

Prozesssicherheit durch kontrollierten Wärmeübergang
bei der Kühlung von Aluminiumband

Von der Fakultät für Georessourcen und Materialtechnik der
Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen

zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktors der Ingenieurwissenschaften

genehmigte Dissertation

vorgelegt von **Master of Business Administration**

Tobias Mertens

aus Düren

Berichter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Herbert Pfeifer
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Eckehard Specht

Tag der mündlichen Prüfung: 12. April 2019

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über www.dnb.de abrufbar.

Prozesssicherheit durch kontrollierten Wärmeübergang bei der Kühlung von Aluminiumband von
Tobias Mertens
ISBN: 978-3-96463-005-6

Erste Auflage, Mai 2019
© 2019 Pfeifers Pfeifen, ein Imprint der Blinn & Reichel Market-ING UG (haftungsbeschränkt)

Verlag:

Blinn & Reichel Market-ING UG (haftungsbeschränkt)
Steinmannswiese 3
46242 Bottrop
www.doktorarbeit-drucken.de
kontakt@doktorarbeit-drucken.de

Herstellung:

frank druck+medien GmbH & Co. KG
Lukasstraße 24
52070 Aachen
www.frankdruckmedien.de
info@frankdruckmedien.de

Alle Rechte vorbehalten. Die Inhalte dieses Buches sind urheberrechtlich geschützt. Kein Teil des Werkes darf in irgendeiner Form ohne Zustimmung des Verlages reproduziert oder mit elektronischen Systemen verarbeitet werden.

Umschlaggestaltung: Institut für Industrieofenbau und Wärmetechnik, Aachen
Layout, Gestaltung und Satz: Tobias Mertens
Umschlagmotiv: u.a. Fox Design / shutterstock.com

Printed in Germany

D 82 (Diss. RWTH Aachen University, 2019)

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand begleitend zu meiner beruflichen Tätigkeit bei der Otto Junker GmbH.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Herbert Pfeifer für die Bereitschaft zur Übernahme des Referats und für das dem Thema stets entgegengebrachte Interesse. Seine Betreuung hat meine Arbeitsweise nachhaltig beeinflusst.

Mein Dank gilt auch Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Eckehard Specht für die Übernahme des Korreferats.

Die Experimente wurden an den Versuchsanlagen der Otto Junker GmbH durchgeführt. Ermöglicht wurde dies durch Herrn Dr.-Ing. Günter Valder und Herrn Atilla Somuncu. Für diese überaus großzügige Förderung und für das mir entgegengebrachte Vertrauen bedanke ich mich herzlich.

Auch meinen Vorgesetzten Herrn Walter Gombert und Herrn Karl-August Knollmann danke ich für die Unterstützung.

Ohne den Zuspruch meiner Familie wäre das Vorhaben nicht möglich gewesen: Vielen Dank, dass ihr diesen Weg gemeinsam mit mir gegangen seid.

Düren, im April 2019

Tobias Mertens

Inhaltsverzeichnis

	Abkürzungsverzeichnis	I-II
1	Einleitung	1
1.1	Variabilität des Wärmeübergangs	5
1.2	Wechselwirkungen im Düsenfeld der Spritzwasserkühlung	6
1.3	Modellierung der Siedelinie im Düsenfeld der Spritzwasserkühlung	6
2	Stand der Technik	8
2.1	Verdampfungsmechanismen und Siedelinie	8
2.1.1	Stabile Filmverdampfung	9
2.1.2	Partielle Filmverdampfung	10
2.1.3	Blasenverdampfung	10
2.1.4	Konvektion	10
2.2	Modellierung der Siedelinie	10
2.3	Einflussparameter auf die Siedelinie	11
2.3.1	Wasserbeaufschlagungsdichte	11
2.3.2	Beeinflussung der Leidenfrosttemperatur	12
2.3.3	Wärmeleitfähigkeit, Wärmekapazität, Dichte	13
2.3.4	Elektrische Leitfähigkeit des Kühlwassers	14
2.3.5	Oberflächenrauheit	15
2.3.6	Wassertemperatur	15
2.3.7	Einfluss der Geometrie und die Problematik der Messposition	15
2.3.8	Starttemperatur	18
2.3.9	Zusammenfassung und Auswahl relevanter Einflussparameter	18
2.4	Temperaturverteilung in der ebenen Platte	19
2.5	Übertragung auf den bewegten Prozess	20
2.6	Bedeutung des Impulsstroms	22
2.7	Kühlverfahren	23
2.7.1	Luftkühlung	23
2.7.2	Spritzwasserkühlung	23
2.7.3	Verdampfungskühlung	25
2.7.4	Spraykühlung	26
2.7.5	Strahlkühlung	28
2.7.6	Tauchkühlung	28
2.8	Düsenfelder	29
2.9	Bestimmung der Sprühstrahlparameter	32

2.10	Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten	33
2.10.1	Thermisch stationäre Methode/ruhende Probe	33
2.10.2	Thermisch instationäre Methode/ruhende Probe	35
2.10.3	Thermisch instationäre Methode/dynamische Probe	35
2.10.4	Thermisch stationäre Methode/dynamische Probe	36
3	Modellierung der Siedelinie im Düsenfeld der Spritzwasserkühlung	37
3.1	Versuchsaufbau	37
3.1.1	Temperaturmessung	38
3.1.2	Versuchsauswertung	40
3.1.3	Düsenfeld Spritzwasserkühlung	41
3.2	Experimentelle Ermittlung der Datenbasis	42
3.3	Prozessmodellierung	48
3.4	Einfluss der Banddicke	49
3.5	Einfluss der Starttemperatur	51
3.6	Diskussion	53
4	Wechselwirkungen im Düsenfeld der Spritzwasserkühlung	55
4.1	Versuchsaufbau	56
4.1.1	Thermisch instationäre Wärmeübergangsmessung an der Einzeldüse	56
4.1.2	Impulsstrommessung an der Einzeldüse	58
4.1.3	Impulsstrommessung im Düsenfeld	59
4.2	Experimentelle Ergebnisse	63
4.2.1	Gemessener Impulsstrom als Korrelationsgröße zum Wärmeübergang	63
4.2.2	Temperaturverteilung im Düsenfeld	70
4.2.3	Impulsstromverteilung im Düsenfeld	72
4.3	Diskussion	75
5	Variabilität des Wärmeübergangs	77
5.1	Versuchsaufbau	77
5.2	Experimentelle Ergebnisse	81
5.3	Diskussion	87
6	Zusammenfassung	89
7	Summary	91
8	Literaturverzeichnis	93

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzungen

DNB	Departure from Nucleate Boiling
EW	Einschwenkwert
KW	Konvektionswert
LF	Leidenfrost
RT	Raumtemperatur
Sl.	Siedelinie
SW	Startwert
TC	Thermoelement
WÜK	Wärmeübergangskoeffizient

Lateinische Buchstaben

A	Fläche	m^2
a	Abstand	m
<i>Bi</i>	Biotzahl	1
c	spezifische Wärmekapazität	J/(kgK)
d	Durchmesser	m
f	Frequenz	1/s
F	Kraft	N
h	spezifische Enthalpie	J/kg
<i>i</i>	Impulsstrom	N
L	Weg	m
\dot{M}	Wasserbeaufschlagungsdichte	$kg/(m^2s)$
\dot{M}_v	Massenstromdichte Verdampfung	$kg/(m^2s)$
\dot{m}	Massenstrom	kg/s
m	Masse	kg
p	Druck	bar
\dot{Q}	Wärmestrom	W
\dot{q}''	Wärmestromdichte	W/m^2
r	Radius	m
T	Temperatur	K
\dot{V}	Volumenstrom	m^3/s
w	Geschwindigkeit	m/s
W	Wärmeeindringkoeffizient	$(WJ/(m^4K^2))^{0,5}$
x	Weg in x-Richtung	m
y	Weg in y-Richtung	m
z	Weg in z-Richtung	m

Griechische Buchstaben

α	Wärmeübergangskoeffizient	W/(m ² K)
γ	Winkel	°
δ	Dicke des Dampffilms	m
ε	Emissionsgrad	-
κ	elektrische Leitfähigkeit	$\mu\text{S/cm}$
λ	Wärmeleitfähigkeit	W/(mK)
ρ	Dichte	kg/m ³
σ	Stefan-Boltzmann-Konstante	W/(m ² K ⁴)

Indizes

c	Konduktion
d	Düse
df	Düsenfeld
dyn	dynamisch
el	elektrisch
eff	effektiv
f	Fluid
G	Gas
g	gemessen
ges	gesamt
k	konvektiv
l	Verlust
lf	Leidenfrost
lsg	Lösungsglühen
M	Messstelle
m	Mittelwert
n	Anzahl
p	Probe
s	Dampf
sen	Sensor
st	Start
stat	stationär
si	Siede
trafo	Transformator
v	Verdampfung
ve	Vergleich
vk	Vorkühlung
W	Wasser
w	Wand

1 Einleitung

Der Aluminiumbedarf in der Automobilproduktion steigt. In einer Marktanalyse stellt das Marktforschungsinstitut „Ducker Worldwide“ [1] die Ziele zur Reduktion des CO₂-Ausstoßes von Kraftfahrzeugen in den Schlüsselregionen bis zum Jahr 2025 zusammen. Europa, Japan, China und die USA streben signifikante Reduktionen an. Zu erreichen sind die Ziele durch eine Kombination aus Effizienzsteigerung im Antriebsstrang, Verbesserungen in der Fahrzeug aerodynamik und durch die Reduktion des Fahrzeuggewichts [1]. Letzteres ist mit durchschnittlich 11 % pro Fahrzeug angegeben. Der Leichtbau wird zukünftig durch den erhöhten Einsatz von Aluminiumblechen im Bereich der Fahrzeugkarosserie vorangetrieben [1]. Der Bedarf gewalzter Aluminiumbleche lag im Jahr 2012 in Nordamerika unter 91.000 Tonnen. Mit dem Anstieg des Aluminiumanteils ist die Steigerung des Bedarfs um den Faktor 20, bis auf 1.800.000 Tonnen im Jahr 2025, prognostiziert [3]. Davon werden 70 % der Bleche aus der aushärtbaren Legierung der Reihe 6xxx bestehen. Der prognostizierte Bedarf für Aluminiumbleche in Europa beträgt 525.000 Tonnen für das Jahr 2020. Verglichen mit 139.000 Tonnen im Jahr 2012 entspricht dieser Anstieg dem Faktor 3,8. Zur gezielten Einstellung der Materialeigenschaften sind Aluminiumbleche nach der Formgebung durch Walzen dem Wärmebehandlungsverfahren der Ausscheidungshärtung zu unterziehen [22]. Die aushärtbaren Legierungen 2xxx, 6xxx und 7xxx durchlaufen die in Abbildung 1.1 dargestellten Prozessschritte Lösungsglühen, Abschrecken und Kalt- bzw. Warmauslagern.

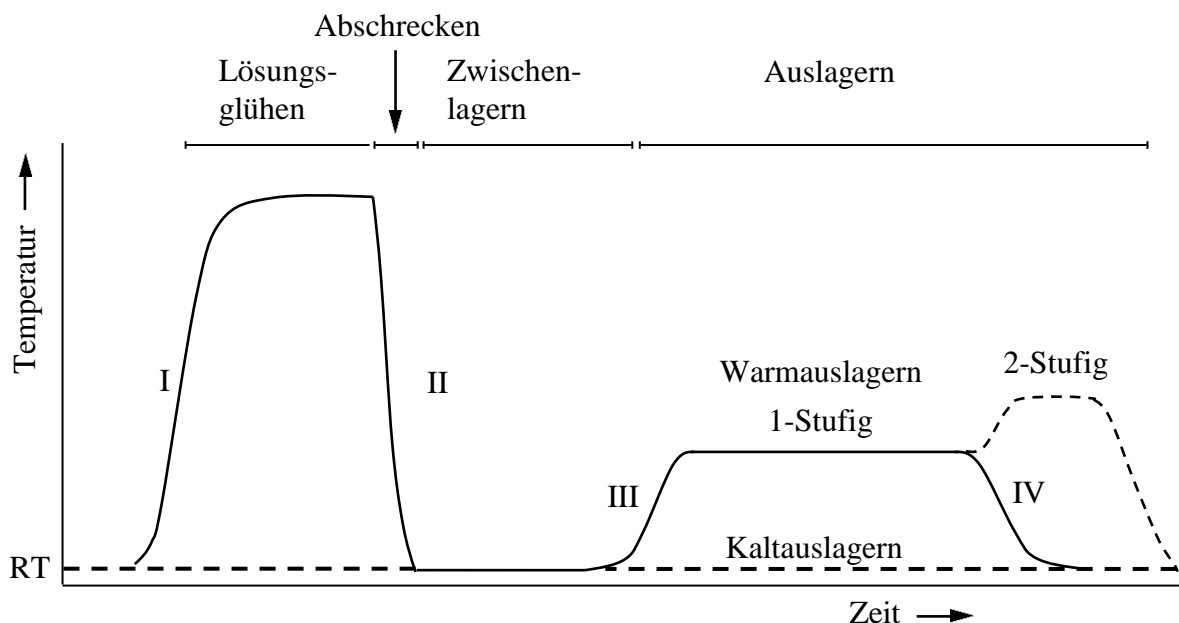


Abbildung 1.1: Prozessschritte der Wärmebehandlung nach [22]

Kritische Parameter sind die Abkühlgeschwindigkeit II, die Aufheizgeschwindigkeit III, die Zwischenlagerzeiten sowie die Toleranzen der Glüh­temperatur und Auslagerungszeit [22]. Der Endzustand des Materials ist nach dem Kaltauslagern mit dem Zusatz T4, nach dem Warmauslagern mit dem Zusatz T6 gekennzeichnet [22]. Das Reduzieren der Dauer zwischen dem Abschrecken nach dem Lösungsglüh­en und dem Warmauslagern verbessert die me­chanischen Eigenschaften. Zu verkürzen ist die Transferzeit mit einem noch in der Lösungsglüh­linie vorgesehenen Alterungs-Durchlauf­ofen. Das sogenannte Voraltern beschleunigt zudem die Ansprechzeit des Materials auf die herkömmliche Warmauslagerung, wodurch diese zeitlich zu verkürzen ist [23]. Das Aluminiumblech tritt in aufgewickelter Form in den Wärme­behandlungsprozess ein. Im Prozess der kontinuierlichen Bandbehandlungsanlage werden die Coils von Haspeln abgewickelt und über Rollen durch die einzelnen Bearbeitungs­zonen ge­führt. Kompensatoren ermöglichen die konstante Bandgeschwindigkeit im Bereich des Lö­sungsglüh­ofens und der Abkühleinrichtung während des Coilwechsels. Hinsichtlich der Bandverformung ist der Teilprozess der Abkühlung kritisch. Die nachgelagerte Richteinheit kompensiert Planheitsfehler durch plastisches Strecken des Bands in begrenztem Maß [34]. Abbildung 1.2 stellt den Prozess in der Übersicht dar.

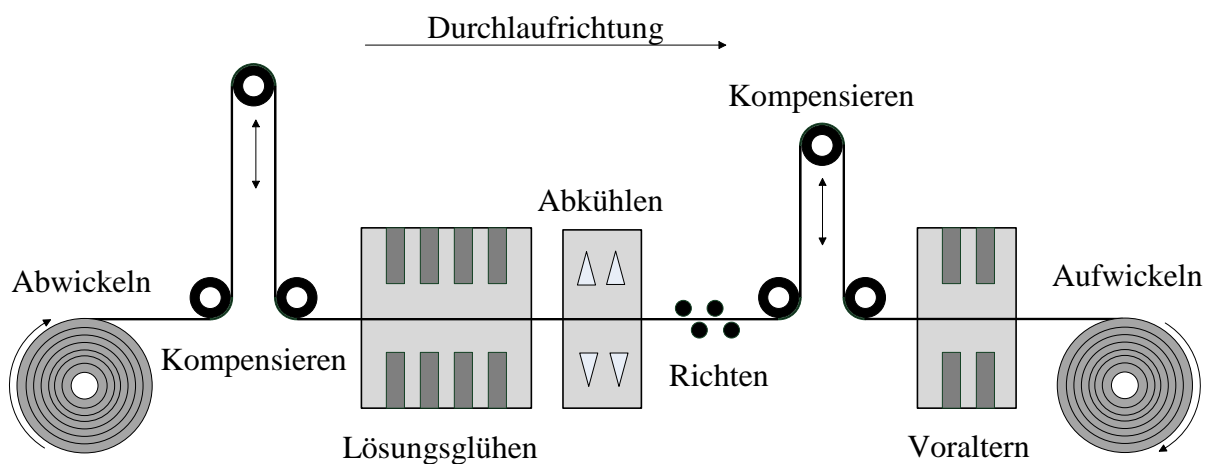


Abbildung 1.2: Prozessübersicht

Die Bänder werden auf die Lösungsglüh­temperatur im Bereich von 470 °C bis 560 °C [22] konvektiv im meist gasbeheizten Bandschwebeofen aufgeheizt. Im Ofen versetzt ein aerody­namisches Düsensystem das Band in den frei schwebenden Zustand. Damit werden durch mechanische Kontaktpunkte hervorgerufene Oberflächenfehler vermieden. Aufgrund des kon­tinuierlichen Materialstroms durch den Ofen ist dieser an der Ein- und Auslaufseite mecha­nisch nicht zu verschließen. Das Abgrenzen der Ofenatmosphäre zur Umgebung und zu den anschließenden Kühlzonen erfolgt aus diesem Grund durch eine aerodynamische Doppel­schlitz-Abdichteinheit [26].

Die vorliegende Arbeit behandelt den Prozessschritt des Abkühlens nach dem Lösungsglüh­en. Nach dem aktuellen Stand der Technik wird die Wärme mittels Luftkühlung oder Spritzwas-

serkühlung [28] transportiert. Die Spraykühlung ist zur Kühlung von Aluminiumband bislang nicht eingesetzt worden und wird in der vorliegenden Arbeit hinsichtlich der industriellen Anwendbarkeit erstmals untersucht. Die verschiedenen Kühlsysteme sind durch Luft-Sperrstrahlen (Luftmesser) von der Umgebung bzw. von angrenzenden Zonen separiert. Abbildung 1.3 zeigt den schematischen Aufbau eines Bandschwebeofens mit angeschlossenen Abkühleinrichtungen.

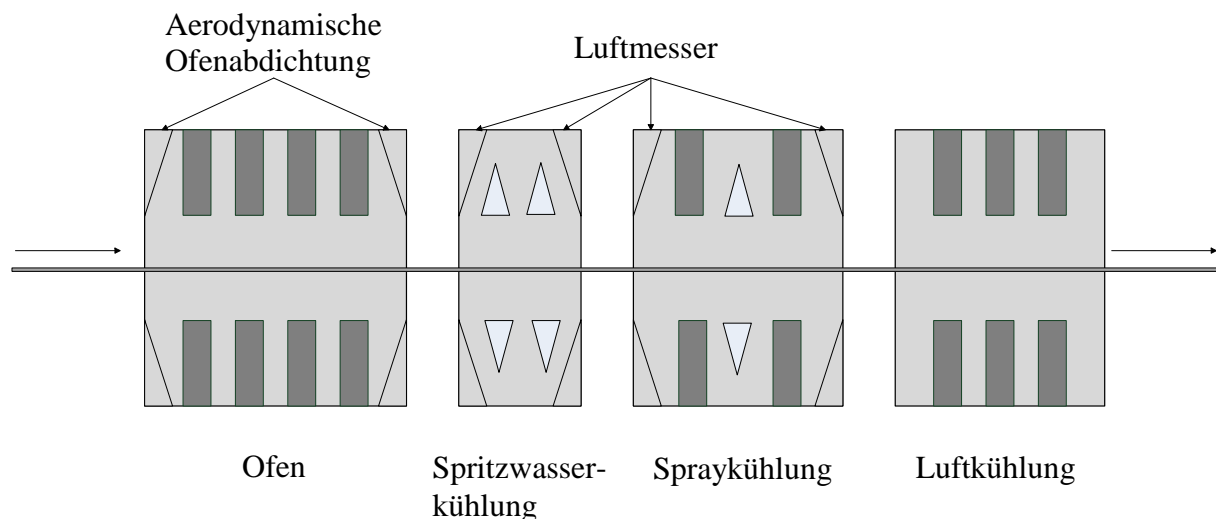


Abbildung 1.3: Schema des Bandschwebeofens

Maßgeblich für die Qualität der Abkühlung ist die Genauigkeit, mit der der werkstoffspezifische Temperatur-Zeit-Verlauf im Material eingestellt werden kann. Die kritische (mindestens erforderliche) Abkühlgeschwindigkeit ist aus legierungsspezifischen Zeit-Temperatur-Ausscheidungs-Diagrammen (ZTA) abzuleiten. Abbildung 1.4 zeigt ein solches Diagramm für die Legierungen 7050 und 7075. Die logarithmische Aufteilung der Zeitachse ist zu beachten. Während des Lösungsglühens werden die Atome der Legierungselemente im Aluminiummischkristall gelöst. Der Zwischenzustand übersättigter Mischkristalle ist mit dem Abschrecken einzufrieren [2]. Die Aussage des ZTA-Diagramms ist die Grenzkurve in der C-Form, bei deren Überschreitung eine vorzeitige Entmischung auftritt und nach Definition die maximal erreichbare 0,2 %-Dehngrenze um mehr als 5 % unterschritten ist [22]. Eine umfassende Zusammenstellung von ZTA-Diagrammen ist im Heat Treater's Guide [25] verfügbar. Die experimentelle Bestimmung des Verlaufs der Grenzkurve erfolgt durch Materialuntersuchungen nach unterschiedlich schneller Abkühlung und anschließendem Einstellen des Wärmebehandlungszustands T4 oder T6 [22].

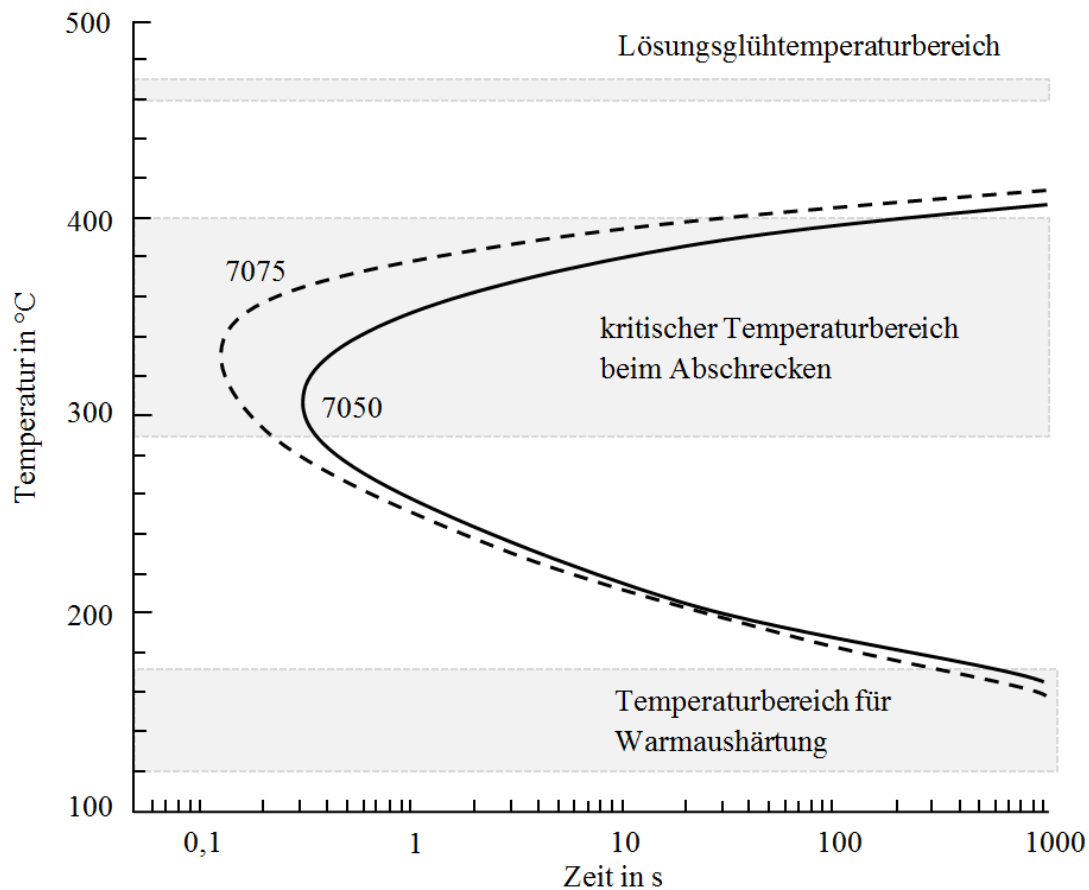


Abbildung 1.4: Zeit-Temperatur-Ausscheidungs-Diagramm nach [22] für die Legierungen Al 7050 und Al 7075

Tabelle 1.1 zeigt die kritischen Abschreckgeschwindigkeiten aus Literaturlauswertungen von Ostermann [22], erweitert um die Legierungen AA7150 und AA7020 [24].

Legierung	Kritische Abschreckgeschwindigkeit in K/s
EN AW-2042	100
EN AW-6060	1,0 (0,42 für 0,69 % Mg ₂ Si)
EN AW-6063	1,7 für 0,74 % Mg ₂ Si
EN AW-6005A	4,2 (6,25 für 0,9 % Mg ₂ Si)
EN AW-6061	11,2
EN AW-6082	11,4 (16,7 für 0,96 % bzw. 133,3 für 1,65 % Mg ₂ Si)
EN AW-7020	0,5
EN AW-7075	100
AA7020	3
AA7150	300

Tabelle 1.1: Literaturwerte kritischer Abkühlgeschwindigkeiten verschiedener Aluminiumlegierungen nach [22, 24]

1.1 Variabilität des Wärmeübergangs

Eine Zielgröße für das Auslegen und Konzeptionieren von Abkühlrichtungen ist das Realisieren der in Tabelle 1.1 aufgeführten Abkühlraten im Bereich von 0,5 bis 300 K/s. Die Abschreckgeschwindigkeit muss so hoch sein, dass diffusionsgesteuerte Ausscheidungsvorgänge bei der Abkühlung vollständig unterdrückt werden. Ist die Abkühlrate zu hoch, so entstehen Planheitsfehler aufgrund thermischer Spannungen im Band. Diese gegensätzlichen Anforderungen sind nur zu erfüllen, indem die tatsächliche Abkühlgeschwindigkeit nur geringfügig oberhalb der kritischen Abkühlgeschwindigkeit eingestellt wird [2]. Der während der Abkühlung kritische Temperaturbereich wird mit 400 bis 290 °C angegeben [22]. Die verschiedenen Abschreckgeschwindigkeiten sind in dem für Bandschwebelinien typischen Banddickenspektrum von 0,5 bis 5 mm zu realisieren. In Verbindung mit dem kritischen Temperaturbereich sind die Anforderungen im Wärmeübergangskoeffizienten zusammenzufassen. Abbildung 1.5 stellt den Zielbereich einstellbarer Abkühlraten über der Blechdicke dar. Die Grenzen der Luft- und Wasserkühlung sind der Literatur [13] entnommen.

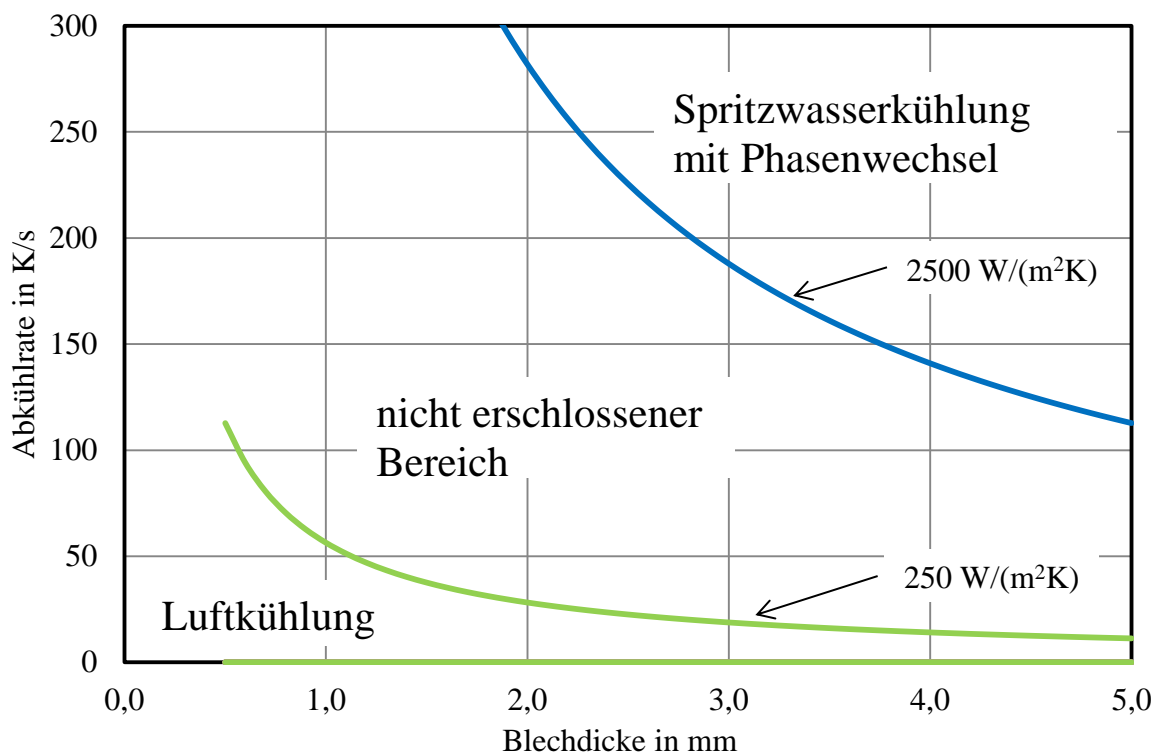


Abbildung 1.5: Bereiche der Wärmeübergangskoeffizienten in Anlehnung an Renata [18]

Grün dargestellt ist der mittels Luftkühlung einstellbare Bereich der Wärmeübergangskoeffizienten. Die blaue Kurve zeigt die untere Grenze der Spritzwasserkühlung. Zwischen der Luftkühlung und der Spritzwasserkühlung ergibt sich der mit diesen Kühlmethoden nicht einzustellende Bereich der Wärmeübergangskoeffizienten. Jedoch ist genau dieser Bereich für die Abkühlrichtung einer Bandschwebelinie relevant.

Für notwendige Abkühlraten von beispielsweise 200 K/s und 2 mm Banddicke müssen die Anlagenbetreiber gegenwärtig Bandverformungen als Folge zu schneller Abkühlung oder nicht optimale Werkstoffeigenschaften wegen zu geringer Abkühlgeschwindigkeiten hinnehmen.

Ziel der Arbeit ist es den nach Abbildung 1.5 unerschlossenen Bereich der Wärmeübergangskoeffizienten vollständig abzudecken. Dazu sind die bestehenden Erkenntnisse der Spraykühlung konzeptionell und konstruktiv auf die industrielle Anwendung zu übertragen. Der einstellbare Bereich der Wärmeübergangskoeffizienten wird experimentell untersucht.

1.2 Wechselwirkungen im Düsenfeld der Spritzwasserkühlung

Ist die Abkühlung über der Bandbreite nicht homogen, so resultieren aus der Temperaturdifferenz thermische Spannungen und damit Bandverformungen. Die Spritzwasserkühlung ist hinsichtlich der Temperaturgleichmäßigkeit dringend zu verbessern. Das aufgebrachte Wasser muss bei der Kühlung der Bandoberseite aus der Bandmitte nach außen abfließen. Die in der Literatur verfügbaren Untersuchungen sind meist an Einzeldüsen und ruhender Probe durchgeführt. In der industriellen Anwendung eingesetzte Abkühleinrichtungen sind jedoch aus einer Vielzahl von Einzeldüsen zusammengesetzt. Deren gegenseitige Beeinflussung aufgrund von abfließendem Wasser ist bislang nicht verstanden. Ein Grund für den geringen Wissensstand hinsichtlich Düsenfeldern ist der zu Forschungszwecken nur begrenzt mögliche Zugang zu Produktionsanlagen. Die Otto Junker GmbH betreibt deshalb einen Bandschweißofen mit angeschlossener Abkühleinrichtung im Industriemaßstab. Neben tiefgreifenden Untersuchungen zur Umsetzung kundenspezifischer Lösungen werden mit dieser Versuchsanlage im Rahmen dieser Arbeit grundlegende Untersuchungen der Wärmeübertragung durchgeführt. Ein Düsenfeld zur Spritzwasserkühlung, bestehend aus 105 Einzeldüsen, ist zu untersuchen. Während des Abkühlens sind Temperaturdifferenzen in Querrichtung des Bandes zu beobachten. Die Literatur liefert den Impulsstrom als Erklärungsansatz.

