen, deren Festlegung im Sinne einer einheitlichen mittleren Temperatur vorgenommen wird. In Abbildung 6.21 (links) wird beispielsweise deutlich, daß bei 1,0 m/s Rollganggeschwindigkeit 59 m Rollgang notwendig sind, um die gleiche mittlere Windungstemperatur zu erhalten, wie es bei 0,4 m/s bereits nach 34 m der Fall ist. Entscheidend ist die Verweilzeit, die bei 0,4 m/s ca. 44 % höher und im zweiten Fall für den 16 mm Draht im Vergleich zum 5,5 mm Draht sogar um den Faktor 4,4 höher ist. Durch höhere Rollganggeschwindigkeiten wird insbesondere die Breite der schlecht gekühlten Drahtpackung im Randbereich geschmälert. Die Breite der Peaks im Temperaturverlauf der Einzelwindung wird damit geringer, wie die Abbildung 6.21 (links) zeigt. Gleichzeitig nimmt die Standardabweichung ab, was im Hinblick auf die homogene Drahtabkühlung positiv zu bewerten ist.

Entsprechend der Modellvorstellung ergibt sich die Gesamthöhe der übereinanderliegenden Windungen aus der Summe der übereinander liegenden Drahtdurchmesser bei einem vertikalen Schnitt in Querrichtung (vgl. Abbildung 3.7). Dabei ist die Anzahl der Schnittflächen abhängig vom Verhältnis der Walzgeschwindigkeit zur Geschwindigkeit des Rollgangs (Δy_W). Für den zweiten untersuchten Fall, der in Abbildung

6.21 (rechts) dargestellt ist, werden dieses Verhältnis und damit auch die Anzahl der Schnittflächen für unterschiedliche Drahtdurchmesser konstant gehalten. Das heißt, die Packungshöhe für den 16 mm Draht ist um den Faktor $16/5,5=2,91$ größer im Vergleich zum 5,5 mm Draht. Dieses erklärt zusammen mit der etwa vierfach höheren Verweilzeit des Drahtes auf dem Rollgang die bessere Kühlung im Randbereich für den 16 mm Draht. Während bei einer geringen Packungshöhe die Abschirmung beispielsweise der Seitenwände sehr hoch ist, wird zudem bei zunehmenden Packungshöhen der Strahlungsenergieaustausch mit der Umgebung begünstigt. Demnach muß der 5,5 mm Draht im Vergleich zum 16 mm Draht am Rand stärker gekühlt werden. Diese Aussage wird durch Literaturangaben bestätigt [23].

6.3.5 Luftgeschwindigkeit

Werden höhere Abkühlgeschwindigkeiten gefordert, so ist der Einsatz von Lüftern zur Zwangskühlung notwendig. Gleichzeitig wird versucht, durch eine gezielte Verteilung des Luftstromes in Querrichtung eine homogene Abkühlung zu gewährleisten, was jedoch aufgrund der hohen Packungsdichte am Rand nur bedingt möglich ist. Innerhalb der Drahtpackung befindliche Windungsabschnitte sind in Abhängigkeit der technologischen Parameter z. T. vollständig von der Umgebung abgeschirmt, so daß Kühlung im Extremfall nur durch Wärmeleitung, Kontakt oder Strahlungsenergieaustausch mit den abschirmenden Drahtabschnitten möglich ist. Die Folge sind hohe mittlere Drahttemperaturen am Rand, wenngleich die außen liegenden Drahtabschnitte weitaus geringere Temperaturen aufweisen (vgl. Abschnitt 6.1.2). Inwieweit nun durch Variation der Lüfterleistung Einfluß auf die mittlere Temperaturwelligkeit der Einzelwindung genommen werden kann, soll an einem beispielhaften Fall gezeigt werden. Die Betrachtung erfolgt für den Testfall 2 in Anlehnung an die experimentell ermittelten Geschwindigkeitsprofile im Walzwerk. Wie in Abbildung 6.22 (links) ersichtlich ist, zeigt die gezielte Verteilung des Luftstromes Wirkung. Im Vergleich zur konstant vorgegebenen Luftgeschwindigkeit, die einem Mittelwert bei 40 % Lüfterleistung entspricht, ist eine deutliche Temperaturerhebung des in der Mitte des Rollgangs liegenden Windungsabschnittes sichtbar. Es bestätigt sich die bereits aus den Experimenten gewonnene Erkenntnis, daß der Randbereich im Vergleich zur Mitte bei hohen Lüfterleistungen zu stark gekühlt wird. Maßgeblich dafür ist die Anordnung der Luftauslaßschächte in Querrichtung.