Das Ziel ist die Impulsstromverteilung im Düsenfeld auf Korrelationen zu den ermittelten Temperaturdifferenzen zu prüfen. Das messtechnische Vorgehen ist zu entwickeln. Die Korrelation des Impulsstroms zum Wärmeübergangskoeffizienten erfolgte bislang nur anhand berechneter Impulsströme. Vor der Messung der Impulsstromverteilung im Düsenfeld ist der theoretische Ansatz experimentell zu validieren. Der Wärmeübergangskoeffizient und der Impulsstrom werden mit diesem Ziel an der Einzeldüse untersucht.

1.3 Modellierung der Siedelinie im Düsenfeld der Spritzwasserkühlung

Die Wärmeübertragung mittels verdampfender Flüssigkeiten ist Siedevorgängen unterworfen. Diese sind im Stand der Technik beschrieben. Auch die Einflussgrößen auf den Wärmeübergangskoeffizienten sind detailliert anhand spezifischer Anwendungsfälle untersucht.

Ein gesamtheitlicher Ansatz zur Modellierung des temperaturabhängigen Wärmeübergangskoeffizienten und die daraus resultierende Vorhersagbarkeit des Zeit-Temperatur-Verlaufs während der Abkühlung und besonders die Anwendbarkeit auf Düsenfelder ist jedoch nicht bekannt.

Das Ziel ist ein gesamtheitliches Vorgehen zur Berechnung des Zeit-Temperatur-Verlaufs während der Abkühlung zu finden. Der Untersuchungsgegenstand ist ein aus verschiedenartigen Spritzwasserdüsen zusammengesetztes Düsenfeld. Die möglichen Einflussgrößen sind aus dem Stand der Technik abzuleiten. Deren Einfluss wird für den Anwendungsfall der Spritzwasserkühlung im Düsenfeld ermittelt. Ausgehend von der experimentell geschaffenen Datenbasis wird das mathematische Prozessmodell entwickelt und dessen praktische Anwendbarkeit anhand experimenteller Ergebnisse überprüft.

2 Stand der Technik

2.1 Verdampfungsmechanismen und Siedelinie

Für den Fall der Kühlung heißer Metalle mit Flüssigkeiten ändert sich der Wärmeübergangskoeffizient durch Verdampfungseffekte kontinuierlich [10]. Der Verlauf der Wärmestromdichte und des Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit von der Wandtemperatur wird im Themenbereich der Flüssigkeitskühlung als Siedelinie bezeichnet. Abbildung 2.1 zeigt den qualitativen Verlauf. Die aus der Thermodynamik bekannte Trennung zwischen der flüssigen und der gasförmigen Phase eines Stoffs im Zustandsdiagramm ist ebenfalls als Siedelinie bezeichnet, inhaltlich jedoch getrennt zu betrachten.

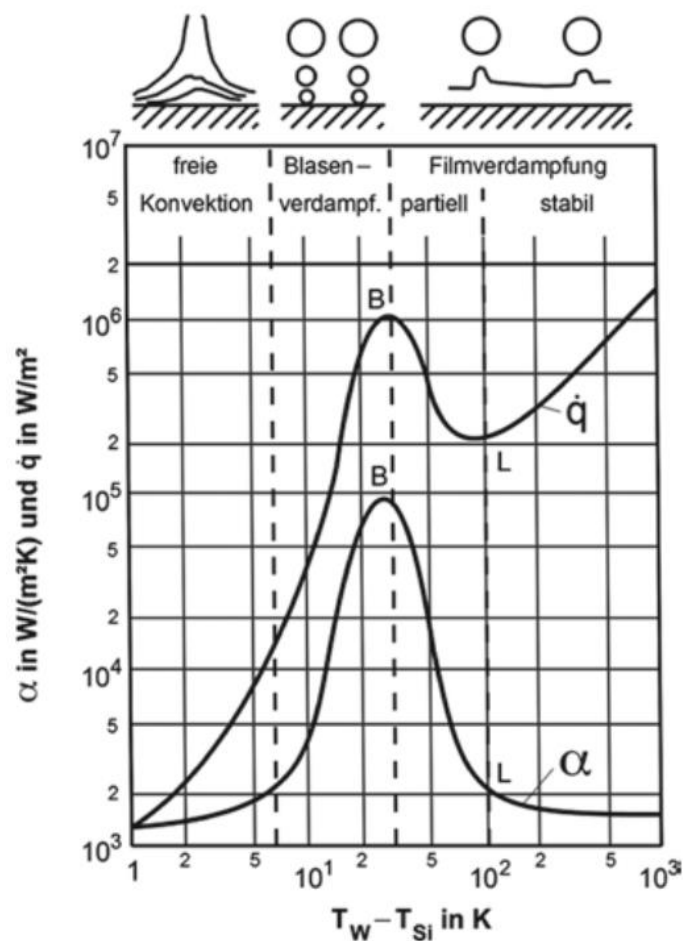


Abbildung 2.1: Qualitativer Verlauf der Siedelinie [5]

Es ergeben sich vier Wärmeübergangsmechanismen:

- stabile Filmver-dampfung
- partielle Filmver-dampfung
- Blasenver-dampfung
- Konvektion

Die abgeführte Wärmestromdichte \dot{q}'' ist durch folgenden Zusammenhang bestimmt:

$$\dot{q}'' = \alpha (T_w - T_f) \quad [5] \quad (2-1)$$

- α Wärmeübergangskoeffizient
- T_w Wandtemperatur
- T_f Temperatur der Kühlflüssigkeit

Nachfolgend sind die Wärmetransportabläufe beschrieben.

2.1.1 Stabile Filmverdampfung

Bei hohen Temperaturen bildet sich zwischen der heißen Oberfläche und der Flüssigkeit ein Dampffilm aus. Der Wärme wird durch die Dampfschicht mittels Leitung und einem zu vernachlässigenden Anteil von Strahlung transportiert [5]. Die Abbildung 2.2 zeigt die Temperaturverteilung in der Dampfschicht.

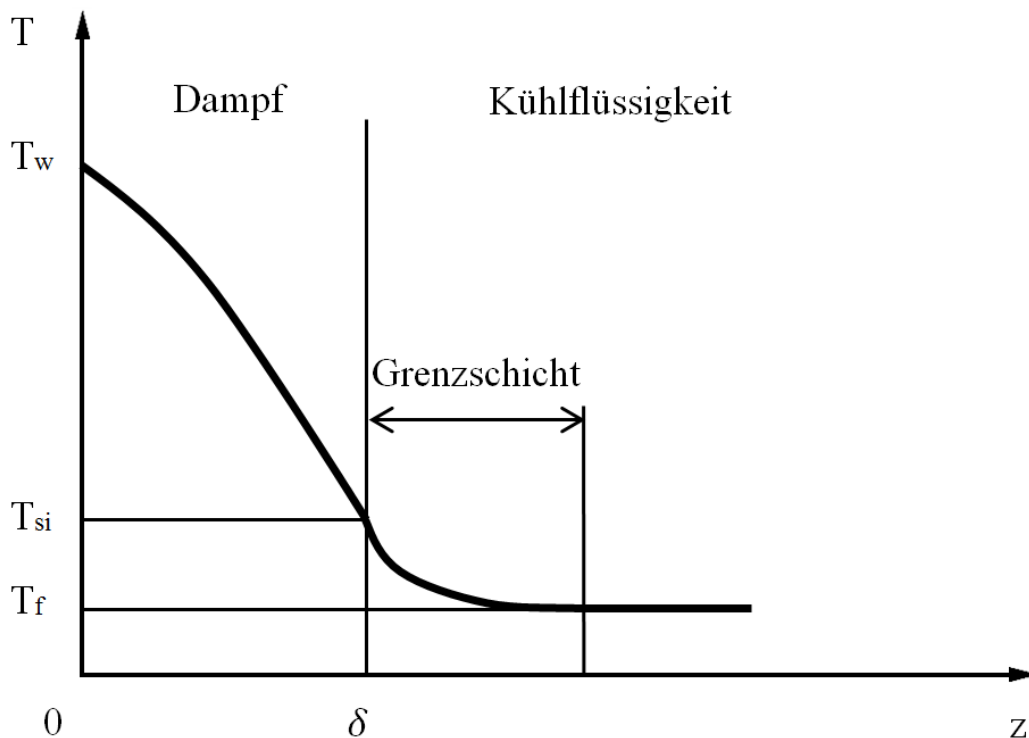


Abbildung 2.2: Temperaturverlauf während der stabilen Filmverdampfung nach [5]

Die Temperatur im Dampffilm fällt von der Wandtemperatur T_w des Kühlguts bis auf die Siedetemperatur T_{si} der Kühlflüssigkeit ab. Die Wärmeleitfähigkeit λ_s des Wasserdampfs wird mit steigender Temperatur größer. Aus diesem Grund besitzt der Gradient an der Gutoberfläche einen geringeren Wert. Innerhalb der Grenzschicht fällt die Temperatur von der Siedetemperatur bis auf die Temperatur der Kühlflüssigkeit T_f ab.

Der Wärmestrom wird an der Grenzschicht durch Konvektion in die Flüssigkeit transportiert. Die anteilige Umwandlung in Verdampfungsenthalpie ist zu vernachlässigen [4].

2.1.2 Partielle Filmverdampfung

Nachdem die Oberflächentemperatur die Leidenfrosttemperatur erreicht hat, bricht der Dampffilm partiell zusammen. Die Gutoberfläche kommt dadurch teilweise in direkten Kontakt mit der Kühlflüssigkeit. Die Leidenfrosttemperatur ist durch den Anstieg des Wärmeübergangs (Punkt „L“ in Abbildung 2.1) gekennzeichnet [5].

2.1.3 Blasenverdampfung

Die partielle Filmverdampfung endet in der Blasenverdampfung. In diesem Bereich besteht direkter Kontakt zwischen Kühlflüssigkeit und Gutoberfläche. Die sich ablösenden Blasen erzeugen zusätzlich einen Rühreffekt, wodurch der Wärmeübergang bis zu seinem Maximalwert ansteigt. Der Punkt des maximalen Wärmeübergangs ist in Abbildung 2.1 mit „B“ (Burnout-Punkt) gekennzeichnet. In der Literatur ist der Punkt häufig auch mit „DNB“ (Departure from Nucleate Boiling) bezeichnet [5].

2.1.4 Konvektion

Erreicht die Wandtemperatur einen Wert unterhalb der Siedetemperatur der Kühlflüssigkeit, wird die Wärme konvektiv transportiert. Mit abnehmender Temperaturdifferenz verringert sich die Wärmestromdichte und der Gradient der Abkühlkurve nimmt bis zum Erreichen der Temperatur der Kühlflüssigkeit ab.

2.2 Modellierung der Siedelinie

Die Siedelinie ist durch die folgenden charakteristischen Temperaturen gekennzeichnet:

- Leidenfrosttemperatur T_{lf}
- DNB-Temperatur T_{DNB}
- Siedetemperatur T_{si}

Ordnet man jeder charakteristischen Temperatur eine Wärmestromdichte zu, so erhält man die Wertepaare der Eckpunkte der Siedelinie. Mit deren Verbindung durch die Geraden 1, 2 und 3 ist, wie in Abbildung 2.3 dargestellt, eine näherungsweise Beschreibung möglich.

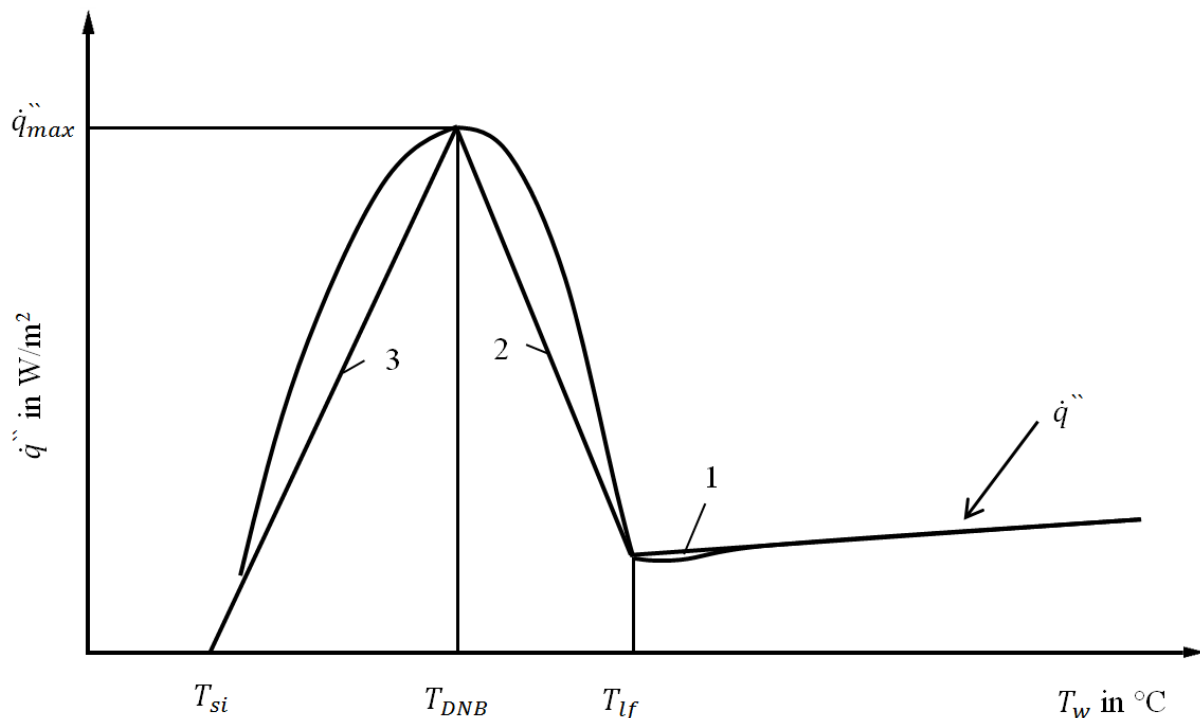


Abbildung 2.3: Charakteristische Punkte der Siedelinie nach [5]

Die Kenntnis über die Lage der charakteristischen Punkte schafft die Möglichkeit zur näherungsweise Konstruktion der Siedelinie [5].

2.3 Einflussparameter auf die Siedelinie

Die Lagen der charakteristischen Punkte der Siedelinie werden durch eine Vielzahl von Parametern beeinflusst. Das Wissen über deren quantitativen Einfluss schafft die Möglichkeit zur Konzeptionierung von Kühlsystemen.

2.3.1 Wasserbeaufschlagungsdichte

Die Wasserbeaufschlagungsdichte \dot{M} ist die maßgebende Größe zur Beeinflussung des Wärmeübergangs im Bereich der stabilen Filmverdampfung für die Flüssigkeitskühlung mittels Düsen [9, 14, 15]. Die Wasserbeaufschlagungsdichte ist wie folgt bestimmt:

$$\dot{M} = \frac{\dot{m}_f}{A} \quad (2-2)$$

\dot{m}_f Massenstrom des Fluids

A beaufschlagte Fläche

Möglichkeiten zur Vermessung sind im Kapitel 4 „Experimentelle Untersuchungsmethodik“ beschrieben.

Die mittels einer Düse angeströmte Oberfläche A_w , der Abstand der Düse zur Oberfläche a_{d-w} sowie die Düsenart und der Düsenvordruck p_d sind in der Wasserbeaufschlagungsdichte zusammenzufassen [13]. Die Leidenfrost- und DNB-Temperatur steigt mit zunehmender Wasserbeaufschlagungsdichte an. Specht [4, 5] fasst die Wirkung von Einflussgrößen zusammen. Die anwendungsrelevanten Zusammenhänge sind nachfolgend aufgeführt.

2.3.2 Beeinflussung der Leidenfrosttemperatur

Der Wärmestrom von der Wand des Kühlgutes in die Grenzschicht der Dampfschicht während der stabilen Filmverdampfung (Abbildung 2.2) ist nach Specht [4] wie folgt definiert:

$$\dot{q}'' = \frac{\lambda_s}{\delta} (T_w - T_{si}) + \varepsilon_{eff} \sigma (T_w^4 - T_{si}^4) \quad (2-3)$$

λ_s mittlere Wärmeleitfähigkeit der Dampfschicht

δ Dicke des Dampffilms

T_{si} Siedetemperatur

ε_{eff} Emissionsgrad

σ Stefan-Boltzmann-Konstante

Der Anteil der Leitung ist dominierend und der Strahlungsanteil vernachlässigbar. Von der Grenzschicht in die Flüssigkeit wird die Wärme durch Konvektion und Verdampfung übertragen:

$$\dot{q}'' = \alpha (T_{si} - T_f) + \dot{M}_v \Delta h_v \quad (2-4)$$

\dot{M}_v Massenstromdichte Verdampfung

Δh_v spezifische Verdampfungsenthalpie

Der Anteil der Verdampfung ist bei der Spritzwasserkühlung vernachlässigbar. Aus den Gleichungen 2-3 und 2-4 folgt für die Dampffilmdicke:

$$\delta = \frac{\lambda_s}{\alpha} \frac{T_w - T_{si}}{T_{si} - T_f} \quad (2-5)$$

Für glatte Oberflächen kollabiert der Dampffilm bei Dicken zwischen 30 und 70 μm [4]. Die Oberflächentemperatur zum Zeitpunkt des Zusammenbruches entspricht der Leidenfrosttemperatur. Aus Gleichung 2-5 lässt sich der Einfluss der berücksichtigten Größen beschreiben, woraus die Tabelle 2.1 abgeleitet ist.

Einflussgröße	Wandtemperatur	Siedetemperatur	Fluidtemperatur	WÜK
	$T_w \downarrow$	$T_{si} \uparrow$	$T_f \uparrow$	$\alpha \uparrow$
Wirkung auf Dampffilmdicke	$\delta \downarrow$	$\delta \downarrow$	$\delta \uparrow$	$\delta \downarrow$
Wirkung auf Leidenfrosttemperatur	$T_{lf} -$	$T_{lf} \uparrow$	$T_{lf} \downarrow$	$T_{lf} \uparrow$

Tabelle 2.1: Qualitativer Einfluss auf die Leidenfrosttemperatur nach [5]

Die in Tabelle 2.1 genannten Einflussgrößen wirken auf die Dicke des Dampffilmes. Ist die Dicke verringert, wird die Leidenfrosttemperatur bei höheren Temperaturen erreicht. Für die Betrachtung eines vollständigen Abkühlverlaufs bedeutet dies eine Verringerung der Abkühlzeit durch die frühere Erhöhung des Wärmeübergangs. Die DNB-Temperatur mit zugehöriger Wärmestromdichte wird von den Einflussgrößen in gleicher Weise bestimmt. Dies legt die Korrelation der DNB-Temperatur mit der Leidenfrosttemperatur nahe [5].

2.3.3 Wärmeleitfähigkeit, Wärmekapazität, Dichte

Die maximale an der Bandoberfläche abzuführende Wärmestromdichte ist durch die Wärmeleitung im Körper λ_k begrenzt. Die Wärmestromdichte senkrecht zur Oberfläche ist nach dem Fourierschen Gesetz definiert als [12]:

$$\dot{q}_z = -\lambda_k \left. \frac{dT}{dx} \right|_{x=0} \quad (2-6)$$

λ_k : Wärmeleitfähigkeit des Körpers

Die Stoffdaten für die Wärmeleitfähigkeit, spezifische Wärmekapazität und Dichte sind im Wärmeeindringkoeffizienten zusammenzufassen:

$$W = \sqrt{\lambda_k \rho_k c_k} \quad (2-7)$$

ρ_k Dichte des Körpers

c_k spezifische Wärmeleitfähigkeit des Körpers

Es sind die Stoffwerte für die Temperatur der Oberfläche des Körpers anzusetzen. Die Leidenfrosttemperatur steigt mit sinkendem Wärmeeindringkoeffizienten [11].

2.3.4 Elektrische Leitfähigkeit des Kühlwassers

Wasser ist für die Kühlung von Aluminium das einzige in Frage kommende Kühlmedium. Verdampfungsrückstände auf der Gutoberfläche sind durch die Reduktion des Salzgehalts mittels osmotischer Filterung zu vermeiden. Gelöste Salze beeinflussen die elektrische Leitfähigkeit des Kühlwassers [5]. Mit sinkendem Salzgehalt nimmt die Leitfähigkeit ab. Abbildung 2.4 zeigt den Einfluss der elektrischen Leitfähigkeit des Kühlwassers. Die Messungen erfolgen an drei verschiedenen Positionen unter einer Einzeldüse. Mit sinkender elektrischer Leitfähigkeit nehmen die Leidenfrosttemperatur, die DNB-Temperatur und die maximale Wärmestromdichte linear ab. Eine Beeinflussung durch den pH-Wert, durch den Härtegrad oder durch ungelöste Feststoffe ist nicht festgestellt worden. Die elektrische Leitfähigkeit κ in $\mu\text{S}/\text{cm}$ ist die entscheidende Größe zur Charakterisierung des Prozesswassers [5].

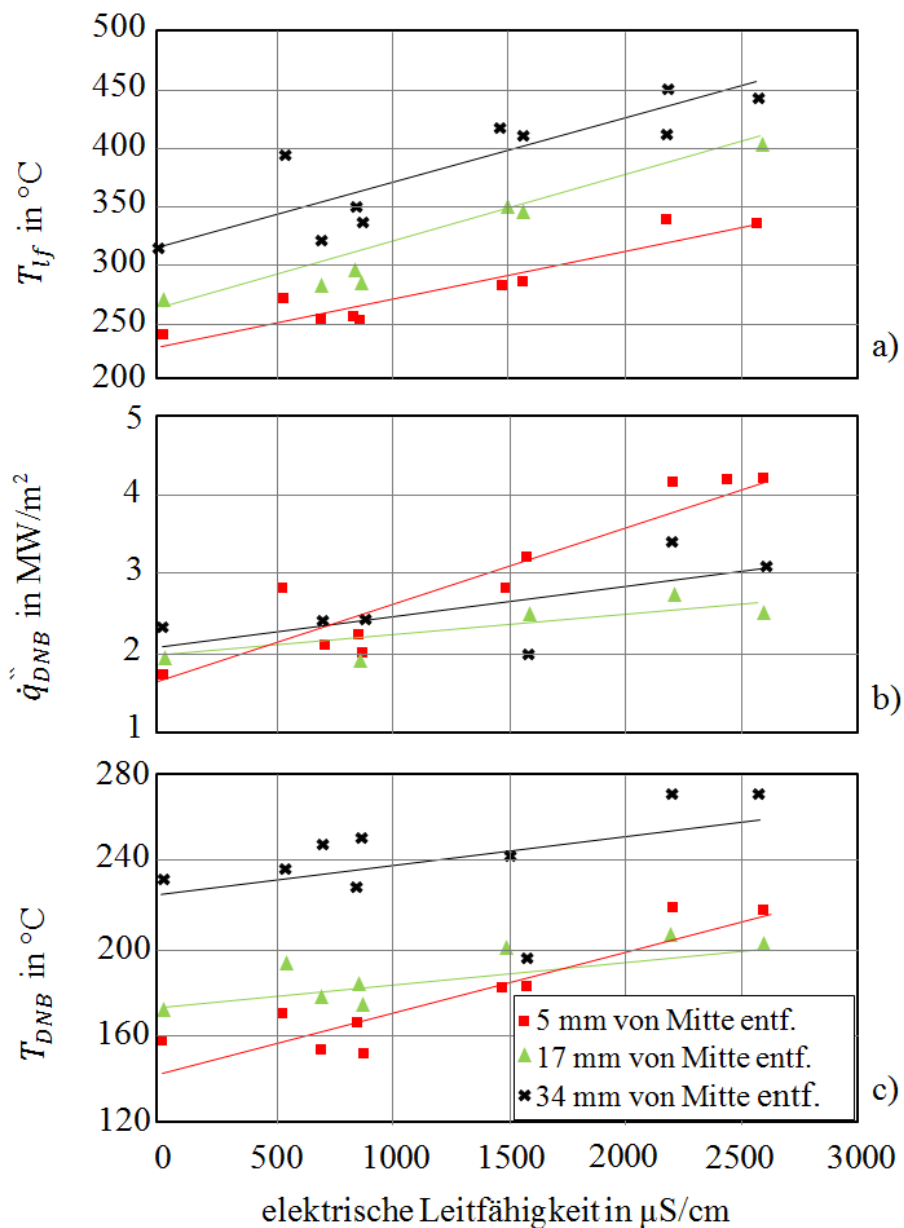


Abbildung 2.4: Einfluss der elektrischen Leitfähigkeit des Kühlwassers auf die Leidenfrosttemperatur T_{lf} (a), die maximale Wärmestromdichte \dot{q}_{DNB} (b) und die zugehörige Temperatur T_{DNB} (c) nach [5]

2.3.5 Oberflächenrauheit

Untersucht ist der Einfluss der Oberflächenrauheit anhand der Kühlung einer Aluminiumplatte bei konstanter Wasserbeaufschlagungsdichte. Die untersuchte Abstufung der Rauheitswerte zeigt keine eindeutige Tendenz. Die Probe mit der geringsten Rauheit ($R_a = 0,2 \mu\text{m}$) kühlt am schnellsten ab. Eine Rauheit von $R_a = 1,7 \mu\text{m}$ verlängert die Abkühlzeit. Die mit der Rauheit von $R_a = 7,7 \mu\text{m}$ erzielte Abkühlzeit liegt zwischen den zuvor genannten Ergebnissen [5].

2.3.6 Wassertemperatur

Mit zunehmender Wassertemperatur steigt die Abkühlzeit. Abbildung 2.5 zeigt die Zeit-Temperatur-Verläufe bei konstanter Wasserbeaufschlagungsdichte und der Variation der Kühlwassertemperatur. Die Kühldauer nimmt mit steigender Wassertemperatur zu. Der Grund für die Reduktion der Abkühlgeschwindigkeit ist das Absinken der Leidenfrosttemperatur und die Abnahme des Wärmeübergangskoeffizienten im Bereich der stabilen Filmverdampfung [5].

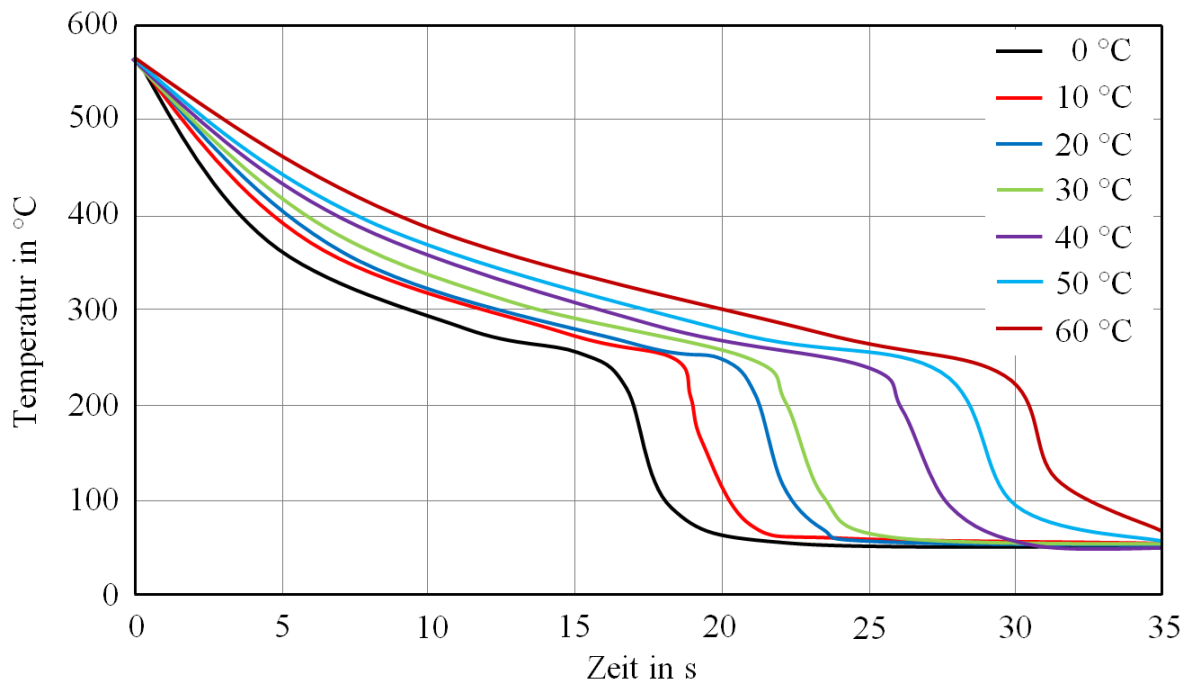
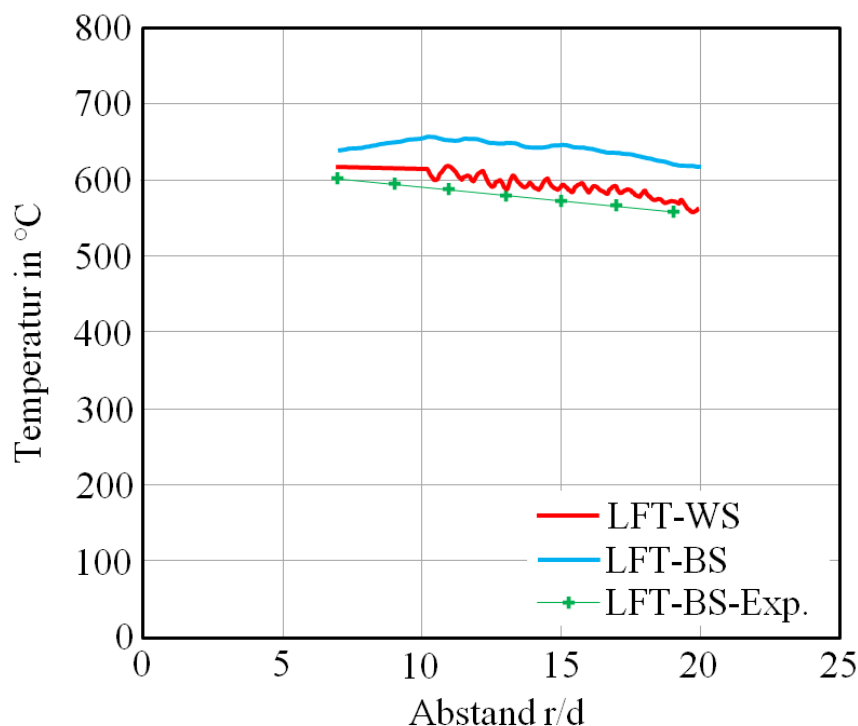


Abbildung 2.5: Einfluss der Wassertemperatur auf die Dauer der Abkühlung nach [5]

2.3.7 Einfluss der Geometrie und die Problematik der Messposition

Der Geometrieinfluss wird anhand von Nickelkugeln mit den Durchmessern $d = 20, 30$ und 40 mm und der Tauchkühlung betrachtet. Je kleiner der Kugeldurchmesser, desto höher liegen die Leidenfrosttemperatur, die Wärmestromdichte im Leidenfrostpunkt und die maximale Wärmestromdichte [5]. Die in Kapitel 2.1 beschriebenen Verdampfungsmechanismen zeigen die Abhängigkeit der Wärmestromdichte von der Wandtemperatur T_w . Diese ist messtechnisch jedoch nicht direkt zu erfassen [33].

Im Fall der einseitigen Kühlung von Blechen kann die Temperatur der ungekühlten Rückseite, beispielsweise mittels pyrometrischer Thermographie, gemessen werden. Durch das Einbetten von Temperaturfühlern in das Blech ist die Kerntemperatur zu messen. In beiden Fällen führt das Verändern der Blechdicke zu einer Änderung des Wärmeleitwegs und damit zur Änderung der Temperaturdifferenz zwischen der Temperatur der gekühlten Wand und der gemessenen Temperatur. Für eine kleine Blechdicke und hohe Wärmeleitfähigkeit ist davon auszugehen, dass die gemessene Temperatur mit der Temperatur der gekühlten Wand in ausreichender Näherung übereinstimmt [33]. Diese Annahme ist in Kapitel 4.4.1 „Temperaturmessung“ mit der Biotzahl, welche ein Maß für die Temperaturhomogenität in einem Körper darstellt, überprüft. Anhand einer mit Vollstrahlen gekühlten Nickelplatte mit der Dicke von 2 mm ist untersucht worden, mit welcher Genauigkeit die Leidenfrosttemperatur, auch bei großer Differenz zwischen der gemessenen Temperatur und der Temperatur der gekühlten Seite, zu bestimmen ist [33]. Der Temperaturverlauf während der Abkühlung wird mittels pyrometrischer Messung an der ungekühlten Blechseite aufgenommen, Abbildung 2.6. Dargestellt ist die Leidenfrosttemperatur in verschiedenen Abständen zum Auftreffpunkt eines Vollstrahls. Der Abstand zum Auftreffpunkt ist als Verhältnis zum Durchmesser des Vollstrahls angegeben.






	LFT-WS	Leidenfrosttemperatur auf der gekühlten Seite aus Experiment berechnet
	LFT-BS	Leidenfrosttemperatur auf der Rückseite aus Simulation
	LFT-BS-EXP	Leidenfrosttemperatur auf der Rückseite aus Experiment

Abbildung 2.6: Blechdickenunabhängige Bestimmung der Leidenfrosttemperatur nach [33]

Die grüne Kurve (LFT-BS-Exp.) zeigt die experimentell bestimmten Leidenfrosttemperaturen. Dabei ist angenommen, dass die auf der ungekühlten Probenseite gemessene Temperatur der gekühlten Wand entspricht. Die rote Kurve (LFT-WS) zeigt die numerische Lösung für die Temperatur der gekühlten Blechseite. Die Kurven weisen nur eine geringe Abweichung auf, womit gezeigt ist, dass die Annahme einer einheitlichen Blechtemperatur, besonders zur Untersuchung des Siedeprozesses, zielführend ist [33]. Die blaue Kurve (LFT-BS) zeigt die aus einer Simulation berechnete Temperatur der Rückwand. Anhand der Differenz zwischen der experimentell ermittelten Temperatur und der simulierten Temperatur ist die Genauigkeit der Simulation zu betrachten. Abbildung 2.7 zeigt den Einfluss der Blechdicke auf die Leidenfrosttemperatur. Untersucht sind Bleche aus dem Werkstoff Nicrofer mit Dicken von 2, 3 und 4 mm. Die unterbrochen dargestellten Kurven zeigen das Ergebnis bei einer Starttemperatur von 850 °C. Die ununterbrochenen Kurven sind bei Starttemperaturen von 500 °C ermittelt.

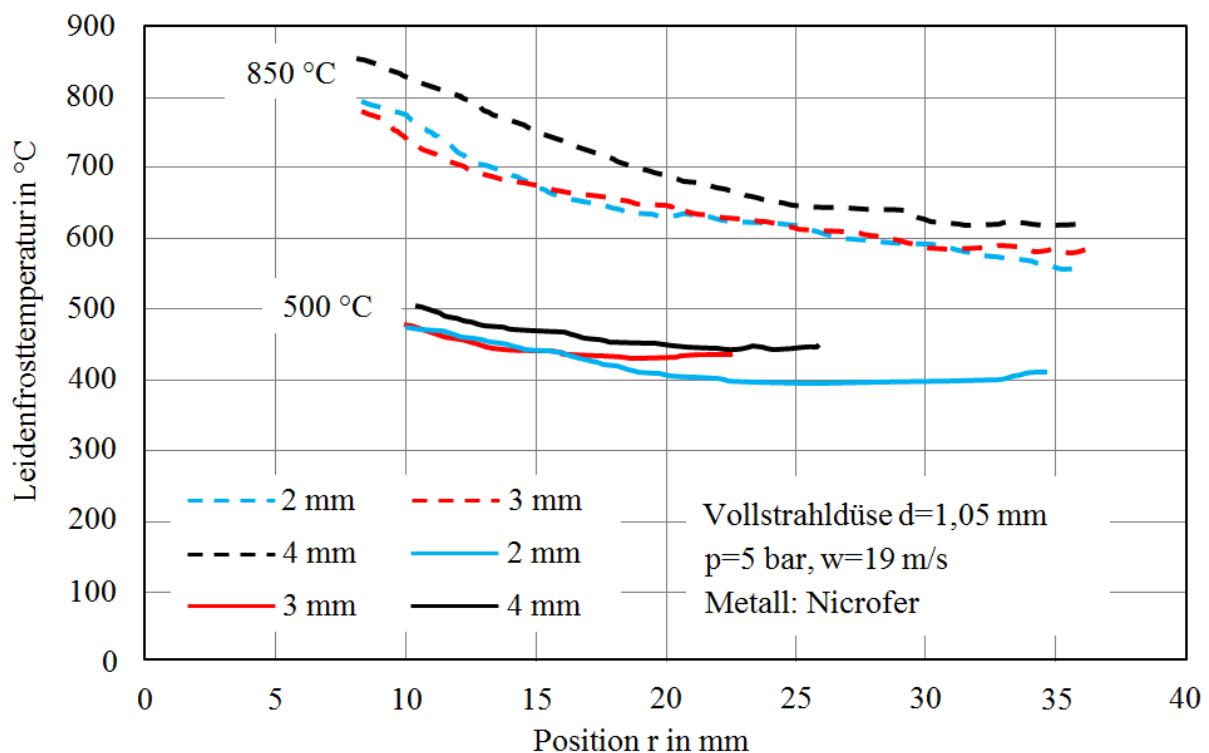


Abbildung 2.7: Einfluss der Blechdicke und der Starttemperatur auf die Leidenfrosttemperatur nach [33]

Auf der Abszisse ist der Abstand zur Achse der verwendeten Vollstrahldüse dargestellt. Blechdicken von 2 und 3 mm zeigen nur eine geringfügige Differenz. Für die Blechdicke von 4 mm wird der Einfluss der Blechdicke auf die Leidenfrosttemperatur deutlich. Aufgrund der Erkenntnisse wird der Einfluss der Blechdicke für den Anwendungsfall der Spritzwasserkühlung in der vorliegenden Arbeit untersucht.

2.3.8 Starttemperatur

Unter der Starttemperatur ist die Temperatur zu verstehen, mit der die Probe in den Kühlvorgang eintritt. Der Einfluss ist für Strahlfelder aus Vollstrahldüsen untersucht [33]. Das Ergebnis ist für die Leidenfrosttemperatur in Abbildung 2.7 bereits dargestellt. In der Untersuchung ist die Starttemperatur als Haupteinflussgröße auf die Leidenfrosttemperatur genannt. Diese steigt mit der Starttemperatur an. Auch die DNB-Temperatur verschiebt sich mit ansteigender Starttemperatur zu höheren Werten. Zusätzlich ist die Ankündigung der Veröffentlichung mit dem Titel „Einfluss der Anfangstemperatur auf die Kühlung von Metallen“ zu nennen [32]. Karwa [41] erkennt die Starttemperatur ebenfalls als signifikante Einflussgröße auf die Siedelinie. Eine Untersuchung des Einflusses unter Verwendung von Spritzwasser- oder Spraydüsen ist nicht bekannt. Der Einfluss ist in der vorliegenden Arbeit betrachtet.

2.3.9 Zusammenfassung und Auswahl relevanter Einflussparameter

Die in Kapitel 2.3 beschriebenen Einflussparameter auf die Siedelinie sind in Tabelle 2.2 zusammengefasst. Aus Gründen der Übersichtlichkeit erfolgt die Darstellung in drei Gruppen.

Kühlgut	Kühlflüssigkeit	Kühlsystem
Oberflächentemperatur T_w	Temperatur T_f	Wasserbeaufschlagungsdichte \dot{M} <ul style="list-style-type: none"> • Düsengeometrie • Düsenvordruck p_d • Düsenabstand a_{d-w}
Wärmeeindringkoeffizient $W = \sqrt{\lambda_k \rho_k c_k}$ <ul style="list-style-type: none"> • Spez. Wärmekapazität c_k • Dichte ρ_k • Wärmeleitfähigkeit λ_k 	Siedetemperatur T_{si}	
Oberflächenrauheit R_a	elektrische Leitfähigkeit κ	
Geometrie (Blechdicke) d		
Starttemperatur T_{st}		

Tabelle 2.2: Einflussparameter auf die Siedelinie

Nach Tabelle 2.2 ist der Wärmeübergangskoeffizient und die Wärmestromdichte wie folgt zu beschreiben:

$$\alpha, \dot{q}'' = f(\dot{M}, T_w, T_f, T_{si}, T_{st}, W, R_a, \kappa, d) \quad (2-8)$$

Aus dem Stand der Technik gehen neun Einflussparameter auf die Siedelinie hervor. Deren quantitativer Einfluss auf die charakteristischen Größen der Siedelinie und ihre gegenseitige Beeinflussung bilden ein komplexes System. Ein gesamtheitlicher Berechnungsansatz zur Lösung des Systems ist nicht bekannt. Die Vielzahl an Variationsmöglichkeiten überschreitet darüber hinaus die experimentellen Möglichkeiten. Aus diesem Grund sind die für die Aluminiumbandkühlung relevanten Parameter auszuwählen. Die Stoffwerte sind mit der Verwendung einer spezifischen Legierung der Reihe 6xxx konstant. Der Prozess zur Herstellung der Proben wird nicht variiert. Somit bleibt auch die Rauheit der gewalzten Oberfläche unverändert. Die elektrische Leitfähigkeit des Kühlwassers ist mittels osmotischer Filterung einzustellen. Wird diese Aufgabe durch einen geschlossenen Regelkreis realisiert, so ist der Einflussparameter als konstant zu betrachten. Der Wärmeeintrag in die Kühlflüssigkeit ist abzuführen. Damit ist eine ebenfalls konstante Kühlmitteltemperatur einzustellen. Wie zuvor beschrieben, lassen sich die Parameter des Kühlsystems in der Wasserbeaufschlagungsdichte zusammenfassen. Die getroffenen Maßnahmen reduzieren die Abhängigkeit der Siedelinie auf folgende Größen:

1. Oberflächentemperatur T_w
2. Wasserbeaufschlagungsdichte \dot{M}
3. Geometrie (Blechdicke) d
4. Starttemperatur T_{st}

Die Gleichung 2-8 ist wie folgt zu vereinfachen:

$$\alpha, \dot{q}'' = f(\dot{M}, T_w, T_{st}, d) \quad (2-9)$$

2.4 Temperaturverteilung in der ebenen Platte

Aufgrund der geringen Dicke und der hohen Wärmeleitfähigkeit sind im Aluminiumblech geringe Temperaturunterschiede in Richtung der Blechdicke zu erwarten. Ein Maß für die Temperaturhomogenität in einem Körper ist die Biotzahl als dimensionslose Größe:

$$Bi = \frac{\alpha L_c}{\lambda_p} \quad (2-10)$$

L_c Wärmeleitweg (bis $L_c = \text{Blechdicke } b$; bzw. $L_c = b/2$)

λ_p Wärmeleitfähigkeit der Probe

Für Biotzahlen $< 0,1$ ist eine nahezu gleichmäßige Temperaturverteilung anzunehmen [14]. Abbildung 2.8 zeigt den qualitativen Temperaturverlauf in einer ebenen Platte für die einseitige Kühlung der Bandoberseite und die beidseitige Kühlung.

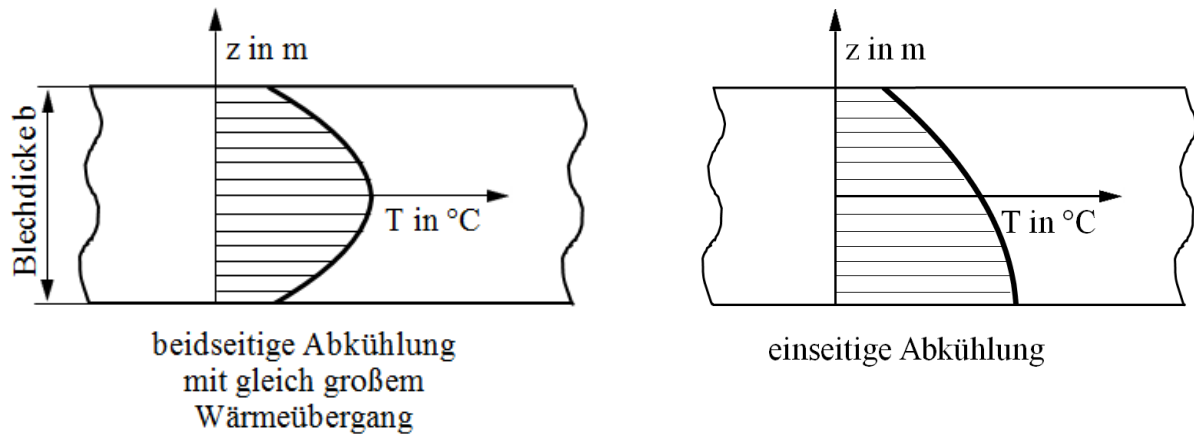


Abbildung 2.8: Temperaturverteilung in der ebenen Platte nach [26]

Für die einseitige Kühlung ist die gesamte Blechdicke zur Berechnung der Biotzahl anzusetzen. Erfolgt die Kühlung beidseitig, entspricht der Wärmeleitweg der halben Blechdicke [26].

2.5 Übertragung auf den bewegten Prozess

Stähler [6] beschreibt die dynamische Wasserbeaufschlagungsdichte \dot{M}_{dyn} . Die Größe berücksichtigt die Inhomogenität der stationären Wasserbeaufschlagungsdichte unter einer Düse. Eine spezifische Fläche durchläuft das in Abbildung 2.9 dargestellte, stationär gemessene Wasserbeaufschlagungsprofil in y-Richtung.

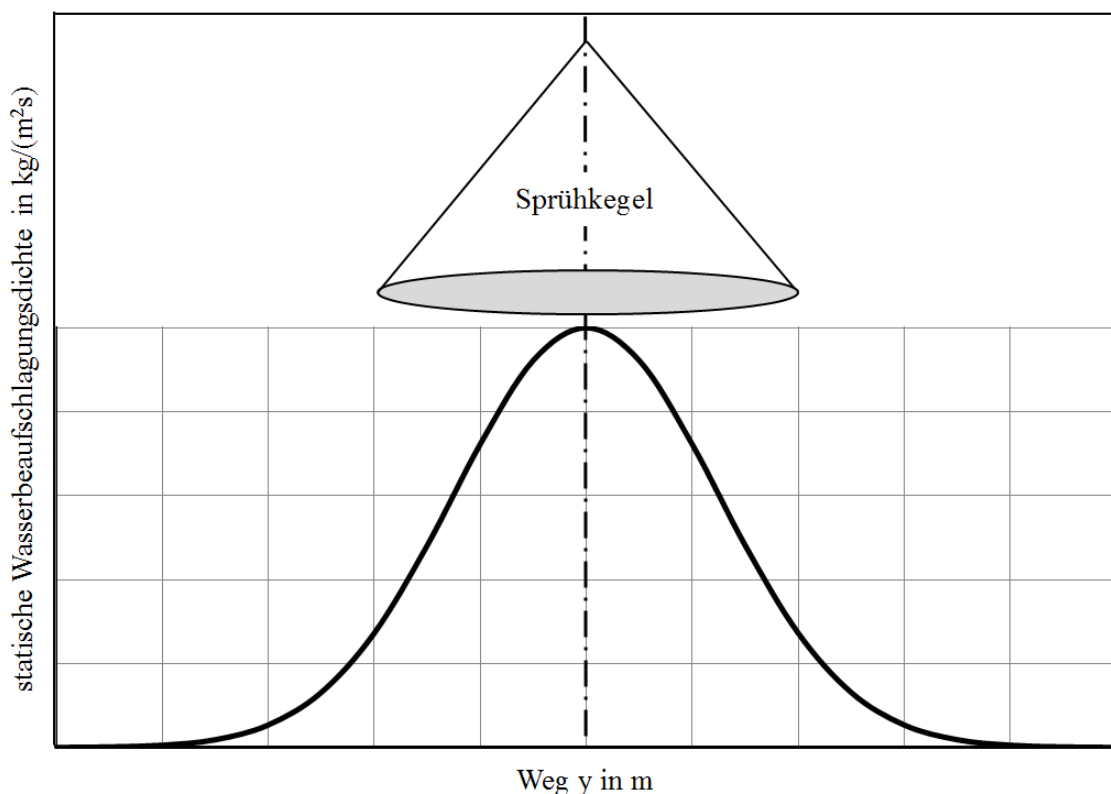


Abbildung 2.9: Stationäres Wasserbeaufschlagungsprofil unter einer Düse nach [6]

Die Fläche A_p wird an einer Position unter der Düse mit der Flüssigkeitsmasse $m_f(y)$ beaufschlagt:

$$dm_f(y) = \dot{M}_{stat}(y) A_p dt \quad (2-11)$$

Für die Zeitänderung dt gilt in Abhängigkeit der Bandgeschwindigkeit w_p :

$$dt = \frac{dy}{w_p} \quad (2-12)$$

Durch Integration von Gleichung 2-11 ist die gesamte während des Durchlaufs auftreffende Flüssigkeitsmenge:

$$m_{f,dyn} = \int_0^y \dot{M}_{stat}(y) \frac{A_p}{w_p} dy \quad (2-13)$$

Die dynamische Wasserbeaufschlagungsdichte ist äquivalent zur statischen Wasserbeaufschlagungsdichte zu berechnen:

$$\dot{M}_{dyn} = \frac{m_{f,dyn}}{A_p t} \quad (2-14)$$

Durch Einsetzen von Gleichung 2-14 in Gleichung 2-13 erhält man:

$$\dot{M}_{dyn} = \frac{1}{t w_p} \int_0^y \dot{M}_{stat}(y) dy \quad (2-15)$$

Ersetzt man die Probengeschwindigkeit und Zeit durch den Weg, so ergibt für die dynamische Wasserbeaufschlagungsdichte:

$$\dot{M}_{dyn} = \frac{1}{y} \int_0^y \dot{M}_{stat}(y) dy \quad (2-16)$$

Die dynamische Wasserbeaufschlagungsdichte entspricht dem Mittelwert des stationären Wasserbeaufschlagungsprofils [6].

2.6 Bedeutung des Impulsstroms

Rainers [8] untersucht den Einfluss des Impulsstroms auf den Wärmeübergangskoeffizienten anhand einer Wasser-Luft-Düse und anhand einer Spritzwasserdüse. An der Wasser-Luft-Düse wurden die Einzelimpulse von Wasser und Luft bei konstantem Gesamtimpuls variiert. Die Untersuchung hat für die Zweistoffdüse gezeigt, dass der Impulsstrom \dot{I} im Bereich der stabilen Filmverdampfung keine geeignete Größe zur Korrelation mit dem Wärmeübergang darstellt. Die eingestellten Wasserbeaufschlagungsdichten lagen im Bereich von $1 \leq \dot{M} \leq 40 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$.

Für die reine Spritzwasserdüse leitet Rainers bei homogener Verteilung des Kühlmediums über der Probenfläche für eine Vollkegeldüse folgenden Zusammenhang her:

$$i = \dot{m}_f w_f = \frac{A_d}{\rho_f} \left(\frac{A_o}{A_d} \right)^2 \dot{M}^2 \quad (2-17)$$

\dot{m}_f Massenstrom Kühlflüssigkeit

w_f Düsenaustrittsgeschwindigkeit Kühlflüssigkeit

ρ_f Dichte der Kühlflüssigkeit

A_d Querschnittsfläche der Austrittsöffnung der Düse

A_o beaufschlagte Oberfläche

Damit ist das Quadrat der Wasserbeaufschlagungsdichte \dot{M} proportional zum Impulsstrom:

$$i \sim \dot{M}^2 \quad (2-18)$$

Unter der Voraussetzung des linearen Zusammenhanges zwischen Wasserbeaufschlagungsdichte und Wärmeübergangskoeffizient im Bereich der stabilen Filmverdampfung folgt:

$$\dot{M} \sim \alpha \sim \sqrt{i} \quad (2-19)$$

Die Proportionalität ist experimentell überprüft und bestätigt [8]. Der auf die heiße Oberfläche auftreffende Impulsstrom ist aus der Erhaltung des Impulsstroms zwischen Düsenaustritt und angeströmter Wandfläche berechnet. Daraus folgt, dass für den untersuchten Düsenabstand kein nennenswerter Impulsverlust zwischen Düsenaustritt und angeströmter Wandfläche besteht.

2.7 Kühlverfahren

Neben der Luftkühlung sind die in Abbildung 2.10 dargestellten Arten der Flüssigkeitskühlung zu unterscheiden: Tauchkühlung, Spritzwasserkühlung und Strahlkühlung.

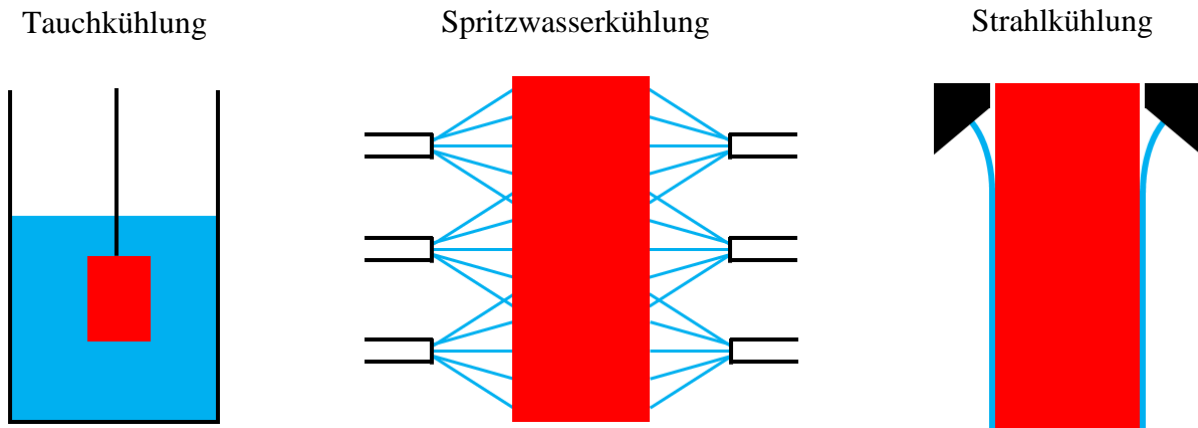


Abbildung 2.10: Arten der Flüssigkeitskühlung nach [5]

Die Verdampfungskühlung und die Spraykühlung sind als Sonderformen der Spritzwasserkühlung bei stark reduzierter Wasserbeaufschlagungsdichte und geringem Tropfendurchmesser anzusehen. Die Kühlarten sind nachfolgend beschrieben.

2.7.1 Luftkühlung

Der konvektive Wärmeübergang zwischen Luftstrom und heißer Wand ist in der Literatur ausführlich beschrieben [13, 20, 38]. In einem an den Bandschwebeofen angeschlossenen Luftkühlfeld versetzt das Luftdüsenystem das Band in den frei schwebenden Zustand. Für die Wärmeübertragung mittels Gasen bei erzwungener Konvektion ist der typische Bereich von $\alpha = 25$ bis $250 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ angegeben [13].

2.7.2 Spritzwasserkühlung

In der Spritzwasserkühlung bildet sich im Bereich der stabilen Filmverdampfung eine isolierende Dampfschicht zwischen Kühlgut und Kühlflüssigkeit aus. Der Wärmeübergangskoeffizient ist hauptsächlich von der Wasserbeaufschlagungsdichte beeinflusst. Mit dem Unterschreiten der Leidenfrosttemperatur bricht der Dampffilm, meist beginnend an Kanten oder Rauheitsschwankungen, unkontrolliert zusammen. Durch den ungleichmäßigen Anstieg der Wärmeübergangskoeffizienten stellen sich große Temperaturdifferenzen im Kühlgut ein. Abbildung 2.11 zeigt die Abhängigkeit des Wärmeübergangskoeffizienten von der Wasserbeaufschlagungsdichte im Bereich der stabilen Filmverdampfung. Parameter ist die Wassertemperatur.

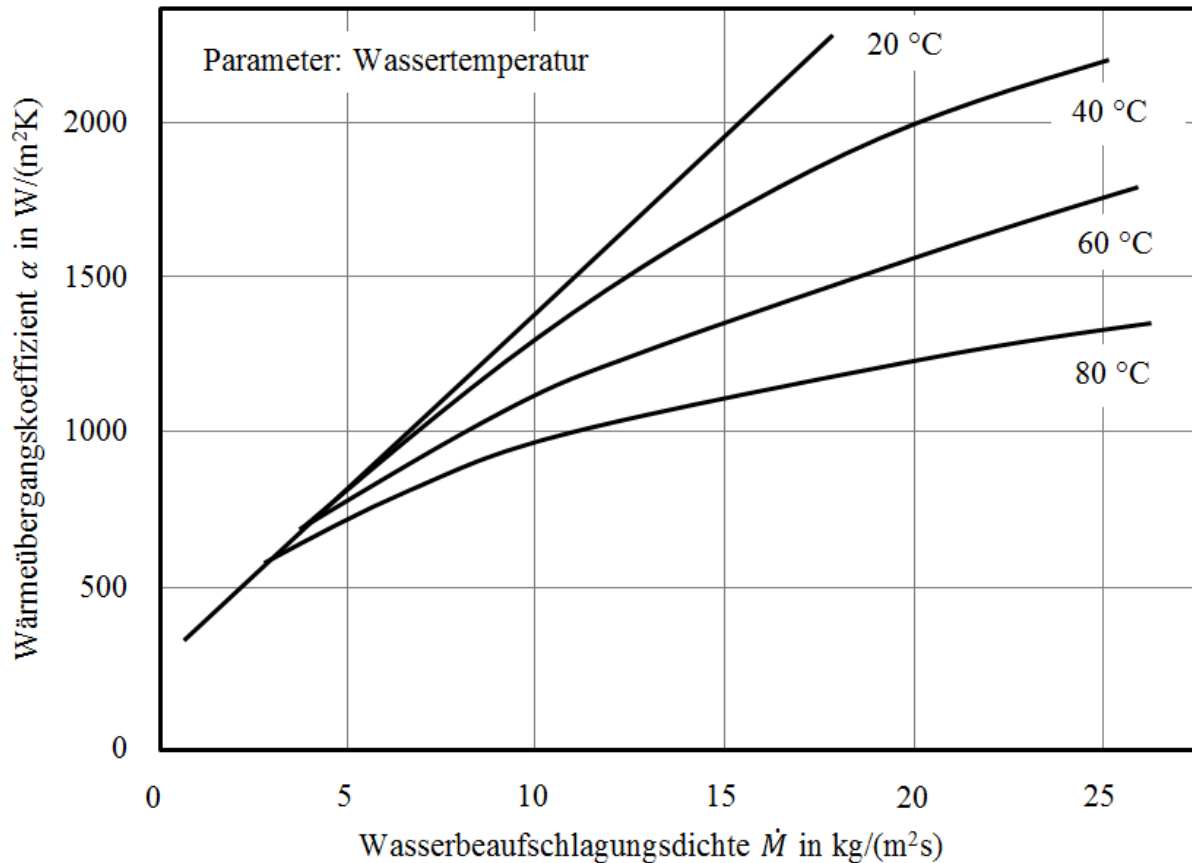


Abbildung 2.11: Zusammenhang zwischen Wasserbeaufschlagungsdichte \dot{M} und Wärmeübergangskoeffizient α für die Spritzwasserkühlung nach [8]

Die Art der Verdüsung, die Düsengeometrie und der Tropfenimpuls besitzen einen untergeordneten Einfluss [7]. Im Bereich der stabilen Filmverdampfung und im Bereich der Blasenverdampfung ist der Wärmeübergang vom Tropfendurchmesser unabhängig [7]. Nach dem Auftreffen auf die Oberfläche fließt das Wasser über der Probenoberfläche ab. Mit dem nachfolgend beschriebenen Ansatz ist die Modellvorstellung für dessen Kühlwirkung geschaffen. Abbildung 2.12 zeigt eine Vollkegeldüse mit maximaler Wasserbeaufschlagungsdichte im Strahlkern. Dort fällt die Probenoberfläche zuerst unter die Siedetemperatur der Flüssigkeit T_{si} ab und die Oberfläche ist mit Wasser benetzt. Nach dem Auftreffen auf die Oberfläche fließt das Wasser in radialer Richtung ab. Mit steigendem Abstand r vom Strahlkern besitzt die Probenoberfläche höhere Temperaturen. Nach Erreichen der Siedetemperatur T_{si} beginnt der Bereich der Blasenverdampfung. Der Bereich der partiellen Filmverdampfung liegt zwischen der DNB-Temperatur und der Leidenfrosttemperatur. Mit dem Überschreiten des Radius, an dem die Leidenfrosttemperatur vorliegt, beginnt die stabile Filmverdampfung. Die nach außen abfließenden Tropfen heben aufgrund der Dampfschicht von der Oberfläche ab. Der Bereich vom Beginn der Blasenverdampfung bis zum Ende der partiellen Filmverdampfung ist als Benetzungsfront bezeichnet. Während der Kühlung ist das Wandern der Benetzungsfront vom Strahlkern nach außen zu beobachten [5].