In der Praxis können vielzählige ungewollte Effekte auftreten, deren Ursachen verschiedenartig sind. In [28] ist beispielsweise eine seitliche Verschiebung der Drahtwindungen auf dem Rollgang, bedingt durch Toleranzen im Legerohr des Windungs-

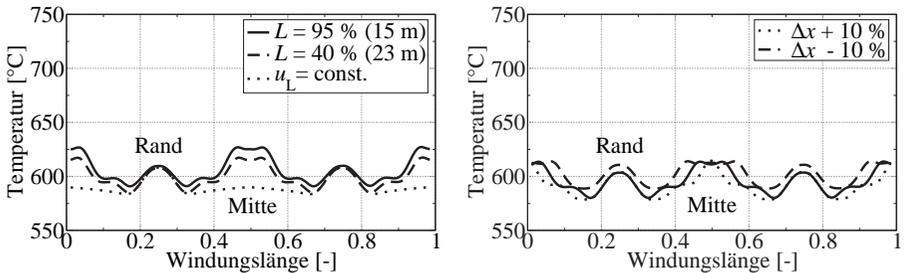


Abbildung 6.22: Simulierte Welligkeit einer Drahtwindung für den Testfall 2 mit veränderten Lüfterleistungen und konstanter Rollganggeschwindigkeit (0,4 m/s); links: Vergleich für unterschiedliche Lüfterleistungen [$u_L = f(x)$] und in x -Richtung konstant vorgegebener Luftgeschwindigkeit ($u_L = \text{const.}$); rechts: Auswirkungen einer Verschiebung der Drahtwindungen in Querrichtung.

legers, unterschiedliche Legegeschwindigkeiten, verschiedene Drahtqualitäten, verschiedene Drahtabmessungen usw., beschrieben. Da sich dann das Profil der anströmenden Kühlluft verändert, hat dieses auch Konsequenzen für die Temperaturverteilung in der Einzelwindung. In Abbildung 6.22 (rechts) wird dieser Effekt verdeutlicht. Bei einer Neukonstruktion oder Modifikation der vorhandenen Lüftersektion können mit Hilfe weiterer Simulationsrechnungen u.a. Aussagen zur optimalen Verteilung der Luftauslaßschächte getroffen werden. Denkbar wären zusätzliche Luftauslaßschächte, die über Klappen oder Schieber bei Bedarf geöffnet werden können.

6.4 Zusammenfassung

Die richtige Wiedergabe der realen Wärmetransportverhältnisse durch das Modell wurde durch den Vergleich mit den Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen getestet. Dabei standen neben dem Abkühlverlauf in Längsrichtung insbesondere auch das Temperaturprofil in Querrichtung bzw. das gesamte Temperaturfeld im Vordergrund. Nachdem die richtige Wiedergabe durch das Modell an beispielhaften Testfällen nachgewiesen wurde, zeigten weitere Simulationsrechnungen die Möglichkeiten, die sich durch die Anwendung des Modells ergeben. So konnten beispielsweise über die simulierte Temperaturwelligkeit Maßnahmen abgeleitet werden, die insbesondere bei freier Konvektion und Strahlung zu einem Abbau der maximalen Temperaturdifferenz innerhalb einer Windung beitragen. Der Einfluß der tempe-

raturabhängigen Stoffwerte zeigte sich als vergleichsweise gering auf die Welligkeit, stärker jedoch auf die Abkühlgeschwindigkeit.

Im Hinblick auf eine mögliche Neukonstruktion bzw. Modifizierung der Luftkühlstrecke konnte gezeigt werden, daß über Simulationen mit veränderten Geschwindigkeitsprofilen u.a. Aussagen zur optimalen Verteilung der Luftauslaßschächte möglich sind.

Ein Vergleich der Simulationsergebnisse mit Werten aus der Literatur war aufgrund der vergleichsweise geringen Anzahl von Quellen sowie der in den Quellen oft nur unzureichend angegebenen technologischen Parameter teilweise nicht bzw. nur unter weiteren Annahmen möglich. Trotz der in einigen Fällen nicht vollständig sichergestellten Übertragbarkeit der Literaturwerte aufgrund von eventuell anderen konstruktiven Varianten ergaben sich hier gute Übereinstimmungen sowohl in den ermittelten Abkühlverläufen als auch in den ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten in der Mitte und am Rand.