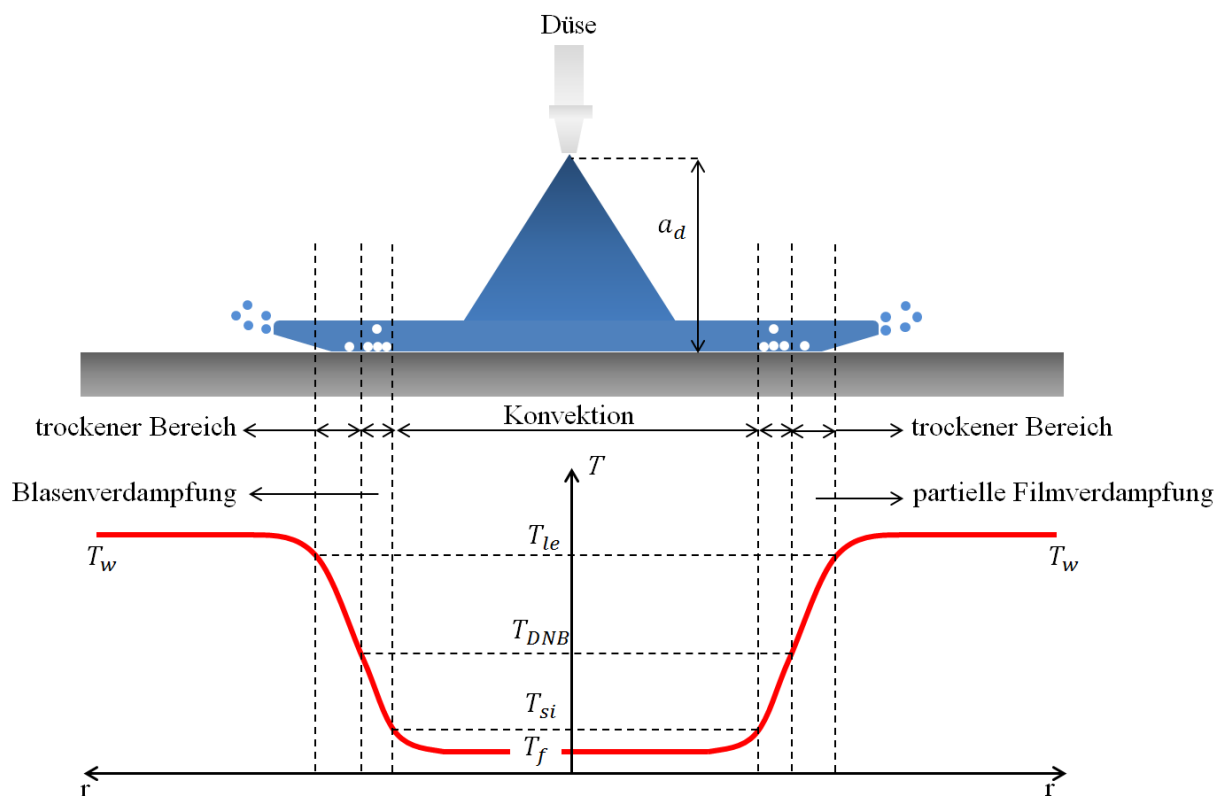


Abbildung 2.12: Temperaturverlauf in der Benetzungsfrennt nach [5]

2.7.3 Verdampfungskühlung

Die Spritzwasserkühlung bildet bei Wandtemperaturen oberhalb der Leidenfrosttemperatur im Bereich der stabilen Filmverdampfung eine isolierende Dampfschicht aus. Im Bereich geringer Wasserbeaufschlagungsdichten stellt sich der Mechanismus der Verdampfungskühlung ein. Einzeltropfen treffen auf die heiße Oberfläche auf und verdampfen dort vollständig [7]. Es entsteht kein geschlossener Flüssigkeitsfilm. Die mit der Siedelinie beschriebenen Verdampfungseffekte bleiben in der Kontaktfläche zwischen Tropfen und Wand erhalten. Mit dem Erhöhen der Wasserbeaufschlagungsdichte im Bereich der Verdampfungskühlung steigt die Anzahl der auftreffenden Einzeltropfen. Kann ein Tropfen nicht rechtzeitig vollständig verdampfen, wächst er mit nachfolgenden Tropfen zusammen und bildet wieder eine geschlossene Wasserschicht [7]. Der Übergang von der Verdampfungskühlung zur Spritzwasserkühlung liegt bei $0,2 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$ [8]. Wie im Kapitel 2.3.2 beschrieben, ist der Anteil der Verdampfung zwischen der Dampfgrenzschicht und der Flüssigkeit bei der Spritzwasserkühlung während der stabilen Filmverdampfung zu vernachlässigen. Dies trifft für die Verdampfungskühlung nicht zu [7]. Verdampft die aufgebrauchte Wassermenge vollständig, ist die abgeführte Wärmestromdichte zu beschreiben mit:

$$\dot{q}'' = \Delta h_v \dot{M}_v = \alpha (T_w - T_f) \quad (2-20)$$

\dot{M}_v Massenstromdichte Verdampfung

Abbildung 2.13 zeigt die Untersuchung des Wärmeübergangskoeffizienten für geringe Wasserbeaufschlagungsdichten nach Rainers. Die Steigung der Ausgleichsgeraden im Bereich der Verdampfungskühlung ist aufgrund des Phasenwechsels in der Flüssigkeit mit $3 \text{ kJ}/(\text{kgK})$ näherungsweise 30 mal höher als im Bereich der Filmverdampfung [7].

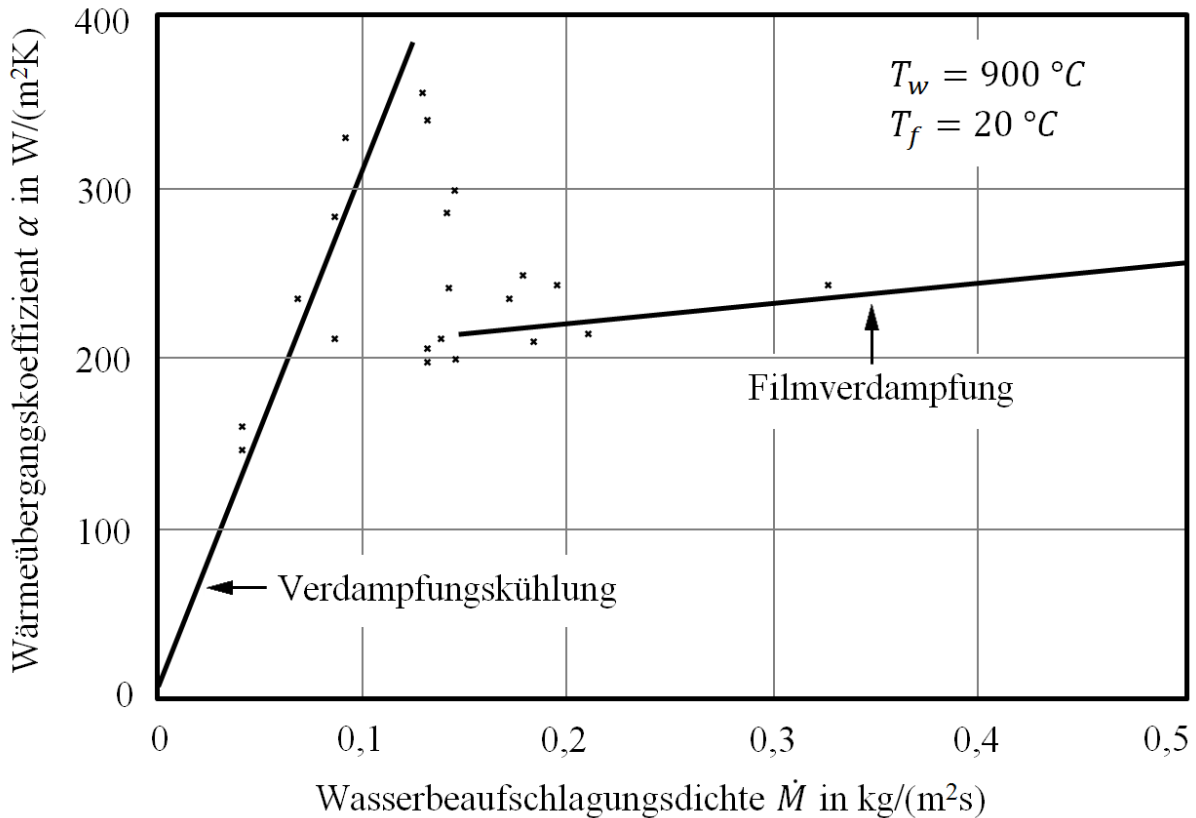


Abbildung 2.13: Verdampfungskühlung und Filmverdampfung nach [8]

2.7.4 Spraykühlung

Puschmann [7] stellt mit der Spraykühlung ein weiteres Verfahren vor. Bei der Spraykühlung ist das Wasserspray von einem begleitenden Luftstrom überlagert. Wie in Abbildung 2.14 (links) dargestellt, treffen die Einzeltropfen auf die heiße Oberfläche auf, verdampfen dort vollständig oder werden von dem begleitenden Luftstrom nach teilweiser Verdampfung abtransportiert. Mit dem Verfahren ist die Wasserbeaufschlagungsdichte über den Grenzwert der Verdampfungskühlung hinaus zu erhöhen. Der in Abbildung 2.14 (rechts) dargestellte, geschlossene Wasserfilm entsteht nicht. Der unkontrollierte Zusammenbruch der Dampfschicht findet nicht statt, wodurch der Wärmeübergang örtlich homogen einzustellen ist [7].

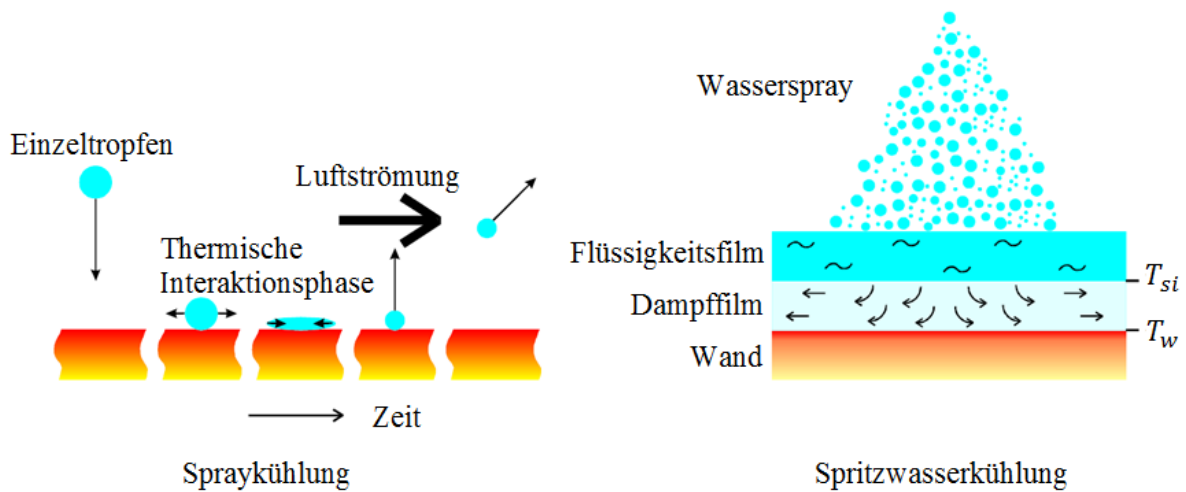


Abbildung 2.14 Mechanismus der Spritzwasser- und Verdampfungskühlung nach [7]

Auch für die Spraykühlung ist die Wasserbeaufschlagungsdichte als Haupteinflussgröße auf den Wärmeübergangskoeffizienten ermittelt. Die Steigung der Ausgleichsgeraden liegt, wie in Abbildung 2.15 dargestellt, zwischen den für die Spritzwasser- und für die Verdampfungskühlung ermittelten Steigungen. Parameter für die Spraykühlung ist der an der Versuchsdüse eingestellte Druck p_L des überlagerten Luftstroms.

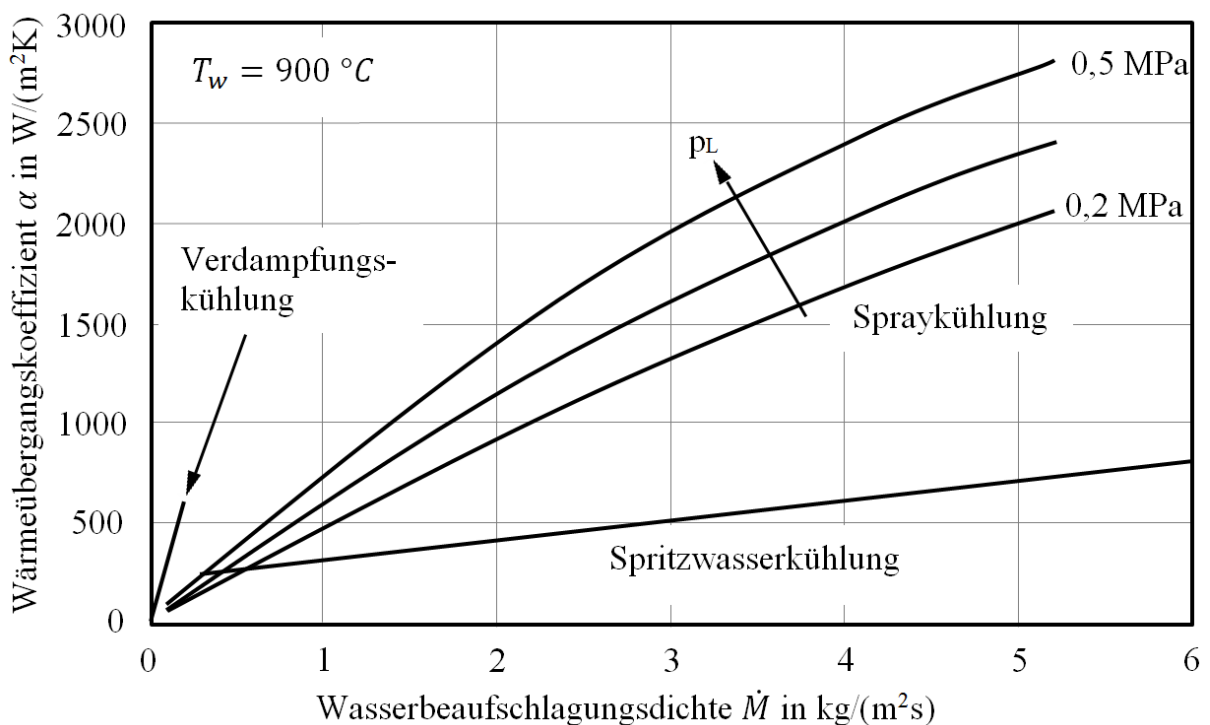


Abbildung 2.15: Vergleich Verdampfungs-, Spritzwasser- und Spraykühlung nach [7]

2.7.5 Strahlkühlung

Der geschlossene Wasserstrahl in Form eines Vollstrahls oder eines Flachstrahls trifft laminar auf die Gutoberfläche auf [33]. Nach dem Auftreffen fließt das Wasser, wie Abbildung 2.16 zeigt, aus der Strahlachse nach außen hin ab.

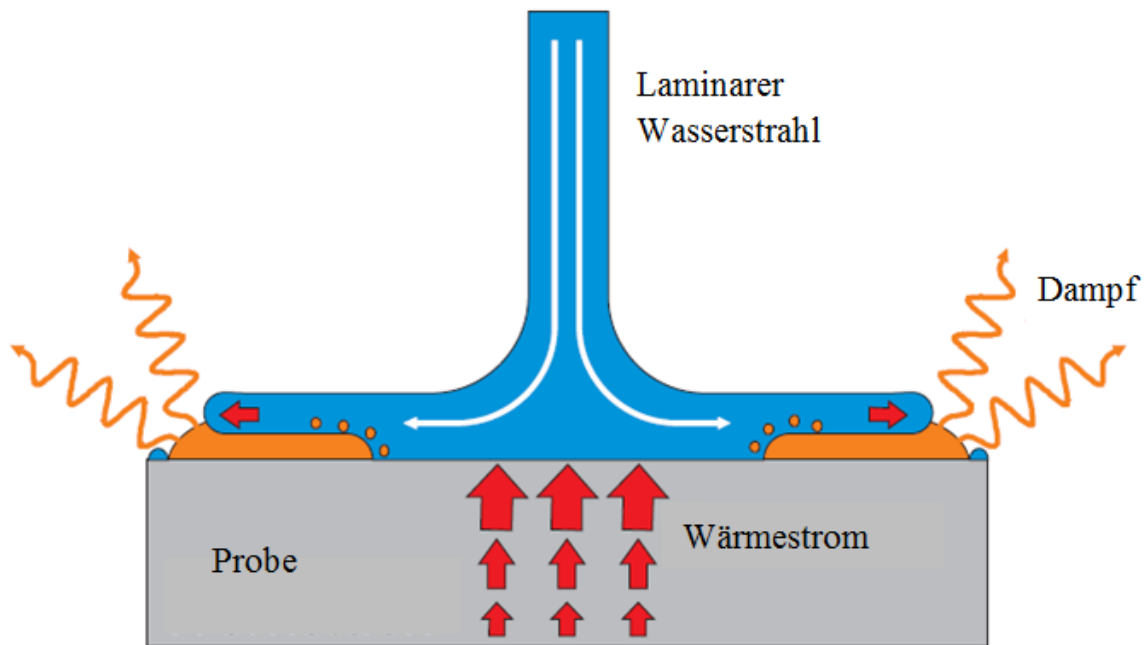


Abbildung 2.16: Prinzip der Strahlkühlung nach [18]

Im Auftreffpunkt erfolgt das sofortige Benetzen der Oberfläche mit Flüssigkeit [33]. Die Ausbreitung der in Kapitel 2.7.2 beschriebenen Benetzungsfront ist in der Modellvorstellung auf die Strahlkühlung zu übertragen [19]. Alam [16] untersucht den Einfluss der Strahlgeschwindigkeit auf den Wärmeübergang im Rahmen der Kühlung einer senkrecht angeordneten Aluminiumoberfläche anhand mehrerer nebeneinander angeordneter Wasserstrahlen. Mit steigender Strahlgeschwindigkeit nimmt die Wärmestromdichte ab. Aufgrund des unmittelbaren Benetzens der Oberfläche im Strahlaufreffpunkt ist ein signifikanter Temperaturunterschied zu umliegenden Oberflächentemperaturen zu erwarten. Das daraus entstehende Verzugsrisiko macht das Verfahren für die in der vorliegenden Arbeit untersuchte Bandkühlung ungeeignet.

2.7.6 Tauchkühlung

Das Kühlgut ist vollständig in das Kühlmedium eingetaucht. Das Vorgehen ist zur Wärmebehandlung von Bändern grundsätzlich vorstellbar, indem das Band über Umlenkrollen durch das Wasserbad geführt ist. Die Beeinflussbarkeit des Wärmeübergangs ist durch das Verändern der Zusammensetzung der Kühlflüssigkeit und durch das Einbringen und die Variation der Strömungsgeschwindigkeit im Wasserbad gegeben [6, 24]. Experimente haben auch gezeigt, dass die Leidenfrosttemperatur und der Wärmeübergang durch die Anströmung mit Stickstoff zu erhöhen ist [27].

Der Einfluss von Ultraschall ist für die Badabschreckung von Steuer [42] untersucht. Der Einfluss des Ultraschalls führt zu einer Destabilisierung des Dampffilms und einer erhöhten Abschreckgeschwindigkeit.

2.8 Düsenfelder

Düsenfelder sind aus einer Vielzahl gleicher oder verschiedenartiger Düsen zusammengesetzt. Abbildung 2.17 zeigt das Beispiel einer Anordnung von Vollkegeldüsen als Düsenfeld mit drei Düsenreihen zur Festlegung des Koordinatensystems. Das Band durchläuft das Düsenfeld in y -Richtung.

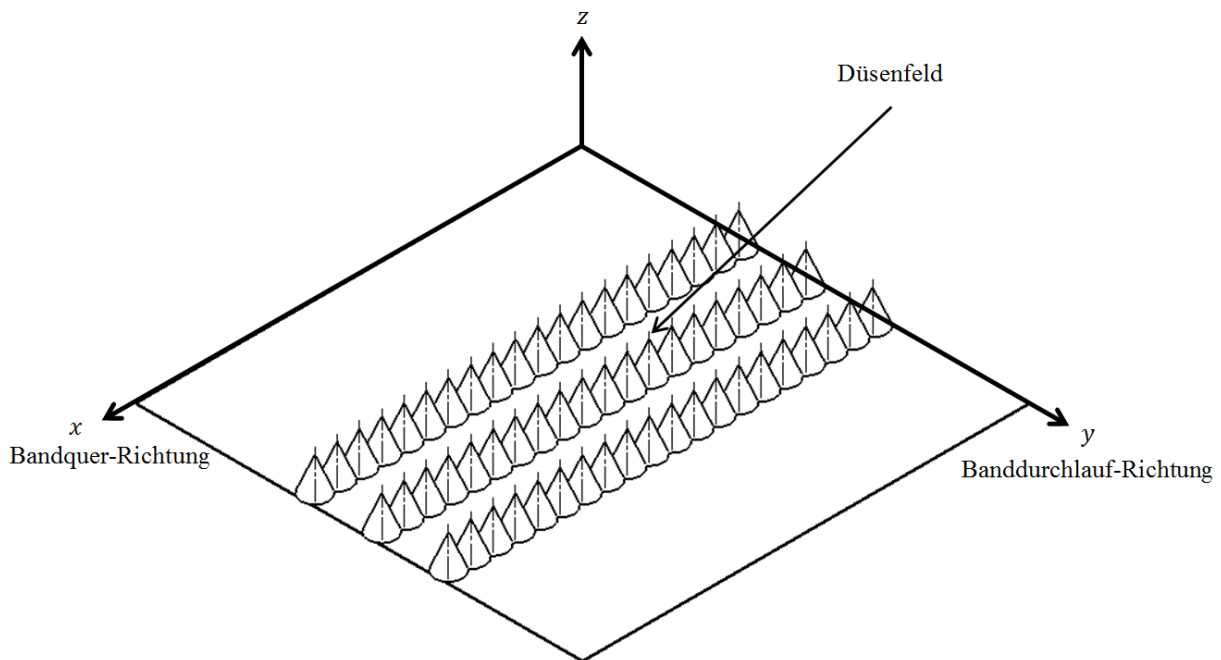


Abbildung 2.17: Festlegung des Koordinatensystems

Die statische Auslegung von Düsenfeldern bezieht sich auf die Wasserverteilung in Querrichtung des Bandes (x -Richtung). Zielsetzung ist das Sicherstellen einer homogenen Wasserbeaufschlagungsdichte. Die statischen Wasserbeaufschlagungsdichten der Einzeldüsen sind addierbar [6, 9]. Durch das Überlagern der an Einzeldüsen gemessenen Beaufschlagungsprofile ist ein möglichst konstantes Gesamtprofil einzustellen. Abbildung 2.18 zeigt exemplarisch die Anordnung von drei Einzeldüsen und die daraus resultierende Summe der Wasserbeaufschlagungsdichte.

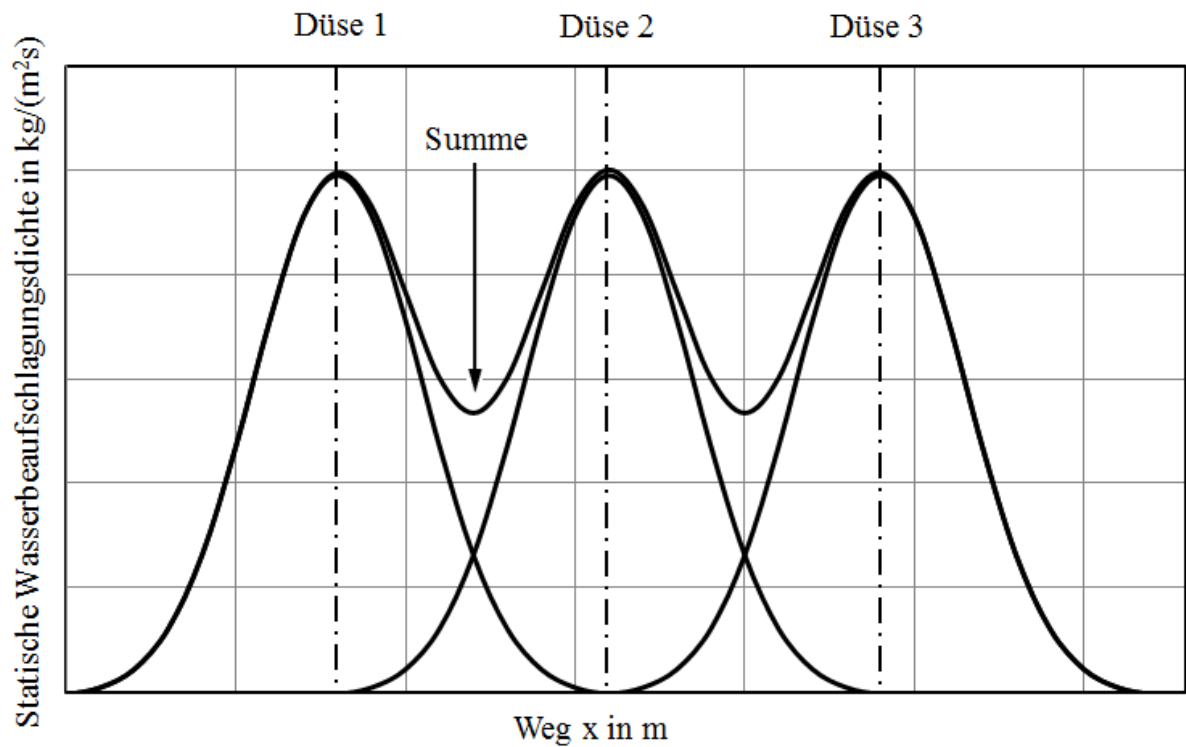


Abbildung 2.18: Einstellen des Wasserbeaufschlagungsprofils

Der Einfluss von Stauwasser ist anhand von neun im Düsenfeld angeordneter Vollstrahldüsen untersucht [33]. Abbildung 2.19 zeigt den Versuchsaufbau.

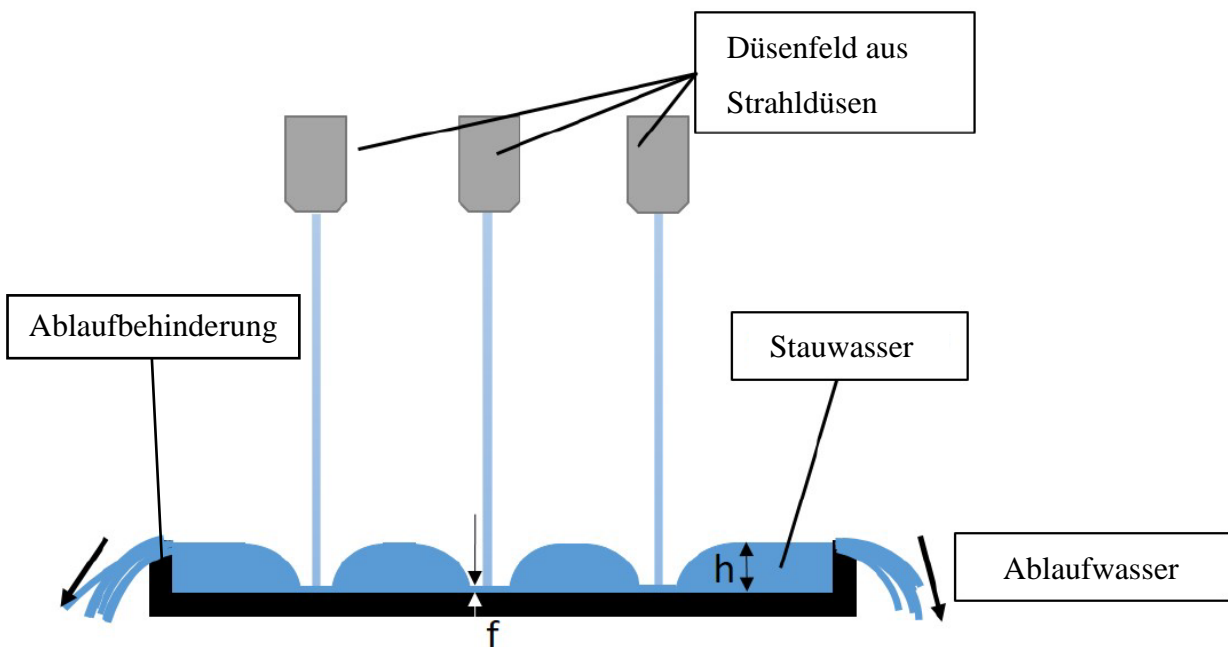


Abbildung 2.19: Stauwasserschicht im Vollstrahl-Düsenfeld nach [33]

Bereits ohne die im Bild 2.19 dargestellte Ablaufbehinderung entsteht durch die Sperrwirkung der Wasserstrahlen eine Stauwasserschicht. Im Versuch ist die Höhe h der Wasserschicht mit verschiedenen hohen umlaufenden Rahmen eingestellt. Im Auftreffbereich der Vollstrahlen wird ebenfalls eine Wasserschicht mit der Höhe f beobachtet. Der Einfluss des Stauwassers ist anhand der Messung des Temperaturverlaufs während der Abkühlung mit und ohne Ablaufbehinderung untersucht. Für beide Fälle ist die Temperaturverteilung im Blech auf der ungekühlten Seite gemessen und zeitgleich gegenübergestellt worden. Die Experimente haben keinen signifikanten Einfluss der Stauwasserschicht gezeigt [33].

Im Gegensatz zu der zuvor beschriebenen Untersuchung wurde ein Einfluss der Stauwasserhöhe auf den Wärmeübergangskoeffizienten im Industriemaßstab beobachtet [31]. Der Untersuchungsgegenstand waren ebenfalls zylindrische Vollstrahldüsen. Mit einer Länge von 1000 mm und einer variablen Breite von 1500 mm und 2000 mm wurde das in Abbildung 2.21 dargestellte Düsenfeld in der Abmessung jedoch wesentlich größer gewählt. Abbildung 2.20 zeigt den Einfluss der Stauwasserhöhe auf den mittleren Wärmeübergangskoeffizienten im Temperaturbereich zwischen 750 °C und 600 °C mit der Wasserbeaufschlagungsdichte als Parameter.

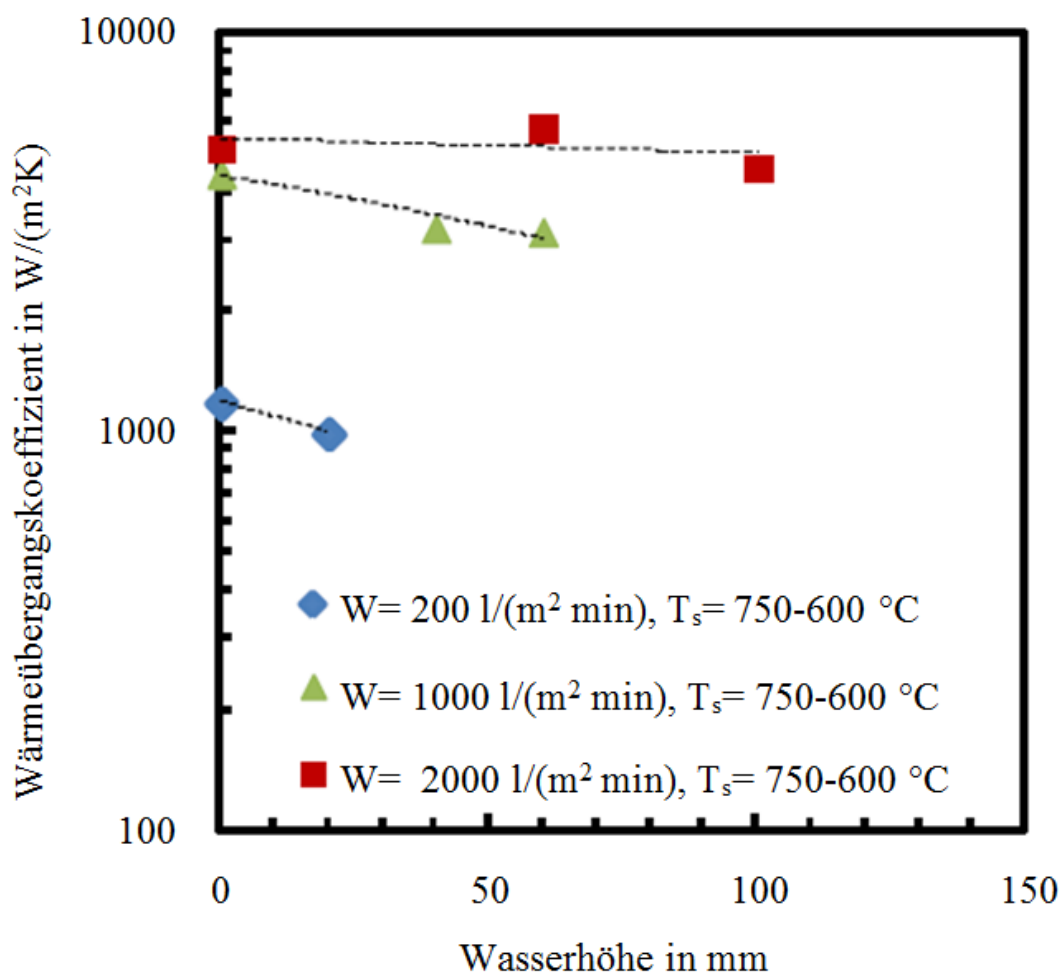


Abbildung 2.20: Einfluss der Stauwasserhöhe auf den Wärmeübergangskoeffizient nach [31]

Damit ist ein Einfluss des Stauwassers gezeigt. Zusätzlich ist mit dem Anstieg der Wasserbeaufschlagungsdichte und der Plattenbreite der Anstieg der Stauwasserhöhe festgestellt. Mittels einer vor dem Düsenfeld und einer hinter dem Düsenfeld angeordneten Sichtscheibe ist der Abfluss von Wasser in Banddurchlaufrichtung verhindert. Der an dieser Scheibe anstehende Wasserpegel ist in der Untersuchung als Stauwasserhöhe bezeichnet. Zusätzlich ist ein Seitenrand des Düsenfelds verschlossen, womit das Stauwasser nur über eine Seite der Platte abfließen kann. Die Stauwasserhöhe nimmt mit zunehmendem Abstand zum Plattenrand zu [31]. Abbildung 2.21 stellt den Versuchsaufbau dar.