Kapitel 7

Zusammenfassung und Ausblick

Für die Simulation der Drahtabkühlung in der Luftkühlstrecke wurde ein Modell entwickelt, welches die komplexen Wärmeübergangsbedingungen in Abhängigkeit der technologischen Parameter beschreibt. Grundlage bildet die Analyse der dreidimensionalen Struktur der Drahtwindungen mit der Betrachtung der wesentlichen geometrischen Zusammenhänge. Ausgehend von in der Literatur bewährten empirischen Korrelationen zur Beschreibung des Wärmeübergangs bei der erzwungenen und freien Konvektion wurden unter Verwendung der charakteristischen geometrischen Größen der Windungen entsprechende Berechnungsvorschriften ermittelt. Zur Anpassung einzelner Modellparameter wurden die Ergebnisse von Simulationsrechnungen mit dem Strömungssimulationsprogramm Fluent herangezogen. Die Beschreibung des Strahlungsenergie transportes wurde aufgrund der sehr komplexen Legegeometrie der Drahtwindungen auf ein Problem parallel liegender Zylinder zurückgeführt. Dabei wurden gegenseitige und durch Anlagenteile hervorgerufene Abschirmungen des Drahtes von der Umgebung mit Unterscheidung zwischen oben und unten liegenden Windungen berücksichtigt. Über die Kopplung mit der berechneten Gesamtwärmestromdichte, die in Abhängigkeit der Quer- und Längskoordinate berechnet wird, ermöglicht die Lösung der FOURIER'schen Differentialgleichung für die Wärmeleitung neben der Berechnung des Temperaturfeldes über den gesamten Rollgang z.B. auch die Ermittlung des Temperaturverlaufs einer Einzelwindung an einer beliebigen Rollgangposition. Damit steht ein Algorithmus zur Verfügung, der sich durch

den direkten Vergleich mit den Ergebnissen experimenteller Untersuchungen über das Temperaturfeld des Drahtes auf dem Rollgang bestätigen und über entsprechende Parameter den speziellen praktischen Gegebenheiten anpassen läßt.

Der entwickelte Algorithmus gestattet die Berechnung der verschiedenen Anteile am Wärmetransport in Abhängigkeit der technologischen Parameter und bietet gleichzeitig eine Schnittstelle zur Kopplung an ein werkstofftechnisches Modell. Die Modellverifikation erfolgte anhand von Temperaturfeldern und -verläufen außerhalb der Phasenumwandlungsbereiche. Für den Einsatz des Modells allein zu Vorhersage von Temperaturverläufen wäre daher in weiterführenden Untersuchungen eine genauere Beschreibung der Phasenumwandlungsbereiche, die insbesondere auch die Problematik des Temperaturanstieges klärt, notwendig. In der Literatur stehen dafür zahlreiche Ansätze zur Verfügung.

Die Ergebnisse der im Drahtwalzwerk durchgeführten infrarotthermografischen Messungen wurden dazu genutzt, das entwickelte Modell für die Abkühlung von Walzdraht zu bestätigen und gegebenenfalls eine Anpassung der Modellparameter vorzunehmen. Im Rahmen der Inbetriebnahme wurde nahezu der gesamte Parameterbereich in bezug auf Drahtdurchmesser, Rollganggeschwindigkeit und Kühlmöglichkeiten abgedeckt. Durch eine günstige Kameraposition bot sich zudem die Möglichkeit, weite Bereiche des Rollgangs mit nur jeweils einer Kameraeinstellung zu erfassen. Um den Einfluß der begrenzten Auflösung insbesondere der sehr weit entfernten Drahtwindungen im Bereich der Lüftersektion abzuschätzen, wurden wechselweise Aufnahmen mit unterschiedlichen Vorsatzlinsen durchgeführt. Zur Bestimmung der Emissionsgrade der gewalzten Drähte wurden Proben entnommen und diese unter Laborbedingungen untersucht. Dabei wurden unterschiedliche Methoden angewandt, um einerseits die Meßergebnisse zu vergleichen und andererseits Aussagen zur Verzunderung zu treffen. Die Ermittlung des Geschwindigkeitsfeldes der Kühlluft in Abhängigkeit der Lüfterleistung erfolgte im Walzwerk durch Messungen mit einem Flügelrad-Anemometer. Unsicherheiten ergaben sich durch die Verteilung der Meßpunkte, der horizontalen Anordnung des Flügelrades sowie der Messung ohne das Vorhandensein von Drahtwindungen. Insgesamt kann eingeschätzt werden, daß eine Modellverifikation auf Basis der Meßergebnisse, die sich durch einen breiten Parameterbereich und eine gute Reproduzierbarkeit auszeichnen, ohne größere Einschränkungen möglich war.

Die benötigten thermophysikalischen Stoffwerte wurden für die gewalzten Stahlqualitäten selbst bestimmt. Die dabei eingesetzten Geräte ermöglichten eine ausreichend präzise Bestimmung im relevanten Temperaturbereich und repräsentieren den derzeitigen Stand der Technik. Bei allen Messungen waren die sorgfältige Probenvorbe-

reitung sowie die Schaffung einer Inertgasatmosphäre notwendige Voraussetzungen für reproduzierbare Meßergebnisse. Für die spezifische Wärmekapazität, die Dichte und die Temperaturleitfähigkeit konnte über verfügbare Literaturdaten nachgewiesen werden, daß diese im richtigen Bereich liegen. Da die Wärmeleitfähigkeit aus dem Produkt der drei ermittelten Stoffwerte gebildet wird, ist hier der Fehler etwas größer, kann jedoch außerhalb der Phasenumwandlungsbereiche als gering eingeschätzt werden.