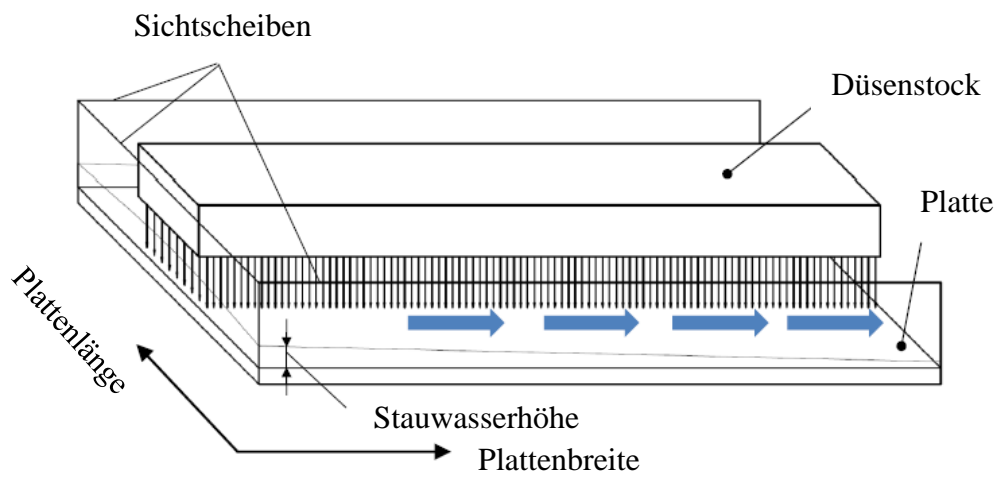


Abbildung 2.21: Versuchsstand zur Untersuchung der Stauwasserhöhe nach [31]

Die Stauwasserhöhe direkt unter dem Düsenfeld ist nicht betrachtet. Der Impuls eines Vollstrahls ist im Vergleich zu einer Spritzwasserdüse aufgrund der wesentlich kleineren beaufschlagten Fläche als hoch einzuordnen. Hinsichtlich des Effektes von Stauwasser in Düsenfeldern mit Spritzwasserdüsen sind keine Untersuchungsergebnisse bekannt.

2.9 Bestimmung der Sprühstrahlparameter

Die Wasserbeaufschlagungsdichte wird mit einem Patternatoraufbau gemessen. Ein Messrohr oder eine Vielzahl von Messrohren mit definierter Öffnungsfläche sind in der Messebene positioniert. Die Wasserbeaufschlagungsdichte wird aus der Versuchszeit, der Öffnungsfläche des Messrohrs und der im Auffangbehälter gesammelten Flüssigkeitsmasse bestimmt. Abbildung 2.22 zeigt den Aufbau mit 10 Messstellen. Die Tropfengröße und die Tropfengeschwindigkeit sind mit dem Messprinzip der Phasen-Doppler-Anemometrie bestimmbar [15, 35].

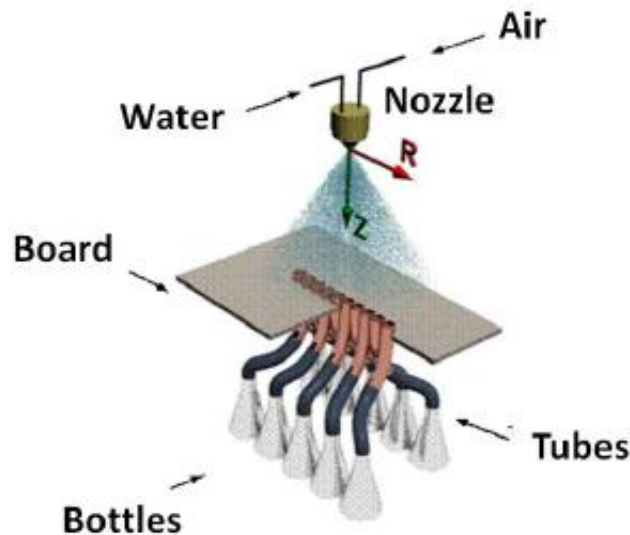


Abbildung 2.22: Messprinzip Patternator [16]

2.10 Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten

Die Untersuchungsmethoden zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten und der Wärmestromdichte sind anhand der relevanten Parameter durchgeführt. Diese sind aus Kapitel 2.2.9 hervorgegangen:

1. Oberflächentemperatur T_w
2. Wasserbeaufschlagungsdichte \dot{M}
3. Geometrie (Blechdicke) b
4. Starttemperatur T_{st}

Die Wasserbeaufschlagungsdichte ist in die statische Größe \dot{M}_{stat} und in die dynamische Größe \dot{M}_{dyn} unterteilt. Die Untersuchungsmethoden sind hinsichtlich der Variationsmöglichkeit der Parameter zu betrachten. Gleichzeitig sind die Experimente durch Randparameter nicht zu beeinflussen. Aus diesem Grund müssen diese stabil einstellbar sein.

2.10.1 Thermisch stationäre Methode/ruhende Probe

Im thermisch stationären Zustand ist ein Gleichgewicht zwischen abgeführter Leistung und zugeführter Leistung eingestellt. Zwischen Düse und Probe findet keine Relativbewegung statt. Die Probentemperatur ist durch die geregelte Zuführung elektrischer Leistung P_{el} auf einen konstanten Wert eingestellt. Abbildung 2.23 zeigt den elektrischen Aufbau.

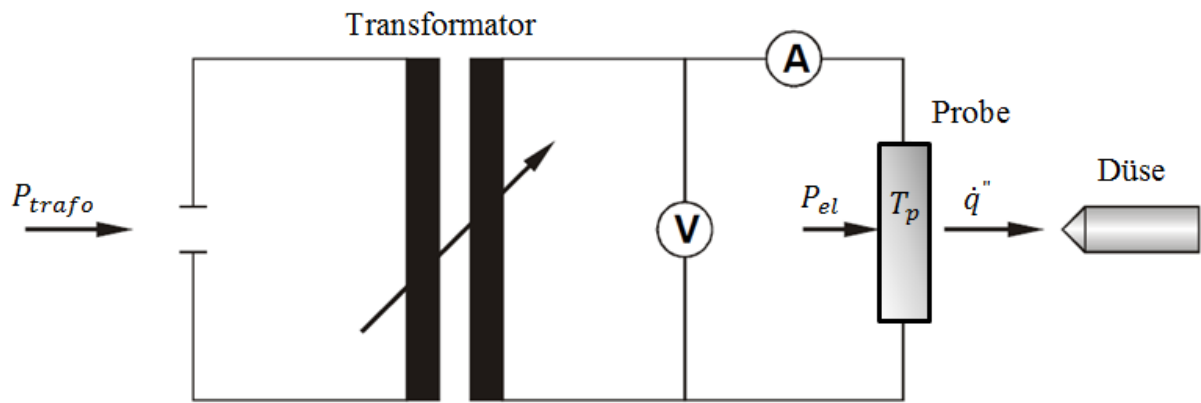


Abbildung 2.23: Thermisch stationärer Versuchsaufbau [17]

Während der Düsenkühlung entspricht die zugeführte Leistung der von der Düse durch Konvektion abgeführten Leistung zuzüglich der Verlustleistung [17]. Die Verlustleistung ist aus Leitungsverlusten und aus den Verlusten an den nicht durch das Wasserspray gekühlten Probenflächen zusammengesetzt. Die Summe der Verluste entspricht der Transformatorleistung, welche zur Erhaltung einer spezifischen Probentemperatur im ungekühlten Zustand erforderlich ist. Diese ist temperaturabhängig zu ermitteln. Die Probentemperatur ist mit einem über eine Bohrung in der Probenmitte positionierten Mantelthermoelement zu messen [8]. Die Oberflächentemperatur ist aus der eindimensionalen Fourierschen Differentialgleichung zu berechnen. Dabei ist die Probe als gleichverteilte Wärmequelle anzusehen [8]. Der Wärmeübergangskoeffizient der Wasserkühlung ist nach folgender Gleichung bestimmt [17]:

$$\alpha = \frac{P_{el} - P_l}{A_p * (T_w - T_f)} \quad (2-21)$$

P_{el} elektrische Leistung

P_l Verlustleistung

Mit dem Verfahren ist der Wärmeübergang im Bereich der stabilen Filmverdampfung zu untersuchen. Speziell im Bereich der DNB-Temperatur ist die Änderungsrate der durch die Wasserkühlung abgeführten Leistung in Abhängigkeit der Temperatur hoch. Die Änderung der abgeführten Leistung ist von der Regelung zur Erhaltung des thermisch stationären Zustands auszugleichen. Die untersuchbaren Parameter und die nicht veränderbaren Parameter sind nachfolgend aufgeführt.

Untersuchbare Parameter:

- Wandtemperatur
- statische Wasserbeaufschlagungsdichte

Nicht untersuchbare Parameter:

- Blechdicke
- dynamische Wasserbeaufschlagungsdichte
- Starttemperatur

2.10.2 Thermisch instationäre Methode/ruhende Probe

Die Probe ist im ungekühlten Zustand auf die spezifische Starttemperatur erwärmt. Anschließend wird die Probe vor der Düse oder vor dem Düsenfeld positioniert. Nach der Freigabe des Sprühstrahls erfolgt der Kühlvorgang [15]. Der Zeit-Temperatur-Verlauf ist ortsabhängig mittels Infrarotthermographie auf der ungekühlten Probenseite zu messen. Abbildung 2.24 zeigt exemplarisch die örtliche Temperaturverteilung zu einem Zeitpunkt. Der Wärmeübergangskoeffizient ist aus den gemessenen Zeit-Temperatur-Verläufen ebenfalls ortsabhängig berechenbar.

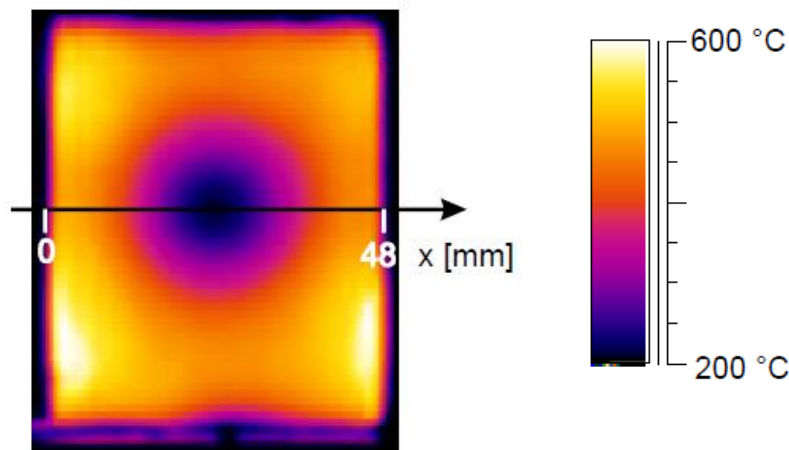


Abbildung 2.24: Messung der Temperaturverteilung nach [15]

Das Ergebnis des angewandten pyrometrischen Messverfahrens ist vom Emissionsgrad ε beeinflusst. Mit dem Beschichten der ungekühlten Probenseite ist der stabile Emissionsgrad eingestellt [15].

Untersuchbare Parameter:

- Wandtemperatur
- Statische Wasserbeaufschlagungsdichte
- Blechdicke
- Starttemperatur

Nicht untersuchbare Parameter:

- dynamische Wasserbeaufschlagungsdichte

2.10.3 Thermisch instationäre Methode/dynamische Probe

Die Probe ist im ruhenden und ungekühlten Zustand auf die Starttemperatur erwärmt. Im Anschluss an die Erwärmung wird die Probe durch die Abkühleinrichtung verfahren. Die Probengeschwindigkeit ist variabel. Abbildung 2.25 skizziert das Prinzip. Der zeitabhängige Verlauf der Probentemperatur ist mittels Mantelthermoelementen zu erfassen [9].

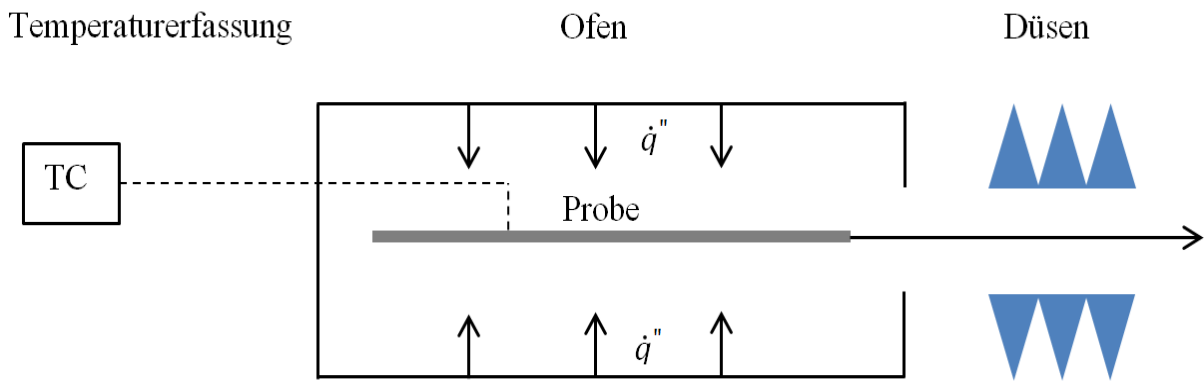


Abbildung 2.25: Prinzip der dynamischen Probe

Untersuchbare Parameter:

- Wandtemperatur
- dynamische Wasserbeaufschlagungsdichte
- Blechdicke
- Starttemperatur

Nicht untersuchbare Parameter:

- statische Wasserbeaufschlagungsdichte

2.10.4 Thermisch stationäre Methode/dynamische Probe

Das Verfahren ist im aktuellen Stand der Literatur nicht beschrieben. Es bildet daher ein theoretisches, jedoch durchaus vorstellbares Konstrukt. Der Versuchsaufbau entspricht dem zuvor beschriebenen. Anstelle des Ofens ist die für den thermisch stationären Versuchsaufbau beschriebene Stromversorgung schleppfähig auszuführen. Der steile Anstieg des Leistungsbedarfs zum Beginn der Kühlung stellt jedoch eine regelungstechnische Herausforderung dar.

Untersuchbare Parameter:

- Wandtemperatur
- dynamische Wasserbeaufschlagungsdichte

Nicht untersuchbare Parameter:

- statische Wasserbeaufschlagungsdichte
- Blechdicke
- Starttemperatur

3 Modellierung der Siedelinie im Düsenfeld der Spritzwasserkühlung

Ziel der Untersuchung ist es den Zeit-Temperatur-Verlauf für ein spezifisches Düsenfeld vorherzusagen. Im Vorgehen werden die aus dem Stand der Technik hervorgegangenen Einflussparameter variiert und deren Einflüsse auf die Siedelinie werden experimentell ermittelt. Die über das Düsenfeld gemittelte Wasserbeaufschlagungsdichte ist über den Düsenvordruck einstellbar. Anhand dieses Parameters wird die Siedelinie modelliert. Die aus der Siedelinie berechnete Abkühlkurve wird mit der gemessenen Abkühlkurve verglichen. Im Anschluss wird der Einfluss der Geometrie und der Starttemperatur experimentell untersucht.

3.1 Versuchsaufbau

Das Düsenfeld wird mittels der thermisch instationären Methode und der dynamischen Probe, wie in Kapitel 2.10.3 beschrieben, untersucht. Abbildung 3.1 zeigt die Versuchsanlage in der Übersicht. Die Versuchsbleche mit den Abmessungen 2.500×800 mm werden in dem elektrisch beheizten Bandschwebeofen im ruhendem Zustand konvektiv erwärmt. Anschließend erfolgt der Transport durch die unabhängig voneinander zu betreibende Spritzwasserkühlung oder Spraykühlung. Die verschiedenen Zonen sind durch Luft-Sperrstrahlen getrennt.

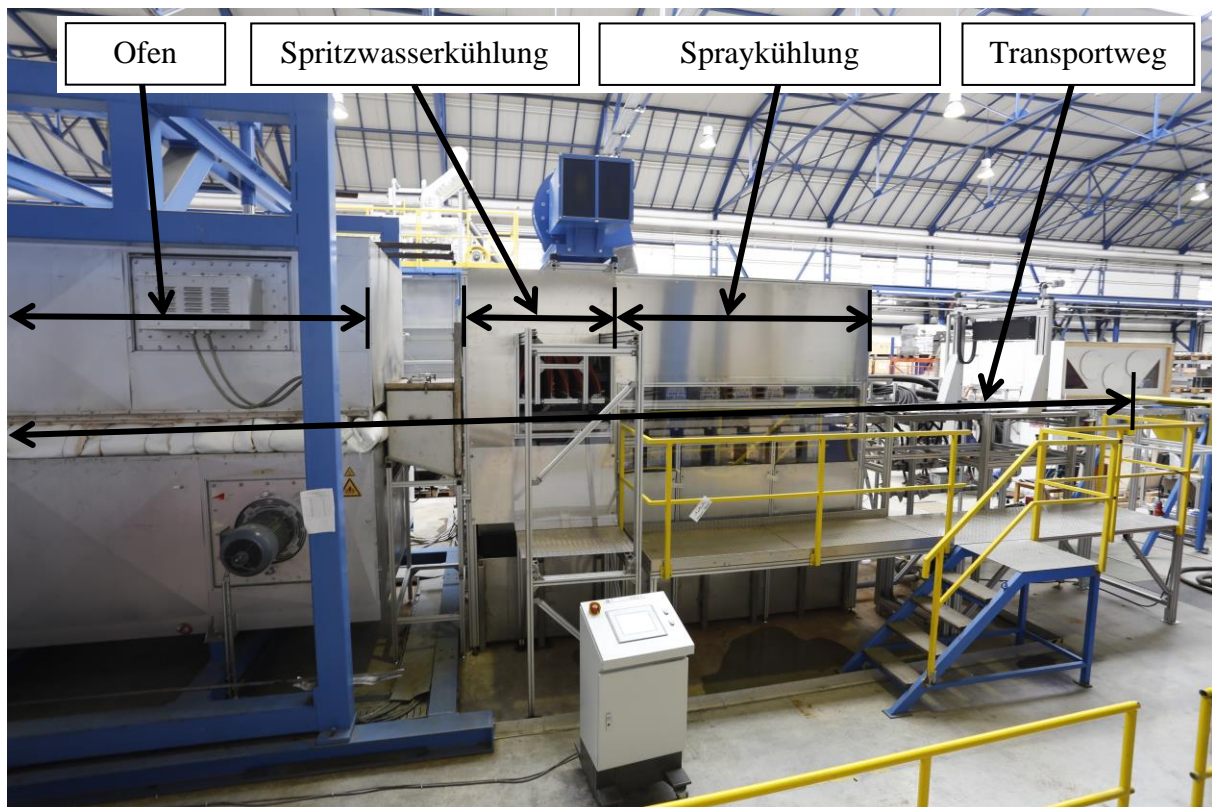


Abbildung 3.1: Thermisch instationärer Versuchsaufbau mit dynamischer Probe

Die Versuchsbleche sind während des gesamten Ablaufs auf einem durch einen Kettenzug bewegten Transportwagen gelagert. Das Prozesswasser befindet sich in einem geschlossenen System. Der elektrische Leitwert des Prozesswassers ist mittels osmotischer Filterung auf $70\mu\text{S}/\text{cm}$ eingestellt.

3.1.1 Temperaturmessung

Die Infrarot-Thermographie ist in einem dynamischen Prozess praktisch nicht umsetzbar. In Vorversuchen wurde die Temperaturmessung mittels auf das Versuchsblech aufgeschweißter Thermodrähte untersucht. Mit der Methode sind im Bereich der Flüssigkeitskühlung keine verwertbaren Messungen durchzuführen. Zu diesem Ergebnis kommen auch Griffay et al. [21]. Als Begründung ist die im Vergleich zum Versuchsblech geringe Masse des Thermodrahtes und die damit übermäßig schnelle Abkühlung bei direktem Kontakt mit der Kühlflüssigkeit angeführt. Aus diesem Grund erfolgen die Experimente mit in der Probe eingebrachten, potentialgetrennten Mantelthermoelementen vom Typ K. Die Genauigkeit der Messung ist von der Tiefe der für den zylindrischen Sensor vorgesehenen Bohrung abhängig. Ab einer Mindestdiefe, die dem Zehnfachen des Außendurchmessers des Mantelthermoelements d_{TC} entspricht, ist das Versuchsblech sicher an das Thermoelement angekoppelt und somit eine repräsentative Messung sichergestellt [29]. Das Mantelthermoelement besitzt den Durchmesser d_{TC} von 1,0 mm, sodass die Tiefe der Messbohrung 10 mm beträgt. Zusätzlich wird der Kontakt zwischen Thermoelement und Kühlgut mit dem Einbringen von Wärmeleitpaste verbessert [29]. Der Einfluss der Umgebung auf das Messergebnis ist durch Vorversuche ausgeschlossen. Im Rahmen der Temperaturmessung an dünnen Blechen ist die Bohrung horizontal zur Planlage anzufertigen. Besonders zur Untersuchung der Temperaturgleichmäßigkeit muss das Thermoelement an beliebigen Positionen im Blech anzuordnen sein. Eine Lösung des Problems ist bislang nicht bekannt und wird entwickelt. Erfüllt ist die Anforderung mit dem in Abbildung 3.2 visualisierten Vorgehen, bei dem die eigentliche Thermoelementbohrung quer zu einer zuvor angefertigten Freibohrung eingebracht wird.

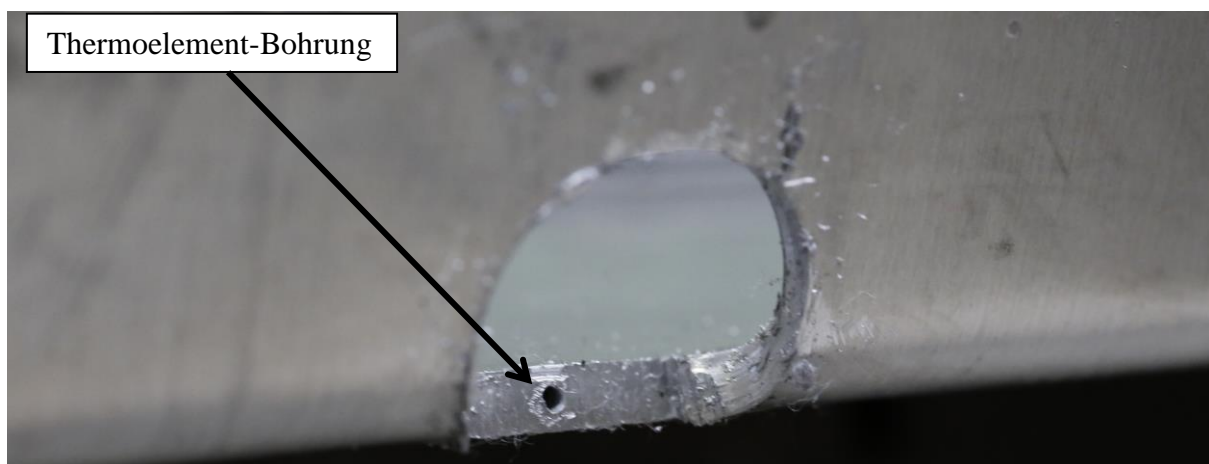


Abbildung 3.2: Querlochbohrung an einem 3,5mm-Blech

Die Mantelthermoelemente werden während des Verfahrens der Probe zugentlastet durch die Anlage geschleppt. Die Temperaturwerte werden mittels der Siemens S7 SPS und analoger Temperatureingangskarte eingelesen. Erfasst und zur Auswertung gesichert werden die Messwerte durch das zyklusgenaue Auslesen der Steuerung. Mit der Vorgehensweise beträgt die Zeitdifferenz zwischen zwei Messwerten lediglich 0,008 bis 0,011 Sekunden. Bei jedem Versuch sind fünf Thermolemente in Richtung der Probenbreite verteilt. Abbildung 3.3 zeigt die Positionen auf dem Versuchsblech.

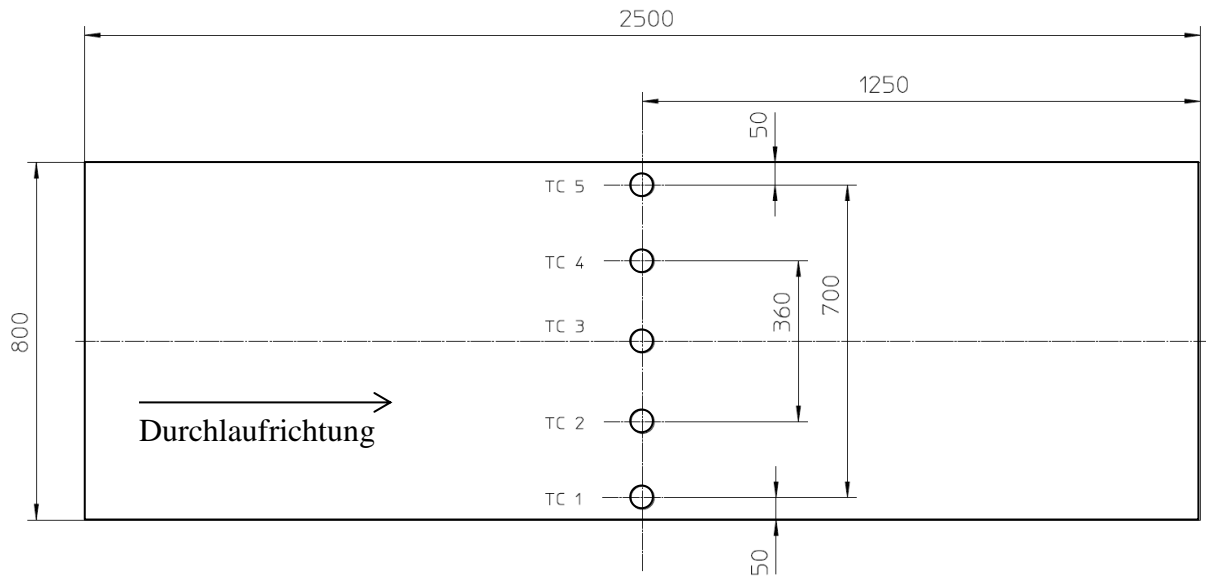


Abbildung 3.3: Messpositionen auf dem Versuchsblech

Für die untersuchte Spraykühlung wird im Bereich der stabilen Filmverdampfung ein maximaler Wärmeübergangskoeffizient in der Größenordnung von $2000 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ erwartet. Der maximale Wärmeübergangskoeffizient für die Spritzwasserkühlung ist nach Abbildung 1.5 mit $6500 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ anzusetzen. Nach Gleichung 2-8 ist die maximale Probendicke unter der Bedingung $Bi < 0,1$ nach Gleichung 3-1 zu berechnen.

$$d = \frac{Bi \lambda_p}{\alpha} \quad (3-1)$$

Für Biotzahlen $< 0,1$ sind die Temperaturverteilungen im Körper als näherungsweise homogen zu betrachten [14]. Die in der Biotzahl berücksichtigte Wärmeleitfähigkeit des Körpers ist temperaturabhängig. Zur Berechnung ist der geringste Wert der Wärmeleitfähigkeit herangezogen worden. Dieser liegt für die verwendete Legierung bei 20 °C und beträgt $220 \text{ W}/(\text{mK})$. Für den Fall der beidseitigen Kühlung wird die maximale Probendicke von $6,8 \text{ mm}$ berechnet. Die experimentellen Untersuchung erfolgen mit Blechdicken von $2,0$ und $3,5 \text{ mm}$.

3.1.2 Versuchsauswertung

Für den Anwendungsfall der Abkühlung durch ein Fluid mit konstanter Temperatur ist der Wärmeübergangskoeffizient durch Gleichsetzen des vom Körper abgegebenen Wärmestroms und dem vom Fluid aufgenommenen Wärmestrom zu bestimmen. Es ist gezeigt, dass die Temperatur im Körper homogen ist. Damit entspricht die Probentemperatur T_p der Wandtemperatur T_w . Aus dem 1. Hauptsatz der Thermodynamik ist der von der Probe abgegebene Wärmestrom wie folgt zu berechnen:

$$\dot{Q}_p = -m_p c_p \frac{dT_p}{dt} \quad (3-2)$$

m_p Masse der Probe

c_p spezifische Wärmekapazität der Probe

T_p Temperatur der Probe

Der Wärmestrom durch Konvektion ist nach Newton

$$\dot{Q}_k = \alpha A_p (T_p - T_f) \quad (3-3)$$

A_p Oberfläche der Probe

T_f Temperatur des Fluids

Durch Gleichsetzen der Gleichungen 3-2 und 3-3 erhält man:

$$\frac{1}{(T_p - T_f)} dT_p = -\frac{\alpha * A_p}{m_p * c_p} dt \quad (3-4)$$

Integration von Gleichung 3-4 ergibt:

$$\ln(T_p - T_f) \Big|_{T_{p1}}^{T_{p2}} = -\frac{\alpha * A_p}{m_p * c_p} t \Big|_{t_1}^{t_2} \quad (3-5)$$

Das Einsetzen der Grenzen und die Anwendung der Rechenregeln für Logarithmen ergibt für den Wärmeübergangskoeffizienten folgenden Zusammenhang:

$$\alpha = -\frac{m_p c_p}{A_p (t_2 - t_1)} \ln \left(\frac{T_{p2} - T_f}{T_{p1} - T_f} \right) \quad (3-6)$$

Die Probe mit $l = 2500$ mm und $b = 800$ mm ist als halbumendlich ausgedehnter Körper zu betrachten. Damit sind die Bandränder vernachlässigbar und die Gleichung 3-6 wie folgt zu vereinfachen:

$$\alpha = -\frac{d_p \rho_p c_p}{n (t_2 - t_1)} \ln \left(\frac{T_{p2} - T_f}{T_{p1} - T_f} \right) \quad (3-7)$$

d_p Dicke der halbumendlichen Probe

ρ_p Dichte der Probe

n Anzahl der gekühlten Seiten

3.1.3 Düsenfeld Spritzwasserkühlung

Die Datenbasis zur Modellierung der Siedelinie wird anhand des in Abbildung 3.4 dargestellten Düsenfelds durchgeführt. Die Düsenbalken sind mit Düsen unterschiedlicher Art bestückt. Düsenreihe 1 (DR 1) ist mit Zungendüsen ausgerüstet. Die Düsenreihen 2 bis 4 sind mit Vollkegeldüsen bestückt. Die Wasserbeaufschlagungsdichte ist in Durchlaufrichtung starken Schwankungen unterworfen. Mit dem Aufbau ist zu untersuchen, ob die über das Düsenfeld gemittelte Wasserbeaufschlagungsdichte als Korrelationsgröße für die Siedelinie anzuwenden ist.

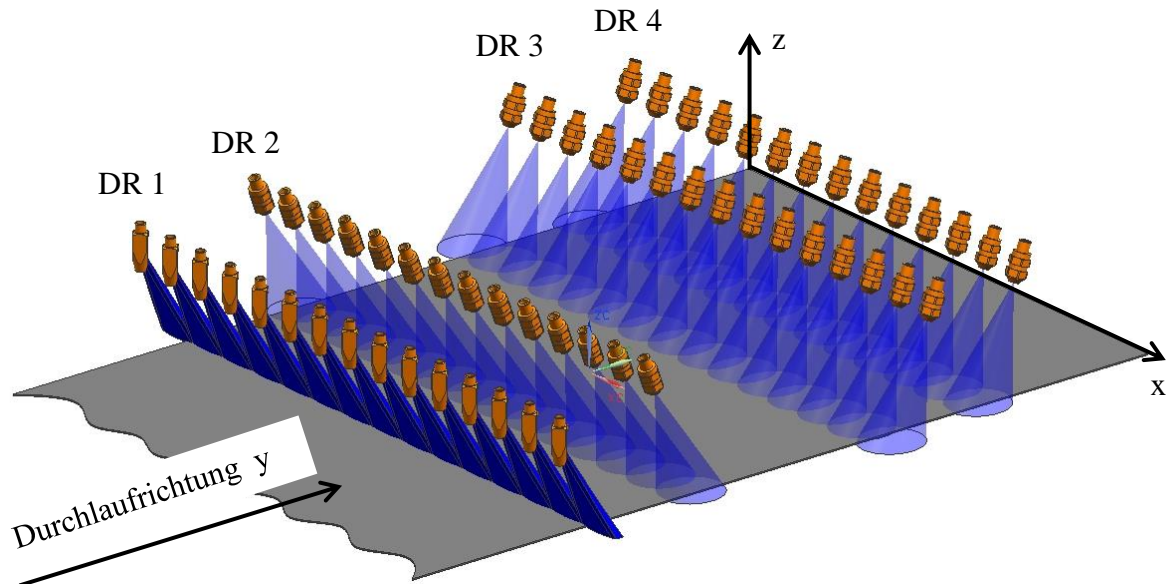


Abbildung 3.4: Düsenfeld Spritzwasserkühlung

Die über das Düsenfeld gemittelte Wasserbeaufschlagungsdichte \dot{M}_m ist nach Gleichung 3-8 zu berechnen.

$$\dot{M}_m = \frac{\dot{m}_{df}}{A_{df}} \quad (3-8)$$

\dot{m}_{df} Massenstrom Düsenfeld

A_{df} Fläche Düsenfeld

Der Massenstrom ist für das Düsenfeld aus der Summe der Einzelmassenströme der Düsen \dot{m}_d zu berechnen. Im Bereich von 1 bis 10 bar ist der Düsenvordruck variierbar. Die gemittelte Wasserbeaufschlagungsdichte \dot{M}_m ist in Abhängigkeit des Düsenvordrucks von 31,4 bis 100 % im Verhältnis von 1:3,2 variierbar.