Die richtige Wiedergabe der realen Wärmetransportverhältnisse durch das Modell wurde durch den Vergleich mit den Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen getestet. Dabei standen neben dem Abkühlverlauf in Längsrichtung insbesondere auch das Temperaturprofil in Querrichtung sowie das gesamte Temperaturfeld im Vordergrund. Nachdem die richtige Wiedergabe durch das Modell an beispielhaften Testfällen nachgewiesen wurde, zeigten weitere Simulationsrechnungen die Möglichkeiten, die sich durch die Anwendung des Modells ergeben. So konnten beispielsweise über die simulierte Temperaturwelligkeit Maßnahmen abgeleitet werden, die insbesondere bei freier Konvektion und Strahlung zu einem Abbau der maximalen Temperaturdifferenz innerhalb einer Windung beitragen. Der Einfluß der temperaturabhängigen Stoffwerte zeigte sich als vergleichsweise gering auf die Welligkeit, stärker jedoch auf die Abkühlgeschwindigkeit. Im Hinblick auf eine mögliche Neukonstruktion bzw. Modifizierung der Luftkühlstrecke konnte gezeigt werden, daß über Simulationen mit veränderten Geschwindigkeitsprofilen u.a. Aussagen zur optimalen Verteilung der Luftauslaßschächte möglich sind. Ein Vergleich der Simulationsergebnisse mit Werten aus der Literatur war aufgrund der vergleichsweise geringen Anzahl von Quellen sowie der in den Quellen oft nur unzureichend angegebenen technologischen Parameter teilweise nicht bzw. nur unter weiteren Annahmen möglich. Trotz der in einigen Fällen nicht vollständig sichergestellten Übertragbarkeit der Literaturwerte aufgrund von eventuell anderen konstruktiven Varianten ergaben sich hier gute Übereinstimmungen sowohl in den ermittelten Abkühlverläufen als auch in den ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten in der Mitte und am Rand.

Literaturverzeichnis

- [1] B. Buchmayr, J. Guggenberger, G. Zuba: Stahlentwicklung mittels Computermodellen - Ein Überblick. *BHM*, 1994, **139** (7), 259-266.
- [2] M. Lestani, G. Salvador: State of the art of the EWR endless welding and rolling process for wire rod and bar mills. *MPT International*, 2001, **24** (3), 46-53.
- [3] E. Günther: Thermocoil-Verfahren zur Herstellung höherfester Baustähle auf Hochgeschwindigkeits-Drahtwalzanlagen. *Neue Hütte*, 1987, **32** (2), 60-65.
- [4] A. A. Jalil: Retarded cooling Stelmor-Operating experience and results. *Iron and Steel Engineer*, 1982, **59** (5), 46-48.
- [5] M. Albedyhl, H. Feldmann: Temperaturkontrolliertes Walzen von Stabstahl und Draht. *Stahl und Eisen*, 1988, **108** (22), 1077-1082.
- [6] R. Kohlmann, M. Kruse, M. Meyer, U. Plociennik: Optimierung der Werkstoffigenschaften am Beispiel verschiedener Stahlsorten für Stabstahl und Draht. *Stahl und Eisen*, 2000, **120** (3), 95-101.
- [7] R. Kohlmann, M. Kruse, M. Meyer, U. Plociennik: Optimization of material properties for bars and wire rod. *MPT International*, 2000, **23** (2), 56-62.
- [8] R. Kohlmann, M. Kruse, M. Meyer, U. Plociennik: Optimization of material properties through the linkage of simulation calculations with the real rolling process of different steel grades for bar and wire rod. *Acta Metallurgica Sinica*, 2000, **13** (1), 281-290.
- [9] N. Brennecke: Erfahrungen bei der Einführung des Walzens von St T-IV-Qualitäten auf Kontidrahtwalzwerken. *Fachberichte Hüttenpraxis Metallweiterverarbeitung*, 1986, **24** (7), 529-536.