3.2 Experimentelle Ermittlung der Datenbasis

Nach Kapitel 2.3.9 ist der Einfluss der Oberflächentemperatur T_w , der Wasserbeaufschlagungsdichte \dot{M} , der Geometrie (Blechdicke) d und der Einfluss der Starttemperatur T_{st} relevant. Im ersten Schritt wird die Wasserbeaufschlagungsdichte variiert. Diese ist im Düsenfeld Schwankungen unterworfen. Die über das Düsenfeld gemittelte Wasserbeaufschlagungsdichte \dot{M}_m wird zur Korrelation angewendet. Die Probengeschwindigkeit w_p beträgt 0,36 m/s (25,5 m/min) und ist während des Kühlvorgangs konstant. In Tabelle 3.1 ist die in Abhängigkeit des Düsenvordrucks eingestellte Wasserbeaufschlagungsdichte aufgelistet. Abbildung 3.5 zeigt die mit steigender Wasserbeaufschlagungsdichte durchgeführten Abkühlversuche.

Düsenvordruck in bar	Wasserbeaufschlagungsdichte in %	Versuch Nr.
1	31,4	V001
2	44,5	V002
3	54,6	V003
4	63,3	V004
5	70,7	V005
6	77,3	V006
7	83,4	V007
8	89,5	V008
9	94,8	V009
10	100	V010

Tabelle 3.1: Versuchsparameter

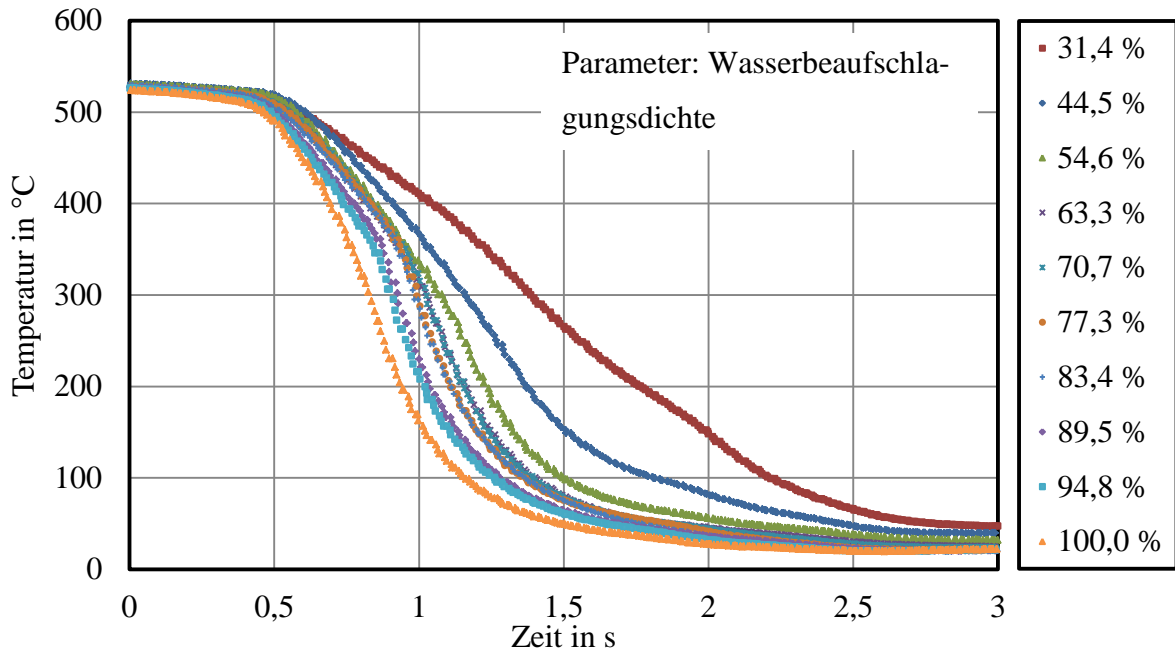


Abbildung 3.5: Abkühlkurven Spritzwasserkühlung

Die Bleche verlassen den Versuchsofen mit einer Temperatur von 535 °C. Die Blechdicke beträgt 2,5 mm. Die Abkühlzeit verringert sich mit steigender Wasserbeaufschlagungsdichte. Die charakteristischen Punkte werden anhand der aus dem Temperatur-Zeit-Verlauf berechneten Siedelinie bestimmt. Dazu wird Gleichung 3-4 in Zeitschritten von 0,2 s angewendet. Abbildung 3.6 zeigt exemplarisch das Ergebnis für den mit einer Wasserbeaufschlagungsdichte von 54,6 % durchgeführten Versuch.

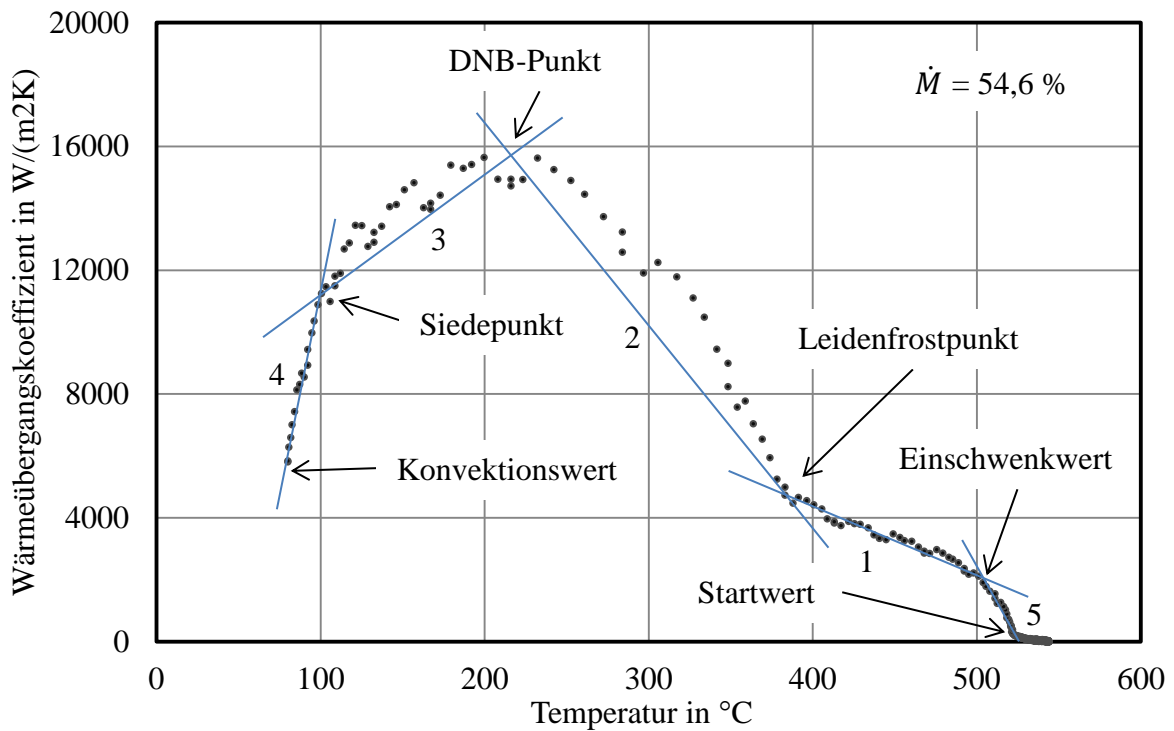


Abbildung 3.6: Experimentell ermittelte Siedelinie

Die aus dem Stand der Technik hervorgegangenen charakteristischen Größen der Siedelinie sind in Abbildung 3.6 eingetragen. Aus der Leidenfrosttemperatur T_{lf} , der DNB-Temperatur T_{DNB} und der Siedetemperatur T_{si} mit zugehörigen Wärmeübergangskoeffizienten sind die Geraden mit den Nummern 1, 2 und 3 definiert. Vollständig ist die Siedelinie jedoch nur mit den zusätzlichen Geraden 4 und 5 abzubilden. Die in Tabelle 3.2 aufgeführten Punkte sind zu ergänzen. Die Bezeichnung der Punkte ist frei gewählt.

Bezeichnung	Abkürzung
Startwert	SW
Einschwenkwert	EW
Konvektionswert	KW

Tabelle 3.2: Zusätzliche Parameter der Siedelinie

Der Startwert beschreibt den Wert, zu dem die Flüssigkeitskühlung einsetzt. Der für Temperaturen oberhalb des Startwerts gemessene Wärmeübergangskoeffizient ist dem eingangsseitig angeordneten Luft-Sperrstrahl (Luftmesser) und dem Bereich freier Konvektion zwischen Ofen und Wasserkühlung zuzuordnen. Dieser Bereich wird in der Prozessmodellierung nicht weiter betrachtet. Der Einschwenkwert ist als Schnittpunkt zur Geraden der stabilen Filmverdampfung (Gerade 1) definiert. Es hat sich gezeigt, dass die dem Einschwenkwert zugeordnete Temperatur sinnvoll als Differenz zur Starttemperatur anzugeben ist. Mit dem Konvektionswert ist ein Punkt im Wärmeübergangsmechanismus der Konvektion auszuwählen. Der Startwert und der Konvektionswert sind aus dem Stand der Technik abzuleiten. Der Einschwenkwert ist in der Literatur nicht beschrieben, zur vollständigen Beschreibung der Siedelinie jedoch notwendig. Dies ist ebenfalls in Abbildung 3.6 gezeigt. Hinsichtlich der physikalischen Entstehung des charakteristischen Punkts und dessen Beeinflussbarkeit besteht zukünftig Untersuchungsbedarf. Das Ziel der Prozessmodellierung ist es die Siedelinie durch die Lage der charakteristischen Punkte vorherzusagen. Aus der Siedelinie ist anschließend der Temperatur-Zeit-Verlauf zu berechnen. Im ersten Schritt wird der Einfluss der Wasserbeaufschlagungsdichte auf die Lage der charakteristischen Punkte untersucht. Die Abkühlversuche werden unter Variation der Wasserbeaufschlagungsdichte durchgeführt. Die aus dem Zeit-Temperatur-Verlauf berechneten Siedelinien fasst Abbildung 3.7 zusammen. Der Bereich zwischen den experimentell ermittelten Wärmeübergangskoeffizient-Temperatur-Kurven (Siedelinien) ist linear interpoliert.

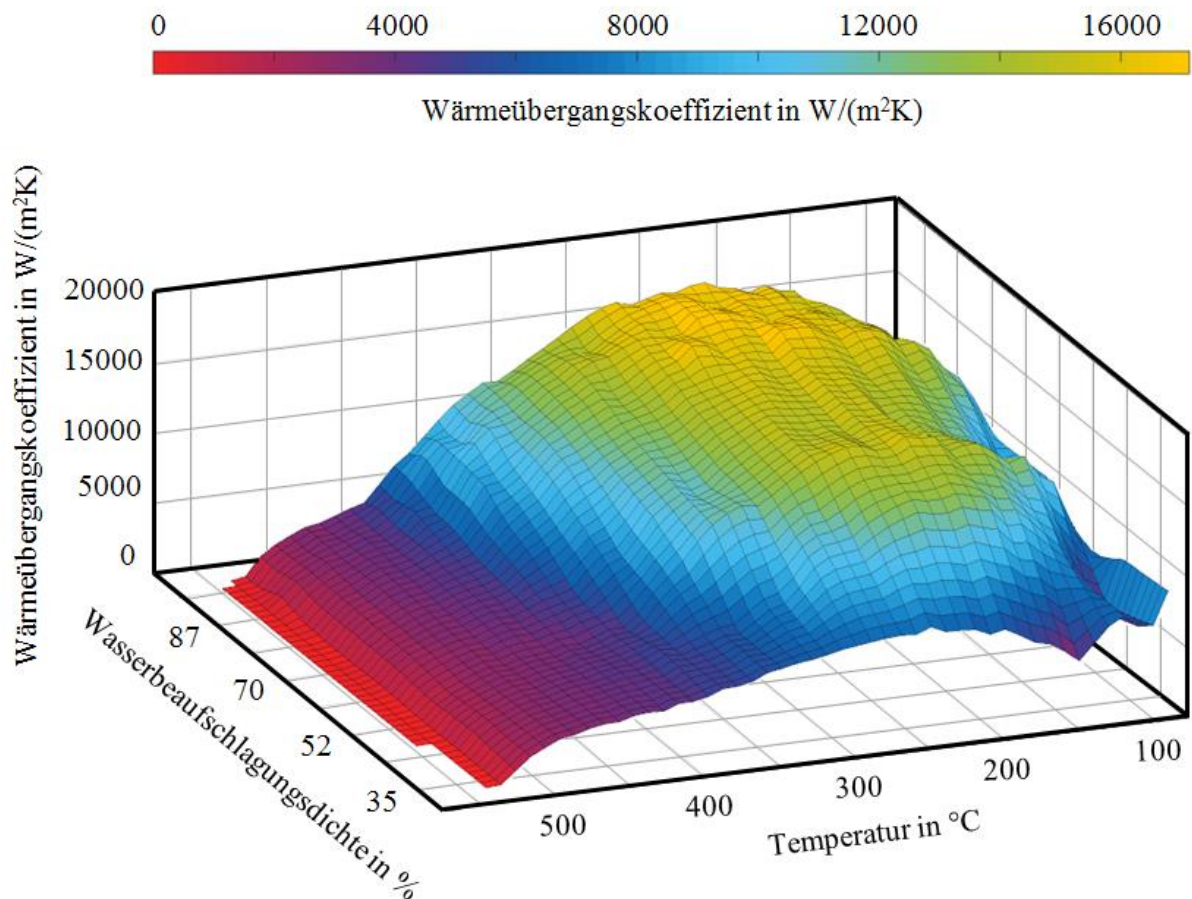


Abbildung 3.7: Korrelation von Wärmeübergangskoeffizient, Wasserbeaufschlagungsdichte und Temperatur

Die charakteristischen Temperaturen sind, wie exemplarisch in Abbildung 3.6 gezeigt, ermittelt worden und in Abbildung 3.8 über der Wasserbeaufschlagungsdichte aufgetragen.

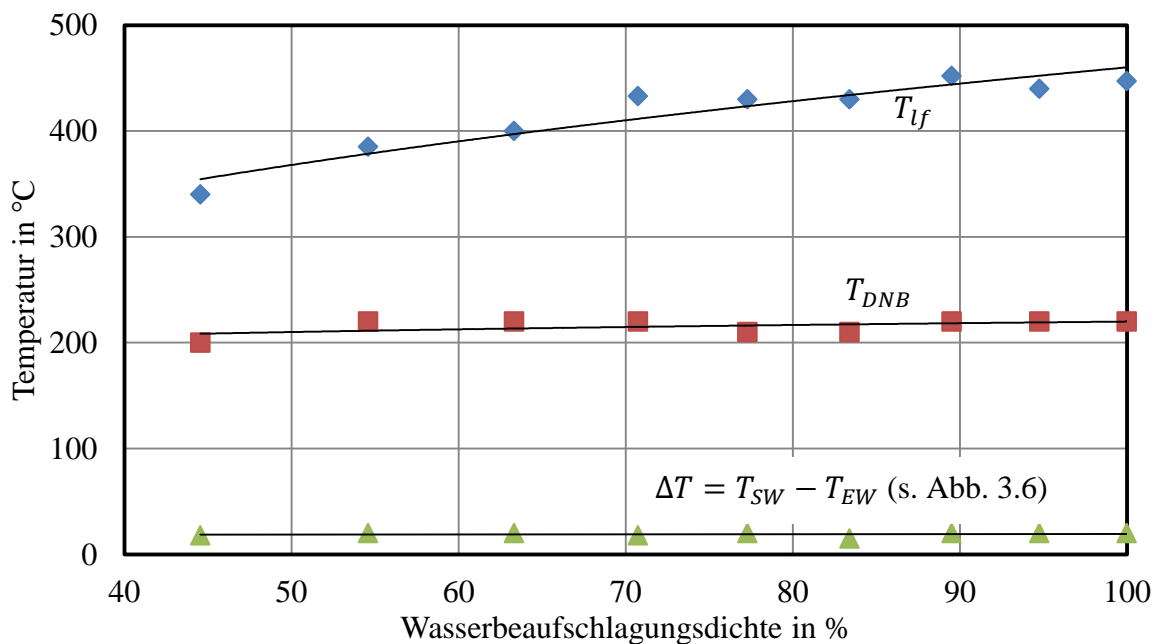


Abbildung 3.8: Charakteristische Temperaturen in Abhängigkeit von der Wasserbeaufschlagungsdichte

Die Steigung der Ausgleichskurven für die Leidenfrosttemperatur und für die DNB-Temperatur nimmt mit steigender Wasserbeaufschlagungsdichte ab. Die Temperatur des Einschwenkwertes ist nahezu konstant. Es sind die folgenden Zusammenhänge ermittelt:

$$T_{lf} = 104,15 \dot{M}^{0,32} [T_{lf} \text{ in } ^\circ\text{C}; \dot{M} \text{ in } \%] \quad (3-9)$$

$$T_{DNB} = 162,03 \dot{M}^{0,06} [T_{DNB} \text{ in } ^\circ\text{C}; \dot{M} \text{ in } \%] \quad (3-10)$$

$$T_{EW} = 0,011 \dot{M} + 18,2 [T_{EW} \text{ in } ^\circ\text{C}; \dot{M} \text{ in } \%] \quad (3-11)$$

Die Lage der charakteristischen Punkte ist mit den zuvor bestimmten charakteristischen Temperaturen und den zugehörigen Wärmeübergangskoeffizienten zu definieren. Abbildung 3.9 zeigt die Korrelation der charakteristischen Wärmeübergangskoeffizienten zur Wasserbeaufschlagungsdichte. Der Wärmeübergangskoeffizient im Punkt DNB steigt mit zunehmender Wasserbeaufschlagungsdichte an. Der Wärmeübergangskoeffizient im Leidenfrostpunkt zeigt eine abnehmende Tendenz. Der Startwert ist mit $2000 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ konstant.

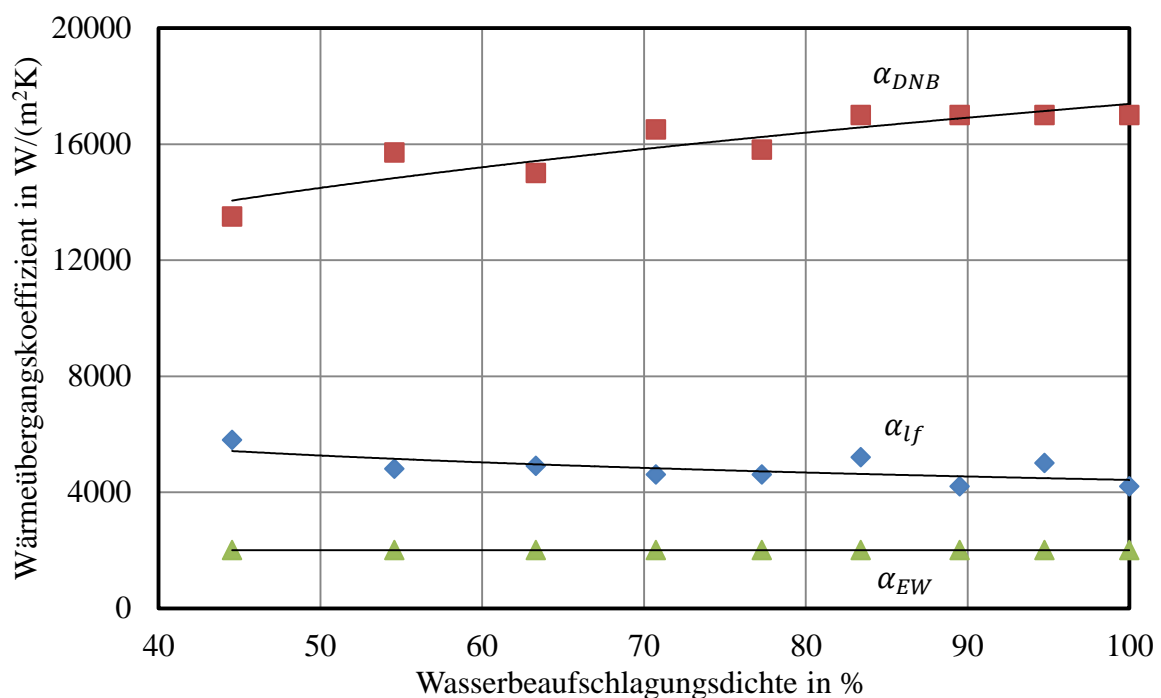


Abbildung 3.9: Charakteristische Wärmeübergangskoeffizienten über der Wasserbeaufschlagungsdichte

Es sind die folgenden Zusammenhänge ermittelt worden:

$$\alpha_{lf} = 14059 \dot{M}^{-0,25} [\alpha_{lf} \text{ in } \text{W}/(\text{m}^2\text{K}); \dot{M} \text{ in } \%] \quad (3-12)$$

$$\alpha_{DNB} = 5185 \dot{M}^{0,26} [\alpha_{DNB} \text{ in } W/(m^2K); \dot{M} \text{ in } \%] \quad (3-13)$$

$$\alpha_{sw} = 2000 [\alpha_{sw} \text{ in } W/(m^2K)] \quad (3-14)$$

Die zuvor untersuchten Korrelationen sind mit den gewählten Ausgleichskurven zu beschreiben. Die bei der Siedetemperatur (100 °C) und im Bereich der Konvektion (80 °C gewählt) ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten zeigen keine eindeutige Korrelation zur Wasserbeaufschlagungsdichte. Abbildung 3.10 stellt die Problematik am Beispiel des Wärmeübergangskoeffizienten im Bereich der Konvektion dar.

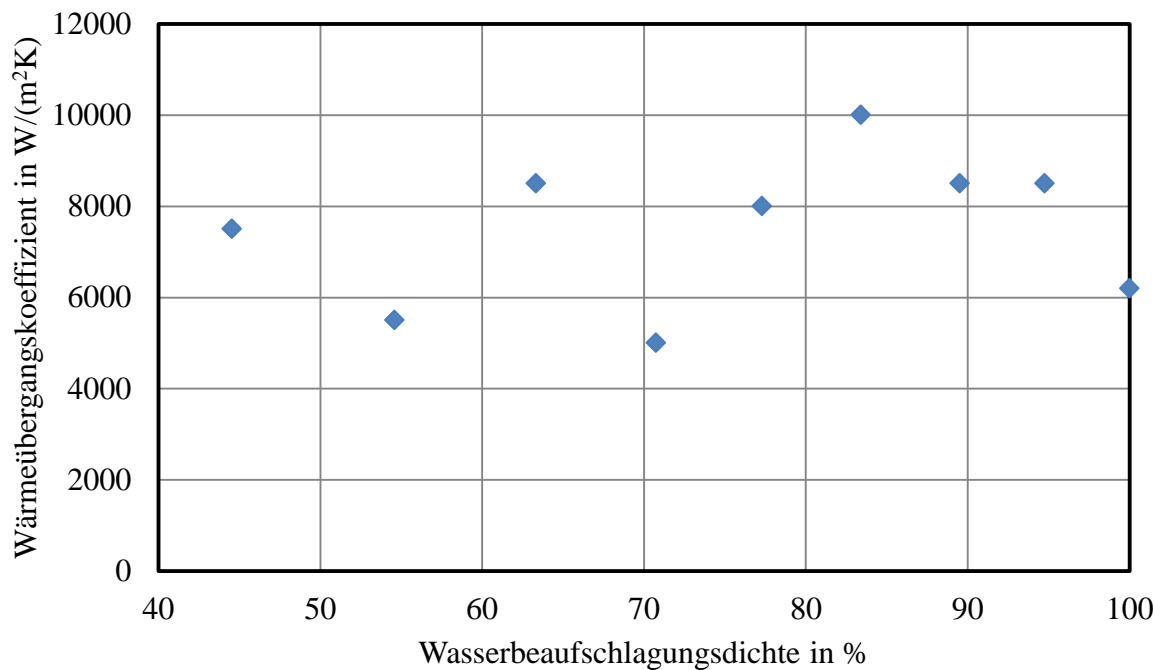


Abbildung 3.10: Charakteristische Wärmeübergangskoeffizienten über der Wasserbeaufschlagungsdichte im Bereich der Konvektion bei $T = 80 \text{ °C}$ ermittelt

Die Ursache ist in der Dynamik der Siedelinie zu vermuten. Der Startwert, der Einschwenkwert, der Leidenfrostpunkt und der DNB-Punkt sind in Koordinaten mit geringer beziehungsweise keiner Steigung der Siedelinie definiert. Der Siedepunkt und der Konvektionswert sind in dem stark abfallenden Bereich der Siedelinie angeordnet. Das Bestimmen der Punkte ist mit der beschriebenen Vorgehensweise nicht möglich. Würden diese charakteristischen Punkte vollständig vernachlässigt, so endet die Gültigkeit des Prozessmodells im DNB-Punkt. Zur Vermeidung dieser Einschränkung sind die Mittelwerte der ermittelten Punkte im Prozessmodell angenommen. Die empirisch ermittelten Gleichungen 3-9 bis 3-14 sowie die Mittelwerte des Siedepunkts und des Konvektionswerts bilden die experimentelle Grundlagen des Prozessmodells.

3.3 Prozessmodellierung

Den Eingabewert in das Prozessmodell stellt der Düsenvordruck als Anlagenparameter dar. Mit dem Düsenvordruck ist die mittlere Wasserbeaufschlagungsdichte des Düsenfelds bestimmt. In Abhängigkeit der Wasserbeaufschlagungsdichte sind die empirisch ermittelten Gleichungen anzuwenden und die Lage der charakteristischen Größen zu bestimmen. Die so berechneten Eckpunkte der Siedelinie sind durch Geraden verbunden. Abbildung 3.11 zeigt exemplarisch die für den Düsenvordruck von 5 bar berechnete Siedelinie. Mit dem gewählten Düsenvordruck ist die mittlere Wasserbeaufschlagungsdichte von 70,7 % eingestellt.

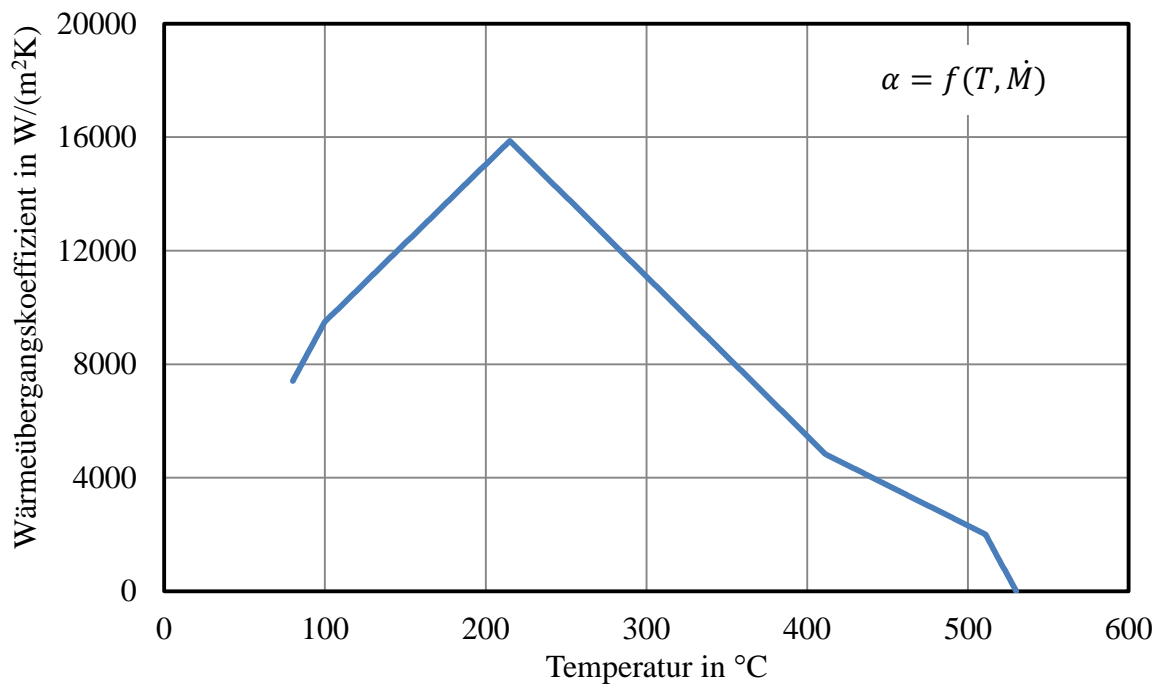


Abbildung 3.11: Modellierte Siedelinie
Parameter: $p_d = 5 \text{ bar}$, $\dot{M} = 70,7 \%$

Aus der Siedelinie ist die Abkühlkurve durch das Umstellen von Gleichung 3-7 nach der Temperatur T_{p2} zu berechnen. Gleichung 3-15 ist das Ergebnis. Die Berechnung ist in Zeitschritten von 0,2 Sekunden durchgeführt. Der temperaturabhängige Wärmeübergangskoeffizient ist der modellierten Siedelinie entnommen.

$$T_{p2} = (T_{p1} - T_f) e^{-\frac{\alpha(T) n (t_2 - t_1)}{d_p \sigma_p c_p}} + T_f \quad (3-15)$$

Der aus dem zuvor beschriebenen Vorgehen berechnete Zeit-Temperatur-Verlauf ist in Abbildung 3.12 als blaue Linie aufgetragen. Die Aussagekraft der Prozessmodellierung ist am Vergleich mit dem bei gleicher Wasserbeaufschlagungsdichte gemessenen Temperaturverlauf bewertet. Die gemessene Abkühlkurve ist rot dargestellt. Aufgrund der Linearisierung zwischen den charakteristischen Größen ist eine Abweichung zwischen dem modellierten und

dem berechneten Wärmeübergangskoeffizienten unvermeidbar. Diese Abweichung ist in Abbildung 3.12 als Temperaturdifferenz zwischen den Kurvenverläufen wiederzufinden. Die gemessene und die modellierte Abkühlkurve erreichen den Endwert der Modellierung (80 °C) mit einer zeitlichen Differenz von 0,03 s.

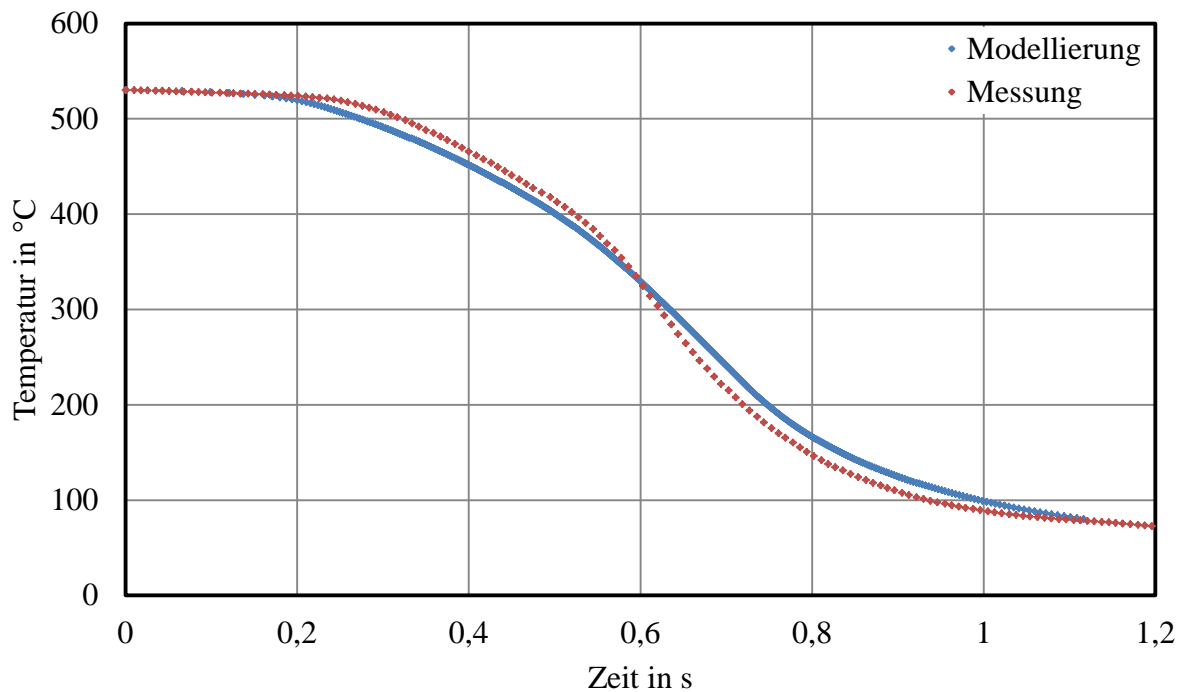


Abbildung 3.12: Vergleich des gemessenen und des modellierten Temperaturverlaufs
 Modellparameter und Versuchsparameter: $p_d = 5 \text{ bar}$, $\dot{M} = 70,7 \%$

Aus der geringen Abweichung ist zu erkennen, dass der während des gesamten Kühlzeitraums abgeführte Wärmestrom \dot{Q} durch das beschriebene Modell in guter Näherung vorherzusagen ist. Zum Zeitpunkt $t = 0,35 \text{ s}$ ist mit $\Delta T = 20 \text{ K}$ die maximale Temperaturabweichung vorhanden. Nachfolgend wird untersucht, ob die aus dem Stand der Technik hervorgegangenen Einflussparameter Banddicke und Starttemperatur die Siedelinie beeinflussen und im Prozessmodell zu berücksichtigen sind.

3.4 Einfluss der Banddicke

Die Experimente zur Bestimmung der charakteristischen Größen der Siedelinie anhand von Nickelkugeln verschiedener Durchmesser und die Untersuchung verschiedener Blechdicken aus dem Stand der Technik (Kapitel 2.3.7) implizieren die Annahme des Geometrieinflusses. Der Einfluss der Blechdicke ist durch die Variation der Blechdicke zu überprüfen. Die Versuche zur Datenbasis des Prozessmodells sind mit der Blechdicke von 2,5 mm durchgeführt. An Blechdicken von 3,5 mm erfolgt die Vergleichsmessung. Abbildung 3.13 zeigt die ermittelten charakteristischen Temperaturen. Die Leidenfrosttemperatur, die DNB-Temperatur und die Temperatur des Einschwenkwerts sind von der Blechdicke beeinflusst. Der Verlauf der linear

gewählten Ausgleichskurven zeigt, dass die Leidenfrosttemperatur und die DNB-Temperatur für die größere Blechdicke geringer ausfallen. Die Einschwenktemperatur steigt mit der Blechdicke an. Für die Temperatur des Einschwenkwerts und für die DNB-Temperatur sinkt die Differenz zwischen den Ausgleichsgeraden mit steigender Wasserbeaufschlagungsdichte.

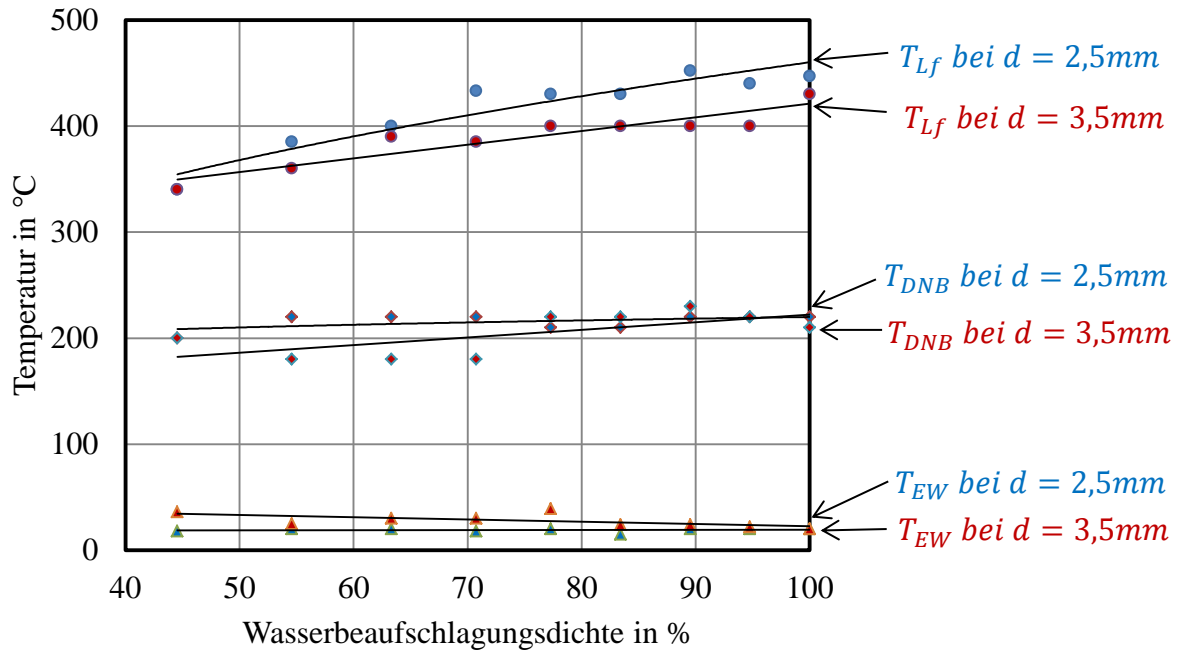


Abbildung 3.13: Einfluss der Blechdicke auf die charakteristischen Temperaturen

Die Differenz der Leidenfrosttemperatur nimmt mit steigender Wasserbeaufschlagungsdichte zu. Abbildung 3.14 visualisiert den Einfluss der Blechdicke auf den Wärmeübergangskoeffizienten in den charakteristischen Punkten.

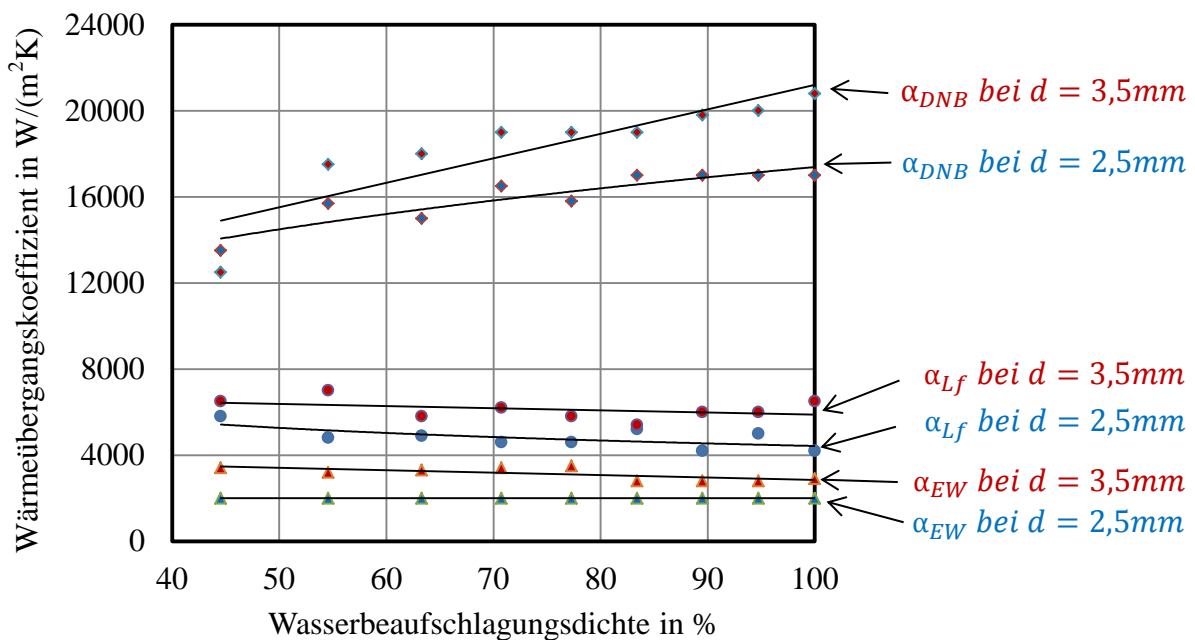


Abbildung 3.14: Einfluss der Blechdicke auf den Wärmeübergangskoeffizienten bei den charakteristischen Temperaturen

Die Wärmeübergangskoeffizienten in den Punkten Leidenfrost, DNB und im Punkt des Einschwenkwertes steigen mit der Blechdicke an. Hervorzuheben ist der Anstieg des maximalen Wärmeübergangskoeffizienten, welcher im Punkt DNB zu finden ist. Mit $20.800 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ ist dieser bei der maximalen Wasserbeaufschlagungsdichte ca. $3.800 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ höher als der für die Blechdicke $d = 2,5 \text{ mm}$ bestimmte Wärmeübergangskoeffizient. Der Einfluss der Blechdicke auf die Siedelinie ist bestätigt und in der Prozessmodellierung zu berücksichtigen.

3.5 Einfluss der Starttemperatur

Der Einfluss der Starttemperatur T_{st} wird mit der konstant eingestellten Wasserbeaufschlagungsdichte von $54,6 \%$ untersucht. Die Blechdicke ist mit $2,5 \text{ mm}$ ebenfalls konstant. Die Starttemperatur wird in Schritten von 20 K im Bereich von 400 bis 560 °C variiert. Analog zu dem bereits beschriebenen Vorgehen werden die charakteristischen Größen aus den Abkühlverläufen ermittelt. Abbildung 3.15 zeigt die Korrelation der charakteristischen Temperaturen mit der Starttemperatur.

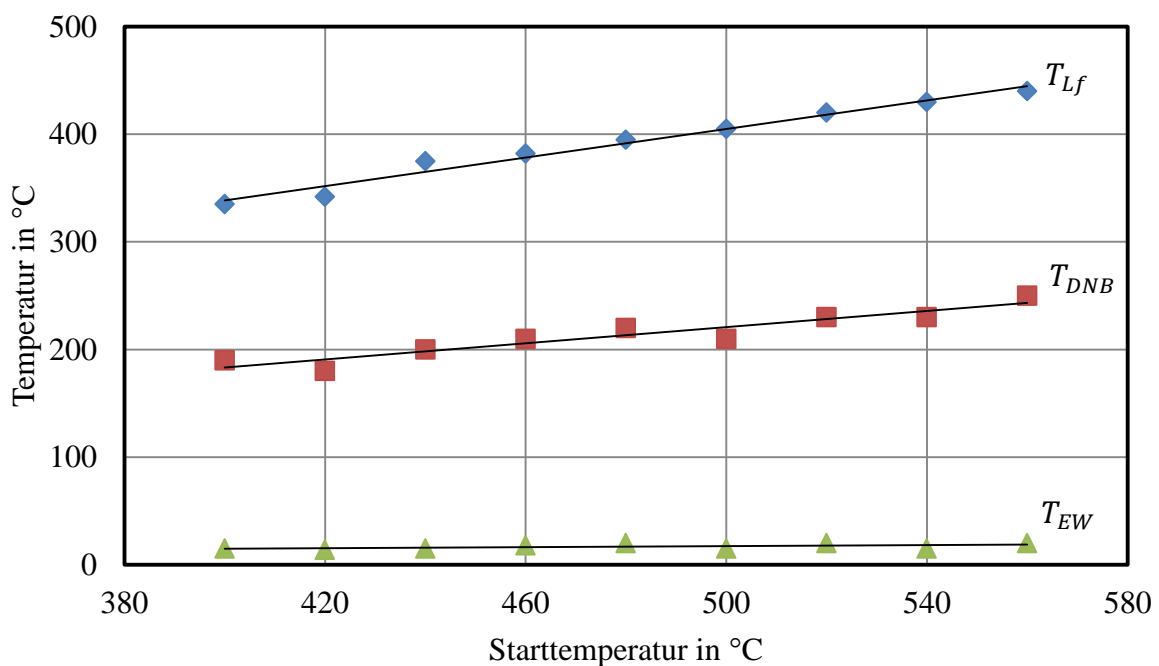


Abbildung 3.15: Einfluss der Starttemperatur auf die charakteristischen Temperaturen
Parameter: $\dot{M} = 54,6 \%$, $d = 2,5 \text{ mm}$

Die Temperatur des Einschwenkwertes, die DNB-Temperatur und die Leidenfrosttemperatur nehmen mit steigender Starttemperatur zu. Es folgen die Gleichungen der ermittelten Ausgleichsgeraden.

$$T_{EW} = 0,025 T_{st} + 4,9 [T_{EW} \text{ in } ^\circ\text{C}; T_{st} \text{ in } ^\circ\text{C}] \quad (3-16)$$

$$T_{DNB} = 0,375 T_{st} + 33,4 [T_{DNB} \text{ in } ^\circ\text{C}; T_{st} \text{ in } ^\circ\text{C}] \quad (3-17)$$

$$T_{lf} = 0,66 T_{st} + 72,8 [T_{lf} \text{ in } ^\circ\text{C}; T_{st} \text{ in } ^\circ\text{C}] \quad (3-18)$$

Abbildung 3.16 stellt die Wärmeübergangskoeffizienten für die charakteristischen Größen in Abhängigkeit der Starttemperatur dar.

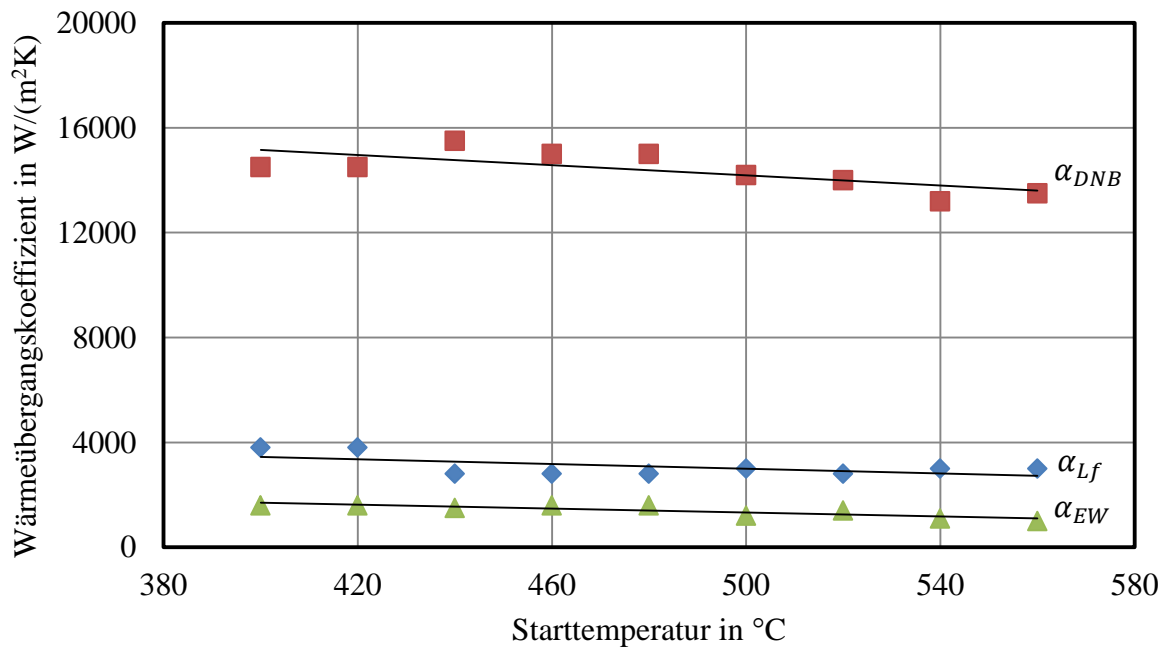


Abbildung 3.16: Einfluss der Starttemperatur auf charakteristische Wärmeübergangskoeffizienten; Parameter: $\dot{M} = 54,6 \%$, $d = 2,5 \text{ mm}$

Mit zunehmender Starttemperatur nehmen die Wärmeübergangskoeffizienten der charakteristischen Punkte ab. Es sind folgende Gleichungen ermittelt:

$$\alpha_{lf} = -4,5 T_{st} + 5250 [\alpha_{lf} \text{ in } W/(m^2K); T_{st} \text{ in } ^\circ\text{C}] \quad (3-19)$$

$$\alpha_{DNB} = -9,75 T_{st} + 19060 [\alpha_{DNB} \text{ in } W/(m^2K); T_{st} \text{ in } ^\circ\text{C}] \quad (3-20)$$

$$\alpha_{sw} = -3,75 T_{st} + 3200 [\alpha_{sw} \text{ in } W/(m^2K); T_{st} \text{ in } ^\circ\text{C}] \quad (3-21)$$

Mit den für die charakteristischen Temperaturen und für die charakteristischen Wärmeübergangskoeffizienten ermittelten Korrelationen zur Starttemperatur ist auch für die Kühlung von Aluminiumband mittels Spritzwasserdüsen gezeigt, dass dieser Einfluss im Rahmen der Modellierung der Siedelinie zu berücksichtigen ist. Der Bereich der Lösungsglühtemperaturen, und damit der Temperaturen, mit denen das Aluminiumband den Ofen verlässt, liegt im Be-

reich von 470 bis 560 °C [22]. Im Anwendungsfall ist die Lösungsglühtemperatur T_{lsg} abzüglich der zwischen dem Ofen und der Flüssigkeitskühlung vorhandenen Temperaturabnahme durch Vorkühlung T_{vk} als Starttemperatur zu betrachten:

$$T_{st} = T_{lsg} - T_{vk} \quad (3-22)$$

Die Vorkühlung ist aufgrund der zwischen dem Ofen und der Spritzwasserkühlung angeordneten Luft-Sperrstrahlen unvermeidbar.

3.6 Diskussion

Dem Stand der Technik folgend liegt der während der Abkühlung metallurgisch relevante Temperaturbereich zwischen 400 und 290 °C. Alle für die Spritzwasserkühlung ermittelten Leidenfrosttemperaturen besitzen Werte oberhalb von 290 °C. Der Einfluss des Leidenfrostpunkts auf den Wärmeübergangskoeffizienten ist damit zur Vorhersage des Temperaturgradienten in dem relevanten Temperaturbereich zu berücksichtigen. Für den sicheren Wärmebehandlungsprozess ist darüber hinaus die Materialtemperatur zum Zeitpunkt des Verlassens der Abkühlleinrichtung relevant. Liegt diese zu hoch, so besteht das Risiko, dass anschließende Anlagenkomponenten aufgrund des Wärmeeintrags durch das Band beschädigt werden. Auch ist es vorstellbar den Alterungsprozess direkt an den Abkühlvorgang anzuschließen. Dieser Prozessablauf erfordert das Abkühlen auf einen spezifischen Temperaturwert. Der Alterungs-ofen entfällt und signifikante, für das Wiederaufheizen des Bandes benötigte thermische Energie, ist einzusparen. Zur Umsetzung ist die Prozessmodellierung über den gesamten Temperaturbereich, und damit das Wissen um den Verlauf der gesamten Siedelinie, erforderlich. Die Weiterentwicklung der Siedelinie und deren Anwendung im Prozessmodell hat die Möglichkeiten dazu geschaffen. Der Einschwenkwert ist als zusätzlicher charakteristischer Punkt der Siedelinie eingeführt. Hervorzuheben ist die Erkenntnis, dass die über das Düsenfeld gemittelte Wasserbeaufschlagungsdichte als Korrelationsgröße anwendbar ist. Die maximale Temperaturdifferenz zwischen der gemessenen Siedelinie und der modellierten Siedelinie beträgt 20 K. Aus der Literatur ist kein Vergleichswert bekannt, wodurch die Genauigkeit der Vorgehensweise nicht objektiv zu bewerten ist. Das verwendete Düsenfeld besteht, wie in Kapitel 3.1.3 „Düsenfeld Spritzwasserkühlung“ beschrieben, aus verschiedenartigen Düsen. Es sind örtliche Unterschiede in der Wasserbeaufschlagungsdichte vorhanden. Aus dem Stand der Technik ist eine Modellvorstellung abzuleiten, mit deren Umsetzung die Präzision des Prozessmodells weiter zu steigern ist. Diese ist nachfolgend formuliert. Exemplarisch ist in Abbildung 3.17 das statische Wasserbeaufschlagungsprofil eines Düsenfelds mit drei Düsenreihen gezeigt.

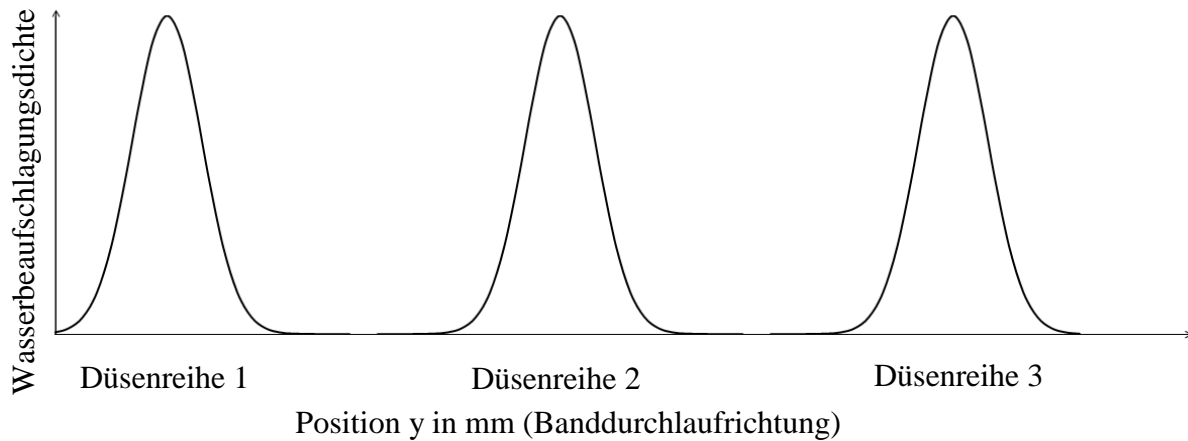


Abbildung 3.17: Exemplarisches Wasserbeaufschlagungsprofil im Düsenfeld

Die Wasserbeaufschlagungsdichte ist in Banddurchlaufrichtung inhomogen [6]. In Kapitel 2.3 „Einflussparameter auf die Siedelinie“ sind die anwendungsrelevanten Einflüsse auf die Siedelinie in Gleichung 2-7 zusammengefasst. Ist die Wasserbeaufschlagungsdichte in Abhängigkeit des Orts einer Schwankung unterworfen, so ist auch die Siedelinie unterschiedlich ausgeprägt. Die Auswirkung der Einflussparameter auf die Siedelinie sind somit ortsspezifisch zu ermitteln. Für die Prozessmodellierung muss der Wärmeübergangskoeffizient anschließend sowohl temperaturabhängig als auch ortsabhängig vorherzusagen sein. Die Bestätigung dieses Ansatzes ist mit dem verwendeten Versuchsaufbau nicht umzusetzen und somit als zukünftiges Untersuchungspotential zu verstehen. Die in der vorliegenden Arbeit erzielte Differenz zwischen gemessenem und berechnetem Temperaturverlauf dient als Referenz zur Bewertung der Genauigkeit des Verfahrens.

4 Wechselwirkungen im Düsenfeld der Spritzwasserkühlung

Das Vorgehen zur Untersuchung der gegenseitigen Beeinflussung im Düsenfeld angeordneter Einzeldüsen ist ausgerichtet an der These, nach der in Bandquerrichtung abströmendes Wasser den Sprühstrahl der Düse von der Bandoberfläche isoliert und damit Temperaturdifferenzen im Kühlgut hervorruft. Untersucht wird der Effekt anhand der örtlichen Impulsstromverteilung im Düsenfeld. Der Einfluss des Impulsstroms auf den Wärmeübergangskoeffizienten ist bislang nur anhand berechneter Impulsströme durchgeführt worden. Aus diesem Grund wird im ersten Schritt die Korrelation des Düsenvordrucks zum gemessenen Impulsstrom betrachtet. Anschließend erfolgt die experimentelle Korrelation des gemessenen Impulsstroms zum Wärmeübergangskoeffizienten anhand der Einzeldüse. Im Anschluss folgt die Untersuchung im Düsenfeld. Hier werden die Temperatur-Zeit-Verläufe in Bandquerrichtung untersucht. Im letzten Schritt wird überprüft, ob die im Düsenfeld gemessene Impulsstromverteilung mit der Abweichung des Wärmeübergangskoeffizienten zu korrelieren ist. Die Modellvorstellung geht von der Annahme aus, dass die Temperaturdifferenz in Bandquerrichtung durch seitlich abfließendes Wasser hervorgerufen wird. Der Ansatz dazu ist die in Abbildung 4.1 dargestellte Querströmung zwischen Gutoberfläche und Sprühstrahl. Das durch die Spritzwasserdüsen aufgebrauchte Wasser fließt in Querrichtung (x-Richtung) über die Bandränder ab.

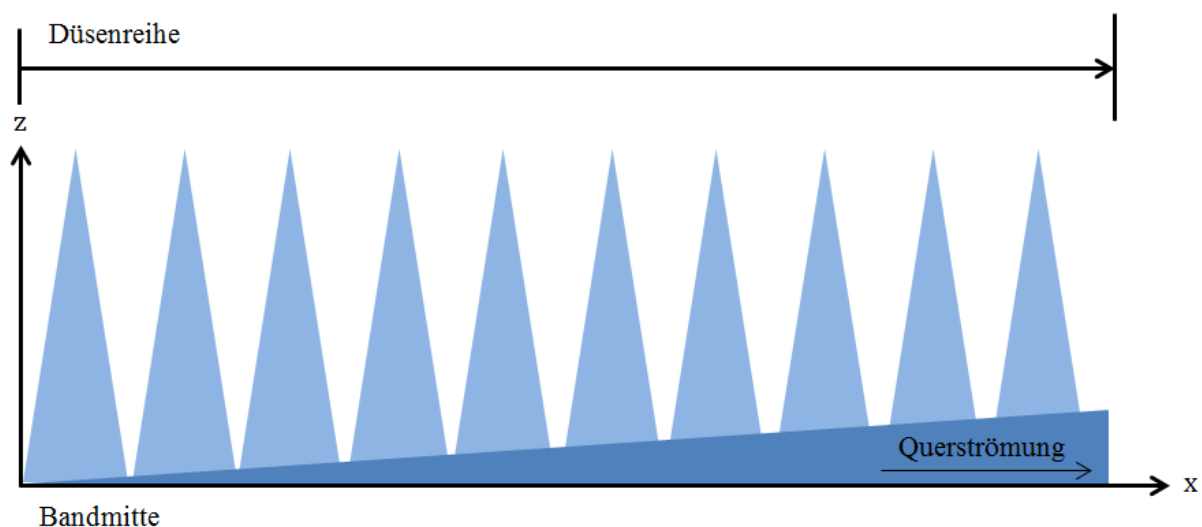


Abbildung 4.1: Prinzipskizze der Querströmung

Die Wasserbeaufschlagungsdichte geht aus dem Stand der Technik anhand untersuchter Einzeldüsen als Korrelationsgröße zum Wärmeübergang hervor. Düsenfelder der Spritzwasserkühlung im Industriemaßstab sind bislang nicht betrachtet. Die Untersuchung der Wasserbeaufschlagungsdichte im Düsenfeld anhand eines Patternatorfelds ist als nicht zielführend einzuordnen. Die von den Sprühstrahlen aufgebrauchten Volumenströme werden unmittelbar in der Messebene in den Patternator abgeführt. Der Effekt des abfließenden Wassers ist mit diesem Vorgehen nicht zu berücksichtigen. Die Anwendung eines einzelnen Patternators zur

Untersuchung der Wasserbeaufschlagungsdichte an einer spezifischen Koordinate im Düsenfeld ist denkbar. Das Patternatorrohr ist in diesem Fall hauptsächlich aus der Querströmung gespeist, was nicht der tatsächlichen, aus Querströmung und Sprühstrahl zusammengesetzten Wassermenge entspricht. Zudem ist der Versuchsaufwand kaum umsetzbar. Es ist die Notwendigkeit zur Untersuchung einer alternativen Korrelationsmöglichkeit zum Wärmeübergangskoeffizienten gegeben. Der Impulsstrom ist im Stand der Technik bereits in Ansätzen untersucht, siehe Kapitel 2.6 „Bedeutung des Impulsstroms“. Die experimentelle Anwendbarkeit erfolgt erstmal im Rahmen der nachfolgenden Kapitel.

4.1 Versuchsaufbau

Die möglichen Untersuchungsmethoden zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten sind in Kapitel 2.10 beschrieben. Ein Teilziel ist es, den bislang nur theoretisch betrachteten Zusammenhang von Impulsstrom und Wärmeübergangskoeffizient experimentell zu überprüfen. Zu diesem Zweck sind möglichst viele Einflussgrößen auszuschließen. Der in Kapitel 2.10.2 beschriebene thermisch instationäre Versuchsaufbau mit ruhender Probe erfüllt diese Anforderung.

4.1.1 Thermisch instationäre Wärmeübergangsmessung an der Einzeldüse

Der Aufbau ist an den im Kapitel 2.10.2 beschriebenen Stand der Technik angelehnt. Die Aluminiumprobe besitzt eine Oberfläche von $100 \times 100 \text{ mm}^2$ und eine Dicke von 2,5 mm. Anders als im Stand der Technik beschrieben, ist die Probe nicht in einem externen Ofen erwärmt, sondern in der finalen Versuchsposition konduktiv erwärmt. Vier parallel geschaltete Gleichstromquellen bestromen die Probe. Jede Stromquelle leistet einen Ausgangsstrom von 2000 Ampere bei einer maximalen Ausgangsspannung von 8 Volt. Damit stehen 64 kW Gesamtleistung für das Überwinden der Verluste und für das Beheizen der Probe zur Verfügung. Die Probentemperatur wird mit der bereits in Kapitel 3.1.1 beschriebenen Querlochmethode gemessen. Das Thermoelement des Typs K mit dem Außendurchmesser $d_{TC} = 1,0 \text{ mm}$ ist in der Probenmitte eingebracht und exakt unter der Sprühstrahlachse positioniert. Die besprühte Probe ist in Abbildung 4.2 gezeigt. Während der Erwärmung ist die Probe durch ein Abschirmblech von dem bereits eingeschalteten Sprühstrahl isoliert. LabView-Bausteine realisieren die Mess- und Regelungstechnik während der Erwärmung. Sobald die Starttemperatur erreicht ist, wird die Stromzufuhr abgeschaltet und das Abschirmblech entfernt. Der Temperatur-Zeit-Verlauf während des Abkühlvorgangs wird mit der bereits in Kapitel 3 verwendeten Siemens S7 SPS erfasst. Die Zeitdifferenz zwischen zwei Messwerten beträgt 0,008 bis 0,011 s. Der Wärmeübergangskoeffizienten und die Siedelinie wird analog zu dem im Kapitel 3.1.2 (Versuchsauswertung) beschriebenen Vorgehen berechnet. Untersucht wurde eine Vollkegeldüse mit einem Strahlwinkel von 30° . Der Abstand von der Düse zur Probe beträgt $a_{d-w} = 150 \text{ mm}$.