- [10] N. Brennecke, E. Günther: Betriebserfahrungen mit dem Thermocoil-Verfahren zur Herstellung höherfester Betonstähle. *Stahl und Eisen*, 1987, **107** (20), 947-951.
- [11] J. Ball, J. Clemens, R. Ehl, H. Kuhn, S. Oswald, G. Roth: Prozeßverkürzung durch Einsparung von Wärmebehandlungen bei der Herstellung von Draht und Stab. *Stahl und Eisen*, 1997, **117** (4), 59-67.
- [12] D. Horstmann: *Das Zustandsschaubild Eisen-Kohlenstoff und die Grundlagen der Wärmebehandlung der Eisen-Kohlenstoff-Legierungen*. 5. Auflage, Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1992.
- [13] A. Schrader, A. Rose: *De ferri metallographia, Bd. 11: Gefüge der Stähle*. Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1966.
- [14] W. Geitz: Entwicklung eines neuen Verfahrens zur Abkühlung von Walzdraht. *Stahl und Eisen*, 1968, **88** (1), 14-21.
- [15] B. Buchmayr, A. Samoïlov, L. Lachmann, H.-A. Schifferl: CAROD - Ein Prozeßmodell für das Drahtwalzen. *Berg- und hüttenmännische Monatshefte: BHM*, 1996, **141** (5), 199-203.
- [16] E. Brune, F. Koller, M. Kruse, P. J. Mauk, U. Plociennik: Computersimulation des Walzprozesses zur Qualitätsoptimierung an einer Feinstahl- und Drahtstraße. *Stahl und Eisen*, 1994, **114** (11), 87-92.
- [17] G. H. D. Mühlenbruch: *Untersuchung des turbulenten Wärmetransports in Intensivkühlrohren unter Verwendung eines Reynoldsspannungsmodells*. VDI-Verlag, Düsseldorf, 1999.
- [18] C. Ren, R. Varo: Controlled cooling process in the Tianjin high speed wire rod mill. *MPT International*, 1999, **22** (4), 88-93.
- [19] T. Yuhua: Hot water quenching of steel wires. *Wire Industry*, 1993, **60** (1), 41-45.
- [20] J. Tominaga, K. Matsuoka, S. Inoue: New process of in-line heat treatment in wire rod mills. *Wire Journal International*, 1985, **18** (2), 62-72.
- [21] S. Sannomiya, E. Takahashi, S. Shimazu: Manufacture of high quality steel wire rods using newly developed cooling process - KKP (Kobe Kakagawa Patenting). *Kobe Steel Engineering Reports*, 1981, **31** (4), 30-33.

- [22] Y. Hanada, K. Ueno, A. Noda, H. Kondoh, T. Sakamoto, K. Mine: New type Stelmor equipment of wire rod and bar mill. *Kawasaki Steel Technical Report*, **15**, 1986, 50-57.
- [23] S.-K. Cho: Effect of wire rod size and its packing density on the tensile strength deviation of high carbon steel wire rod in the Stelmor process. *Wire Journal International*, 1998, **31** (2), 114-121.
- [24] E. Naumann, H. G. Geck, H.-J. Langhammer, E. E. Hofmann: Untersuchung betrieblicher Möglichkeiten zur geregelten Abkühlung von Stahldraht aus der Walzhitze. *Stahl und Eisen*, 1970, **90** (23), 1322-1333.
- [25] R. D. Morales, A. G. Lopéz, I. M. Olivares: Mathematical simulation of Stelmor process. *Ironmaking and Steelmaking*, 1991, **18** (2), 128-138.
- [26] C. M. Worrall: Accurate temperature measurement using infrared linescanning systems. *Steel Times International*, 1993, **17** (4), 25-26.
- [27] W. Goerke, M. Endler, R. Grünewald, T. Berner: Integration einer automatischen Heißdrahtprüfanlage in einem dreiadrigen Drahtwalzwerk. *Stahl und Eisen*, 1999, **119** (10), 61-67.
- [28] R. Schöler: Kühleinrichtung für Walzdraht. *Offenlegungsschrift: DE 39 40 735 A 1*, Deutsches Patentamt, 1991.
- [29] A. Müller: Anlage zum Walzen von Draht. *Offenlegungsschrift: DE 42 44 176 A 1*, Deutsches Patentamt, 1994.
- [30] P. C. Campbell, E. B. Hawbolt, J. K. Brimacombe: Application of Microstructural Engineering to the Controlled Cooling of Steel Wire Rod. In: G. E. Ruddle, A. F. Crawley: *Accelerated Cooling of Rolled Steel*. Pergamon Press New York, 1987, 309-330.
- [31] E. Danel: Řízené ochlazování drátu na moderních drátových tratích (Gesteuerte Drahtkühlung auf modernen Drahtwalzstraßen). *Hutnické listy*, Brno, 1982, **37** (7), 478-483.
- [32] K. P. Shukla, S. Chandra, S. K. Mandal: Modeling of the evolution of microstructure during continuous cooling of wire rods. *Heat Treating: Equipment and Processes*, Proceedings of the International Conference. 1994, 201-207.

- [33] K. P. Shukla, S. Chandra, S. K. Mandal: Mathematical Simulation of Stelmor Cooling of Wire Rods. *Tata Search*, 1994, **1**, 84-88.
- [34] R. Thibau: Experimental simulation of the Stelmor cooling of 11 mm diameter rods of 1080 steel from cast billets. *Wire Journal International*, 1993, **26** (2), 203-208.
- [35] P. K. Agarwal, J. K. Brimacombe: Mathematical Model of Heat Flow and Austenit-Perlit Transformation in Eutectoid Carbon Steel Rods of Wire. *Metallurgical Transactions*, 1981, **12B** (3), 121-132.
- [36] M. Avrami: Kinetics of Phase Change. II Transformation-Time for Random Distribution of Nuclei. *J. Chem. Phys.* 1940, (8), 212-224.
- [37] E. Anelli: Mathematical Models to develop desired Structures in as-rolled Carbon Steel Wire Rod. *IQ - special issue*, 1991, (8), 75-79.
- [38] B. Buchmayr, A. Samoilov, L. Lachmann, G. Aigmuller: A fundamental TMCP rolling model for the prediction and optimisation of microstructure and properties of HSLA steels. *Modelling of Metal Rolling Processes*, Proceedings of the 1st International Conference. 1993, 134-148.
- [39] E. Anelli: Application of Mathematical Modelling to Hot Rolling and Controlled Cooling of Wire Rod Bars. *ISIJ International*, 1992, **32** (3), 440-449.
- [40] J. J. Kramer, G. M. Pound, R. F. Mehl: The free energy of formation and the interfacial enthalpie in pearlite. *Acta Metall.*, 1958, (6), 763-771.
- [41] W. Augustin: Gesteuerte Abkühlung von Walzdraht für Seil- und Federstahldrähte. *Stahlberatung*, Freiberg, 1986, **13** (2), 10-13.
- [42] N. Ohwada, T. Eguchi, Y. Sagae, H. Takenouchi: Development of a new mist patenting process for hot-rolled high carbon steel wire rods. *SEAISI Quarterly Singapore*, 1992, **21** (4), 54-62.
- [43] F. Ihme, V. Flaxa: Intensivkühlung von Fein- und Mittelstahl. *Stahl und Eisen*, 1992, **112** (10), 75-81.
- [44] A. Willmann, H. Wehage, W. Rensch, K. Kutzenberger, H. Heigl, F. Caenaro, W. Lehnert, A. Hensel: Neue Konzepte für Stabstahl- und Drahtstraßen. *Stahl und Eisen*, 1995, **115** (5), 131-139.

- [45] Ju. P. Chotijenko, V. V. Parusov, V. K. Pankov: Beherrschung der Technologie der beschleunigten Abkühlung von Walzdraht im Bjelorussischen Hüttenwerk, russ. *Stal, Moskva*, 1988, (5), 62-65.
- [46] M. Baarman: Production and mechanical properties of rimming substitute wire rod. *Wire Industry*, 1998, **65** (2), 74-77.
- [47] R. H. B. Queiroga, R. J. Macedo dos Santos, D. B. Santos: The influence of cooling conditions of steel wire rod on scale formation and its application on mechanical descaling. *Wire Journal International*, 1995, **28** (10), 56-63.
- [48] V. Flaxa: *Grundlagen zur Entwicklung neuer Verfahren und Ausrüstungen für die Adjustage warmgewalzten, stabförmigen Feinstahls*. Dissertation, Techn. Universität Magdeburg, 1989.
- [49] V. Flaxa: Mathematische Modellierung der thermischen Verhältnisse in Fein- und Mittelstahladjustagen. *Steel Research*, 1990, **61** (5), 219-225.
- [50] V. Flaxa: Möglichkeiten der Effektivitätssteigerung von Kühlbetten. *Draht*, 1992, **43** (1/2), 32-38.
- [51] Autorenkollektiv: *VDI-Wärmeatlas*, Berechnungsblätter für den Wärmeübergang. 8., erweiterte Auflage, VDI Verlag, Düsseldorf, 1997.
- [52] A. Hensel, H. Wehage, J. Wehage: Weiterentwicklung eines Rechenmodells auf dem Gebiet des kontinuierlichen Walzens in Streckkaliberreihen. *Neue Hütte*, 1987, **32** (11), 406-410.
- [53] W. Lehnert, N. D. Cuong, H. Wehage: Simulation of austenitic microstructure in rod and wire rolling of quenched and tempered steel grades. *Steel Research*, 1995, **66** (11), 470-475.
- [54] W. Lehnert, G. Goldhahn: Mathematical simulation of profile, rod and wire rolling. *Mechanical Working and Steel Processing*, Proceedings of the 41st International Conference. 1999, 171- 185.
- [55] J. Yanagimoto, M. Kiuchi, H. Miyazawa, M. Asakawa: User-friendly 3D FEM simulation system for bar and wire rod rolling processes. *Tetsu-to-Hagane*, 2000, **86** (7), 22-27.
- [56] A. Hensel, H. Wehage: Rechnergestützte Entwicklung des Temperaturverlaufs in Primärkühlstrecken und beim Walzen mit Zwischengerüstkühlung. *Neue Hütte*, 1988, **33** (2), 55-58.

- [57] H. Wehage: Beitrag zur rechnergestützten Erarbeitung von Projekten und Technologien für kontinuierliche Feinstahl- und Drahtstraßen. *Neue Hütte*, 1991, **36** (2), 79-79.
- [58] L. Chabbi: *Thermomechanische Behandlung von Vergütungsstählen beim Walzen von Stabstahl und Draht unter besonderer Berücksichtigung der Umformung im Zweiphasengebiet*. Dissertation, TU Bergakademie Freiberg, 1995.
- [59] L. Chabbi, W. Lehnert: Temperaturkontrolliertes Walzen von Vergütungsstählen im Zweiphasengebiet. *Stahl und Eisen*, 1998, **118** (3), 63-66.
- [60] S. Kühne, H. Boye, G. H. D. Mühlenbruch, J. Schmidt: The influence of turbulence promoters on subcooled flow boiling in: J. S. Lee (ed.), *Heat Transfer 1998*, vol. 2, page 309, Taylor and Francis, Levittown, 1998.
- [61] G. H. D. Mühlenbruch, H. Boye, J. Schmidt: Modelling of heat transfer in the region of convection controlled film boiling. *Heat and Mass Transfer*, 2000, **36**, 265-271.
- [62] S. Kühne, G. H. D. Mühlenbruch, J. Schmidt: Heat transfer in intensive cooling tubes with turbulence bushes in: G. de Vahl Davis and E. Leonardi (ed.), *CHT'01: Advances in Computational Heat Transfer II*, vol. 1, page 599, Begell House Inc., New York, Wallingford, 2001.
- [63] J. Schmidt, A. Lindemann: Verfahren zur Erzielung spezifischer Werkstoffigenschaften beim Warmwalzen von Walzdraht und Stabstahl, *Zwischenbericht zur Zwischengerüstkühlung*, F/E-Vorhaben mit SKET Walzwerkstechnik GmbH, Magdeburg, August 1998.
- [64] L. Bolle, J. C. Moureau: Spray Cooling of Surfaces. In: *Multiphase Science and Technology*, Vol. 1. New York: McGraw-Hill 1982, 1-97.
- [65] J. I. Kokada, N. Hatta, H. Takuda, J. Harado, Yasukura: An analysis of film boiling phenomena of subcooled water spreading radially on a hot steel plate. *Archiv für das Eisenhüttenwesen*, 1984, **55** (3), 113-118.
- [66] K. A. Estes, I. Mudawar: Correlation of Sauter mean diameter and critical heat flux for spray cooling of small surfaces. *Int. Journal Heat Mass Transfer*, 1995, **38**, 2985-2996.

- [67] J. Schmidt, A. Lindemann, S. Kühne: Verfahren zur Erzielung spezifischer Werkstoffigenschaften beim Warmwalzen von Walzdraht und Stabstahl, *Zwischenbericht Wasserkühlstrecke, Druckwasserentzunderung und Warmhaltetunnel*, F/E-Vorhaben mit SKET Walzwerkstechnik GmbH, Magdeburg, November 1999.
- [68] W. Brahmman, K.-P. Erkel, W. Lehnert, A. Hensel: Temperaturkontrolliertes Walzen und Abkühlen von Qualitäts- und Edelmetallen. *Stahl und Eisen*, 1997, **117** (3), 59-66.
- [69] E. Porczak: Kontrolowane chłodzenie walcówki metoda Stelmor (Regelbares Abkühlen von Walzdraht nach dem Stelmor-Verfahren). *Wiadomości Hutnicze*, 1982, **38** (3), 86-92.
- [70] N. H. McBroom: Slow cooling on rod mill improves drawability. *Wire Industry*, 1982, **49** (7), 510-515.
- [71] M. Brede, U. Thieme, H. Vettors: Simulationsversuche für das temperaturregelte Walzen von Stabstahl. *Stahl und Eisen*, 1996, **116** (7), 69-75.
- [72] J. Corny, J. Descottes: Fil à béton trempé-revenu sur le train à grande vitesse de Montereau (Die Herstellung von vergütetem Betonstahl auf der Hochgeschwindigkeitswalzstraße in Montereau). *Revue de Metallurgie*, 1988, **85** (12), 961-966.
- [73] J. Schmidt, A. Lindemann, J. Günther, H. Boye: Verfahren zur Erzielung spezifischer Werkstoffigenschaften beim Warmwalzen von Walzdraht und Stabstahl, *Zwischenbericht zur Luftkühlstrecke*, F/E-Vorhaben mit SKET Walzwerkstechnik GmbH, Magdeburg, Dezember 1998.
- [74] G. P. Merker: *Konvektive Wärmeübertragung*. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York, 1987, S. 331.
- [75] A. Lindemann, J. Schmidt: Numerical simulation and infrared-thermographic measurement of the cooling of wire rod. *Heat Transfer 2002*, Proceedings of the Twelfth International Heat Transfer Conference. Elsevier, 2002, 735-740.
- [76] R. Siegel, J. R. Howell, J. Lohrengel: *Wärmeübertragung durch Strahlung, Teil 2: Strahlungsaustausch zwischen Oberflächen und in Umhüllungen*. Springer-Verlag, Berlin Heidelberg New York, 1991.

- [77] R. Marek, W. Götz: *Numerische Lösung von partiellen Differentialgleichungen mit finiten Differenzen - Eine methodische Einführung am Beispiel der Wärmeleitung*. Moreno-Verlag, Buchloe, 1995.
- [78] Autorenkollektiv: *Stahl-Eisen-Liste, Register europäischer Stähle, Ausgabe 9*. Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1994.
- [79] W. F. Hemminger, H. K. Cammenga: *Methoden der Thermischen Analyse*. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 1989.
- [80] A. Lindemann: *DBS - Datenbank für Stähle*. Stoffdatenbank der Thermodynamik (ISUT), Universität Magdeburg, Vers. 1.1b5, 2001.
- [81] A. Mahrle: *Einfluß des konvektiven Energietransportes auf die lokale Temperaturverteilung beim Laserstrahlschweißen*. Shaker Verlag, Aachen, 2000.
- [82] J. Schmidt, A. Lindemann: *Kalorisches Verhalten höherfester Konstruktionsstähle bis zu Temperaturen oberhalb des Schmelzpunktes*. Abschlußbericht zum Forschungsthema des Landes Sachsen Anhalt, FKZ: 12558A/0024, Magdeburg, 1997.
- [83] A. Lindemann, J. Al-Karawi, J. Schmidt: Thermal analytical study of steels at high temperature including the range of melting. *Thermochemica Acta*, 1998, **310**, 133-140.
- [84] A. Lindemann, J. Schmidt: Heat transfer modeling of a DSC plate transducer. *Thermochemica Acta*, 1999, **337**, 219-226.
- [85] A. Lindemann, J. Schmidt: Thermal analytical investigations of metals including the melting range. *Heat Transfer 2002*, Proceedings of the Twelfth International Heat Transfer Conference. Elsevier, 2002, 297-301.
- [86] A. Lindemann, J. Schmidt, M. Todte, T. Zeuner: Thermal analytical study of magnesium alloys AM 60 and AZ 91 including the range of melting. *Thermochemica Acta*, 2002, **382**, 269-275.
- [87] O. Knacke, O. Kubaschewski, K. Hesselmann: *Thermochemical Properties of Inorganic Substances*. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 1991.
- [88] A. Strobel: *Messung der Temperaturleitfähigkeit von schmelzflüssigen Metallen mittels der Laser-Flash-Technik*. Diplomarbeit, Hochschule für Technik und Wirtschaft Zwickau (FH), Studiengang Physikalische Technik, 1994.

- [89] K. Bungardt, W. Spyra: Wärmeleitfähigkeit unlegierter und legierter Stähle und Legierungen bei Temperaturen zwischen 20 und 700 °C. *Archiv für das Eisenhüttenwesen*, 1965, **36** (4), 257-267.
- [90] F. Richter: Die wichtigsten physikalischen Eigenschaften von 52 Eisenwerkstoffen. *Stahleisen-Sonderberichte, Heft 8*, Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1973.
- [91] F. Richter: Physikalische Eigenschaften von Stählen und ihre Temperaturabhängigkeit. *Stahleisen-Sonderberichte, Heft 10*, Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1983.

Lebenslauf

- 20.02.1971 geboren in Wernigerode
- 1977 - 1987 Grundschule
- 1987 - 1989 Abitur im Gerhart - Hauptmann - Gymnasium Wernigerode
- 1989 - 1990 Wehrdienst
- 1990 - 1993 Vordiplom im Studiengang Verfahrenstechnik/Thermischer Maschinenbau in der Otto - von - Guericke - Universität Magdeburg
- 1993 - 1995 Hauptstudium in der Vertiefungsrichtung Anlagentechnik in der Otto - von - Guericke - Universität Magdeburg
- seit 1995 Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Strömungstechnik und Thermodynamik der Otto - von - Guericke - Universität Magdeburg