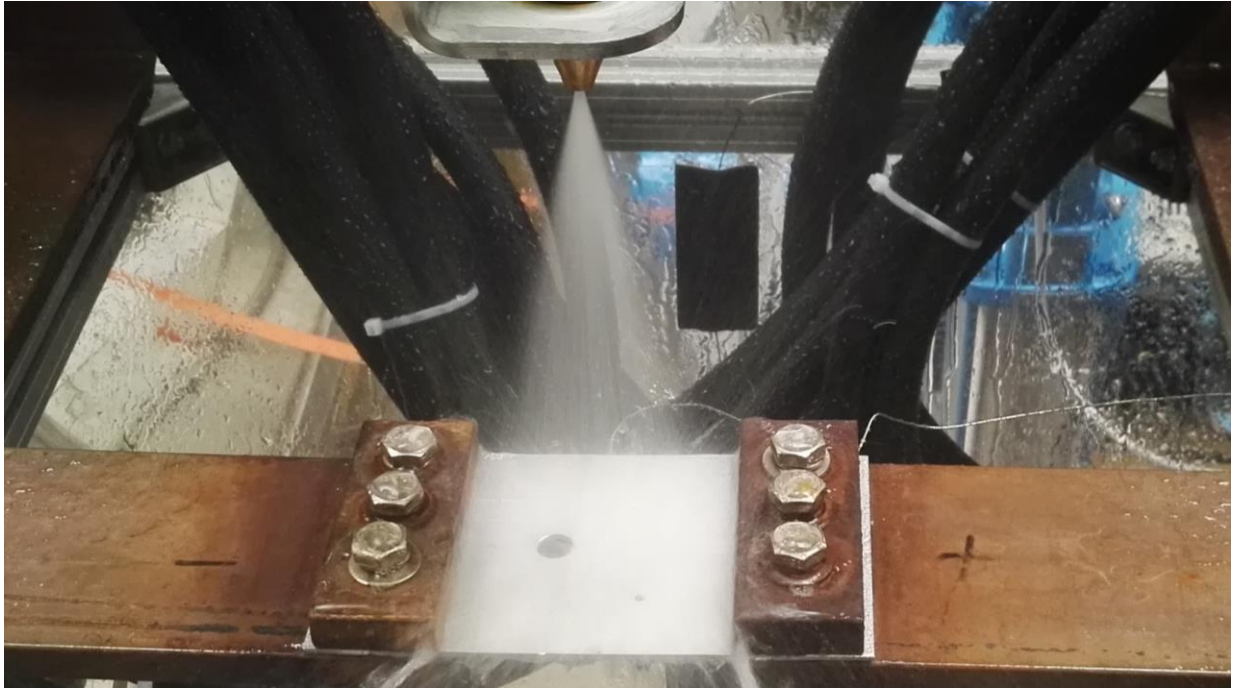


Abbildung 4.2: Besprühte Probe

Der Winkel der Strahlachse zur Probe ist auf 90° eingestellt. Der Volumenstrom der Düse wird mit dem Sensor Typ IFM SM8000 gemessen. Das Messverfahren arbeitet magnetisch-induktiv mit einer Toleranz von kleiner $\pm 1,3\%$. Abbildung 4.3 zeigt den Versuchsstand in der Übersicht.

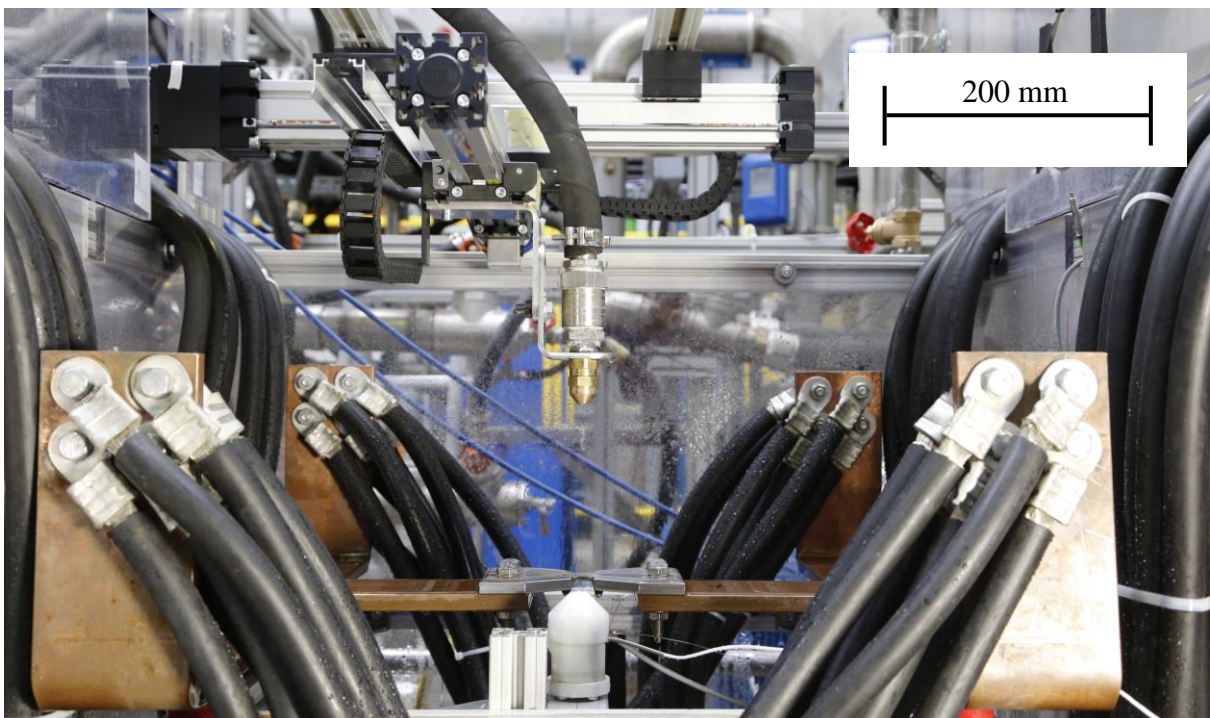


Abbildung 4.3: Versuchsstand zur Untersuchung von Einzeldüsen

4.1.2 Impulsstrommessung an der Einzeldüse

Für Einzeldüsen sind gemessene Impulsströme bekannt [39]. Zum verwendeten Versuchsaufbau sind jedoch nur oberflächliche Informationen zu finden. Der in den nachfolgenden Untersuchungen angewandte Versuchsaufbau zur Messung des Impulsstroms an der Einzeldüse ist an den der Firma Lechler GmbH angelehnt. Die vorliegende Arbeit entwickelt diesen zur Impulsstrommessung im Düsenfeld weiter. Die geometrische Anordnung der Düse entspricht dem Aufbau der zuvor beschriebenen Wärmeübergangsmessung. Daraus ergibt sich die Übertragbarkeit des Wärmeübergangskoeffizienten auf den Impulsstrom. Abbildung 4.4 zeigt das Prinzip des Messaufbaus.

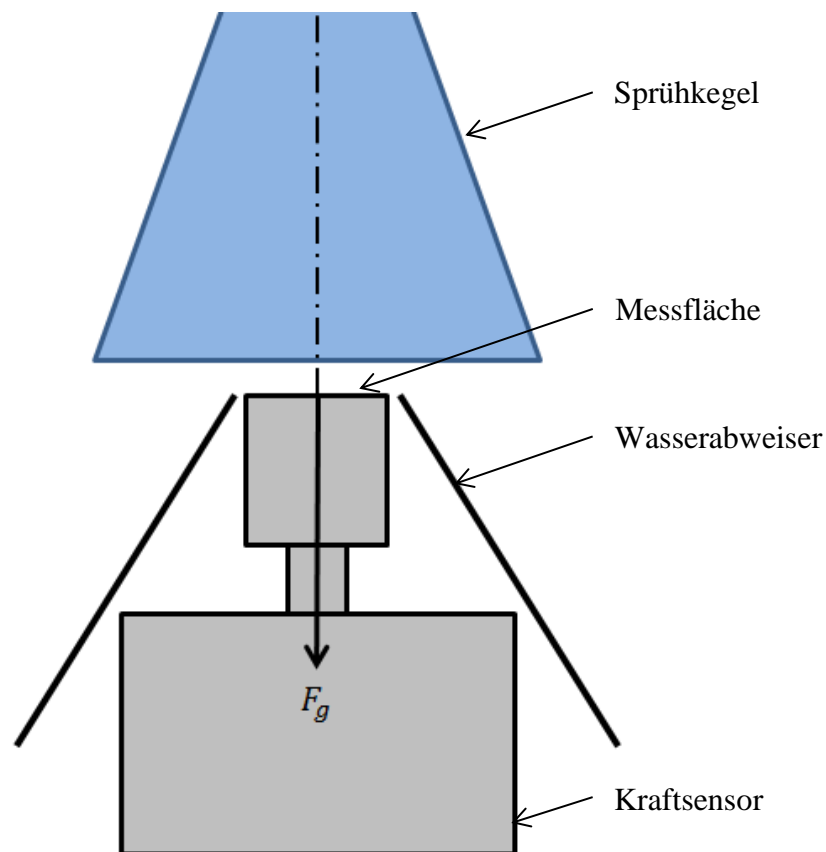


Abbildung 4.4: Schema der Impulsstrommessung für die Einzeldüse

Der Impulsstrom ist in seiner Einheit, der Kraft, direkt messbar. Eingesetzt ist der Kraftsensor Typ Burster 8432. Der Messbereich beträgt -2,5 bis 2,5 N. Das Messprinzip des Sensors basiert auf Dehnungsmesstreifen, welche auf einer flexiblen Membrane aufgebracht sind. Deren Messsignal ist vor dem Einlesen auf den Spannungsbereich von 0 bis 10 V zu verstärken. Sensor und Messverstärker sind als zusammengehörige Messkette kalibriert. Der an der Einzeldüse ermittelte Impulsstrom ist möglichst unbeeinflusst zu ermitteln. Der in Abbildung 4.4 dargestellte Wasserabweiser leitet überschüssiges Wasser von der Messfläche nach außen hin ab. Der dem Sensor vorgelagerte Messkolben schließt bündig mit dem Wasserabweiser ab. Die gemessene Kraft F_g ist von der Größe der Messfläche abhängig. Der Durchmesser der

Messfläche beträgt $d_{\text{sen}} = 10 \text{ mm}$. In der vorliegenden Arbeit ist der im Stand der Technik beschriebene Impulsstrom angewandt. Die dargestellten Ergebnisse gelten für die verwendete Sensorfläche, sind nach Gleichung 4-1 jedoch in den Druck überführbar.

$$p = \frac{F_g}{\frac{\pi}{4} d_{\text{sen}}^2} \quad (4-1)$$

4.1.3 Impulsstrommessung im Düsenfeld

Eine Voraussetzung für das verformungsfreie Abkühlen ist die Temperaturhomogenität des Bands in Querrichtung (x-Richtung). Wie die homogene Wasserbeaufschlagungsdichte durch das verschachtelte Anordnen von Einzeldüsen einzustellen ist, zeigt Kapitel 2.8 „Düsenfelder“ im Stand der Technik. Diese Grundlage ist für das nachfolgend untersuchte Düsenfeld angewandt. Das folgende Kapitel betrachtet somit die Temperaturverteilung in Bandquerrichtung bei homogener Wasserbeaufschlagungsdichte. Ziel der Impulsstrommessung im Düsenfeld ist das Betrachten der gegenseitigen Einflussnahme von Einzeldüsen. Die im einzelnen untersuchte Vollkegeldüse ist dazu im Düsenfeld angeordnet. Abbildung 4.5 zeigt das Modell des Düsenfelds.

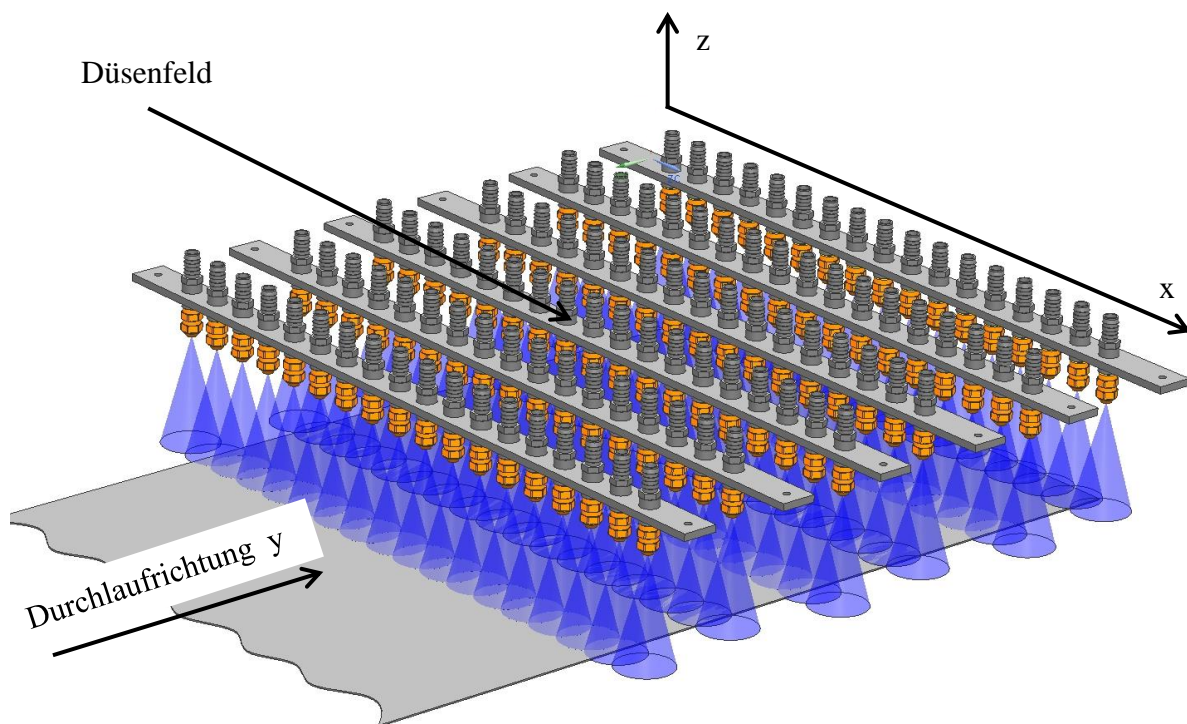


Abbildung 4.5: Aufbau des Düsenfelds für die Impulsstrommessung

Die Wasserverteilung der Einzeldüse ist der Messung des Herstellers entnommen. Die Wasserverteilung ist vom Düsenvordruck abhängig, weshalb auch der Abstand der Düsen zueinander (Düsenteilung) variabel zu gestalten ist. Für die nachfolgenden Experimente ist die

Düsenteilung auf einen festen Wert, bezogen auf die bei 20 % Düsenvordruck gemessene Wasserverteilung, ermittelt. Bezogen auf die Strahlachse der Düse weist die Wasserverteilung eine geringe Asymmetrie auf. Diese ist in der Anordnung der Düsen nicht zu berücksichtigen. Abbildung 4.6 trägt die Wasserverteilung über der Position unter der Düsenanordnung auf.

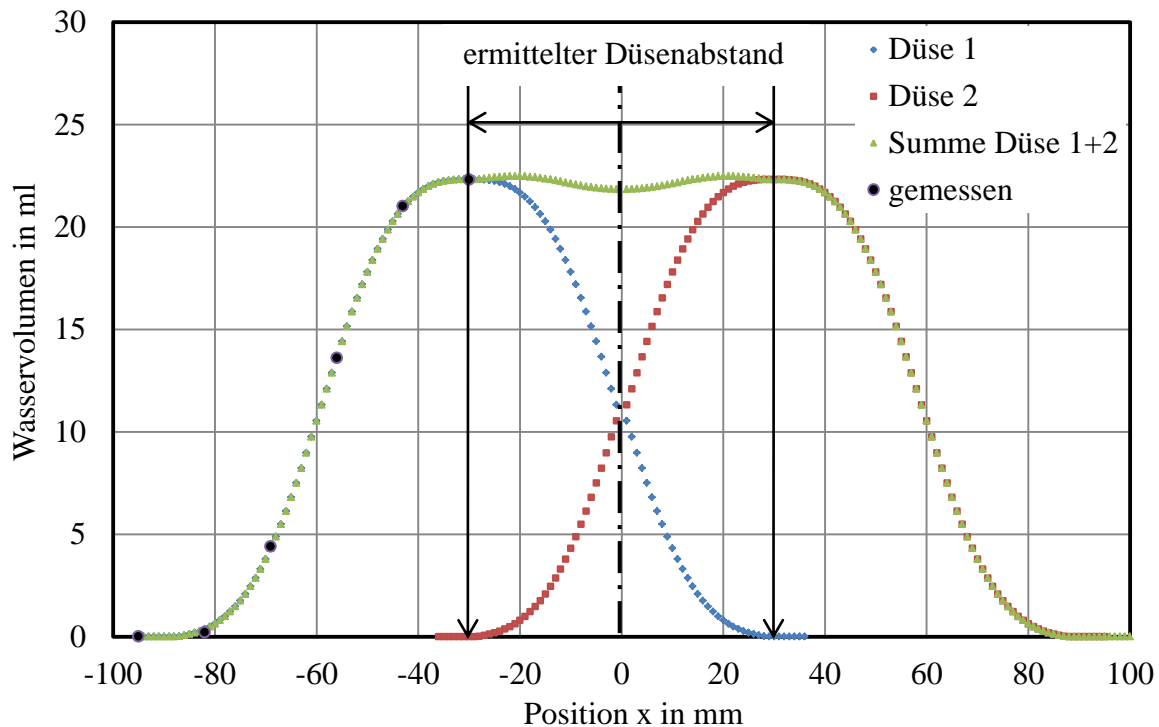


Abbildung 4.6: Gemessene Wasserverteilung der Einzeldüse und die daraus berechnete Wasserverteilung von zwei verschachtelten Einzeldüsen
Parameter: $p_d = 20 \%$, Messdauer $t = 10 \text{ s}$

Dargestellt sind die Volumenverteilung der Einzeldüsen und die aus Düse 1 und Düse 2 berechnete Summe der Volumina. Diese ist bei dem gewählten Düsenabstand von 60 mm möglichst homogen. Die Volumenverteilung wurde mittels einem Patternator durch den Düsenhersteller gemessen. Die Werte zwischen den Punkten sind mit folgendem Polynom, welches mit der Software „ZunZun Curve Fitting“ ermittelt ist, interpoliert.

$$V_f = 36,5 \cosh\left(\frac{-14,2 x}{-14,3^2}\right) e^{-0,5 \frac{x^2 - 14,2^2}{-14,3^2}} - 0,23 \quad [V_f \text{ in ml}; x \text{ in mm}] \quad (4-2)$$

In Durchlaufrichtung (y-Richtung) ist ein Abstand zwischen den Düsenreihen auszuwählen. Mit 160 mm ist dieser so gewählt, dass der Abstand zwischen den von der Düsenreihe beaufschlagten Strecken näherungsweise der beaufschlagten Länge entspricht. Der Impulsstrom wird mit dem bereits beschriebenen Sensor gemessen.

Die Sensorfläche ist ebenfalls konstant gehalten. Daraus resultiert die Vergleichbarkeit mit den an der Einzeldüse ermittelten Impulsströmen. Abbildung 4.7 zeigt den entwickelten Messaufbau.

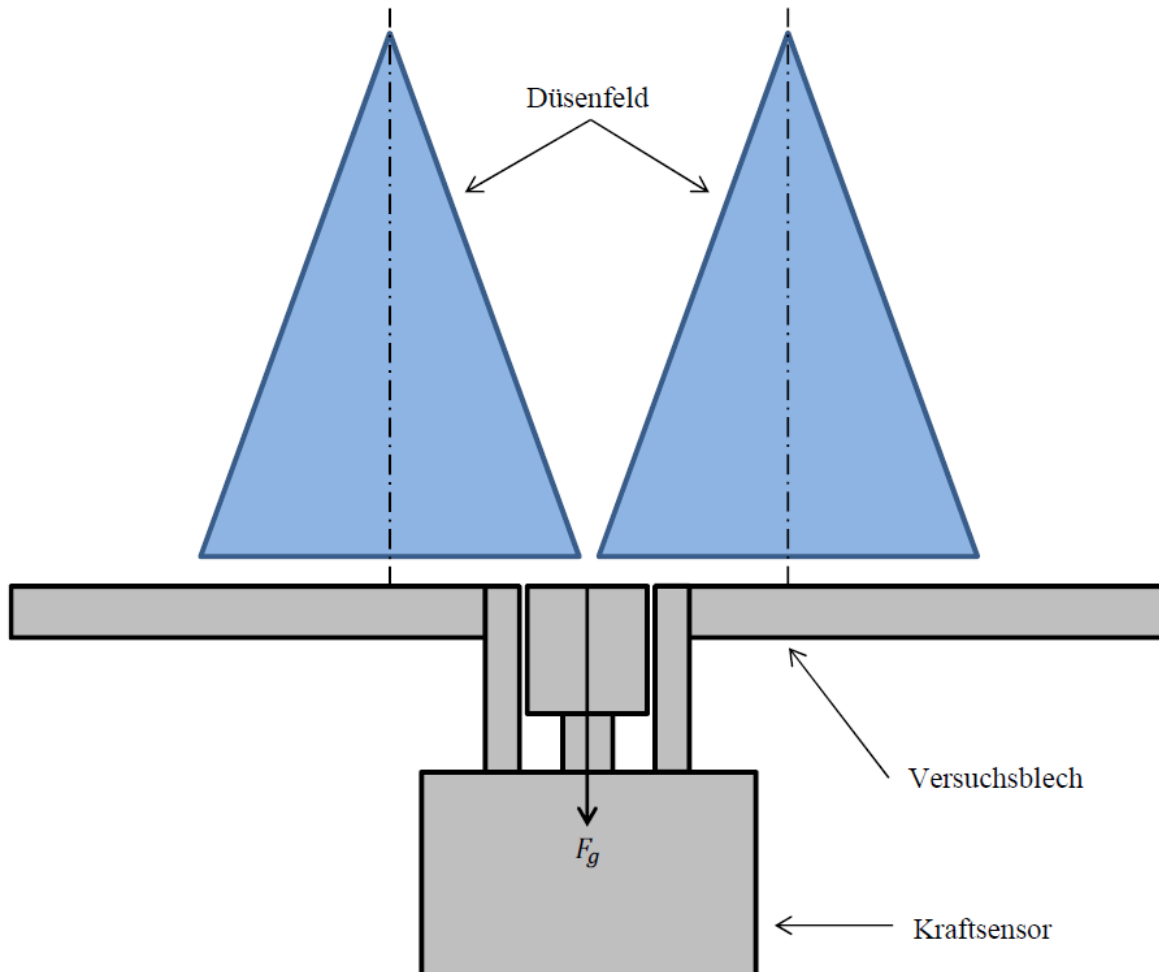


Abbildung 4.7: Impulsstrommessung im Düsenfeld

Der Sensor ist in das Versuchsblech mit den Abmessungen 2500×800 mm integriert. Damit werden alle durch abfließendes Wasser hervorgerufene Effekte in der Messung erfasst. Über der Probenbreite sind 39 Gewindebohrungen angeordnet. In diese Bohrungen ist der Sensor eingeschraubt und wird in Durchlaufrichtung (y-Richtung) durch das Düsenfeld bewegt. Die Position in y-Richtung wird mittels eines Seilzug-Wegaufnehmers erfasst. Nach jeder Fahrt durch das Düsenfeld wird der Sensor in die benachbarte Aufnahmebohrung in x-Richtung versetzt. Mit dem Vorgehen ist der gemessene Impulsstrom den Positionen im Düsenfeld zuzuordnen. Über die nicht genutzten Sensor-Aufnahmebohrungen könnte ein Teilvolumenstrom des Wassers aus dem System abfließen und den Einfluss auf den gemessenen Wert des Impulsstroms verfälschen. Mit dem Einsetzen von Stopfen in die jeweils nicht genutzten Bohrungen wird dies verhindert. Abbildung 4.8 zeigt den eingeschraubten Sensor mit angrenzenden Verschlussstopfen.

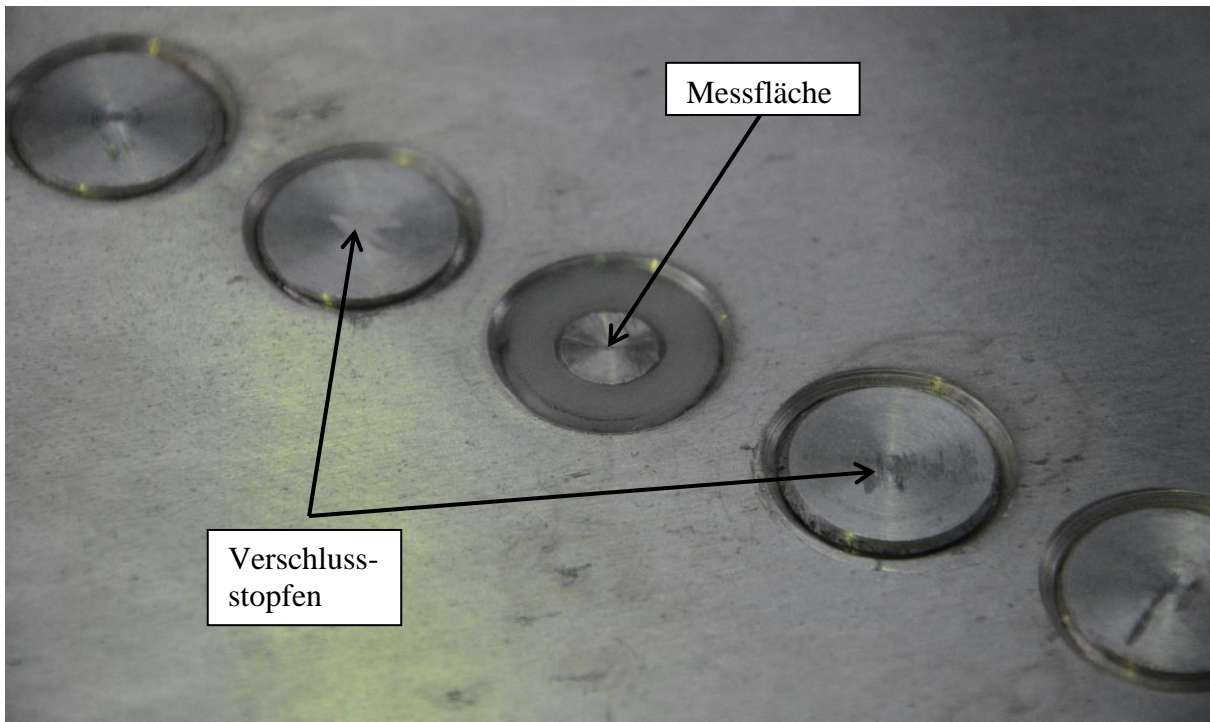


Abbildung 4.8: Einbausituation des Impulsstromsensors für die Messung im Düsenfeld

Zwei Abströmsituationen sind untersucht worden. Die Situation 1 lässt den freien Abfluss des Wassers zu beiden Seiten der Probe zu. In der Situation 2 ist die Probe an der rechten Seite über der gesamten Länge von 2500 mm mit einem Staublech begrenzt. Dadurch kann ein breiteres Blech mit symmetrischen Bedingungen simuliert werden. Abbildung 4.9 und Abbildung 4.10 skizzieren die Versuchsaufbauten. In Durchlaufrichtung ist das Düsenfeld auf der Ausgangsseite und auf der Eingangsseite von Luft-Sperrstrahlen begrenzt. Die gesamte aufgebrauchte Wasserenge fließt über die seitlichen Ränder ab.

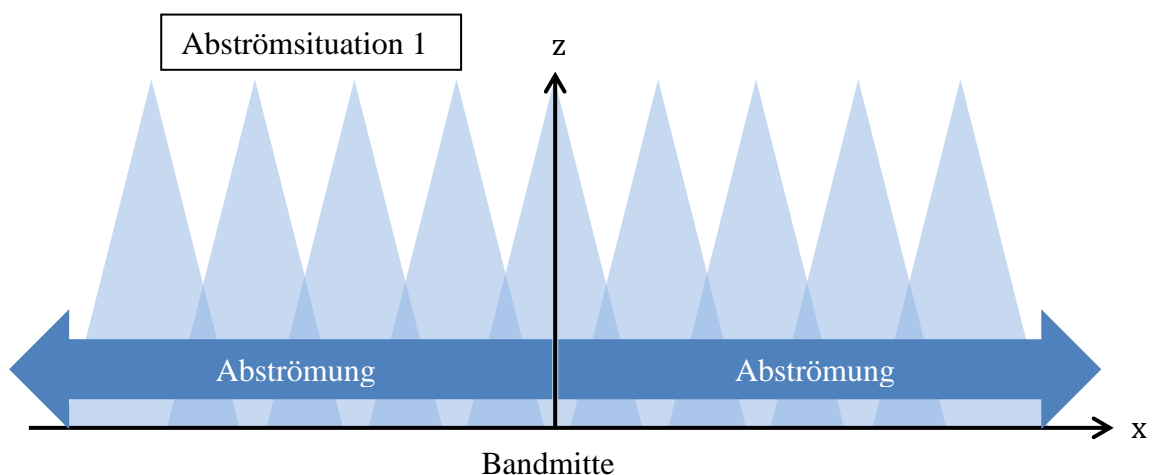


Abbildung 4.9: Abströmsituation 1 mit beidseitiger Abströmung

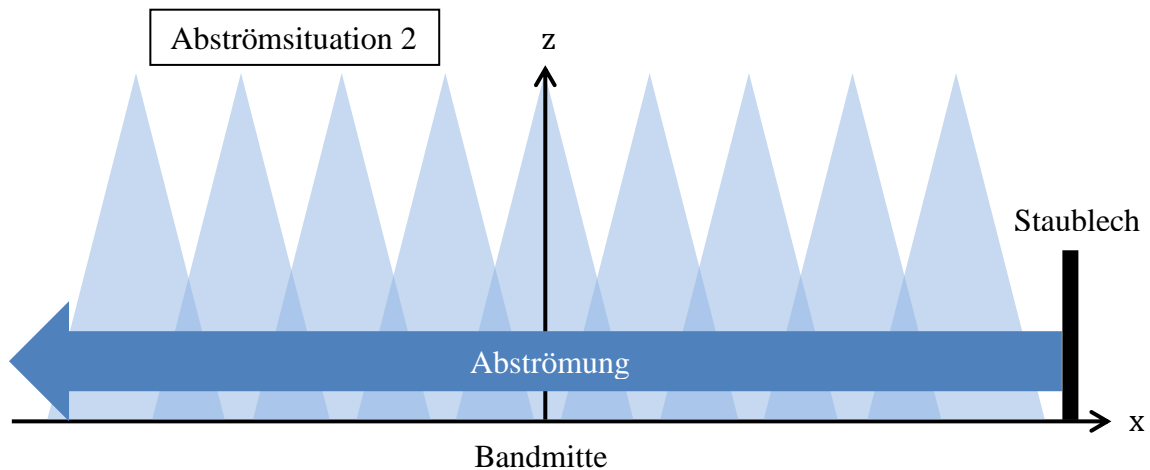


Abbildung 4.10: Abströmsituation 2 mit einseitiger Abströmung

4.2 Experimentelle Ergebnisse

Die zuvor beschriebenen Versuchsaufbauten werden in den nachfolgenden Kapiteln angewandt. Der im Düsenfeld gemessene Impulsstrom wird mit der über der Düsenfeldbreite gemessenen Verteilung des Wärmeübergangskoeffizienten verglichen. Diese sind mit dem in Kapitel 3.1 beschriebenen thermisch instationären Versuchsaufbau ermittelt worden.

4.2.1 Gemessener Impulsstrom als Korrelationsgröße zum Wärmeübergang

Das Überprüfen des Impulsstroms hinsichtlich der Korrelation zum Wärmeübergangskoeffizienten erfolgt anhand des auf der Sprühstrahlachse der Vollkegeldüse positionierten Impulsstromsensors. Abbildung 4.11 zeigt das Messergebnis.

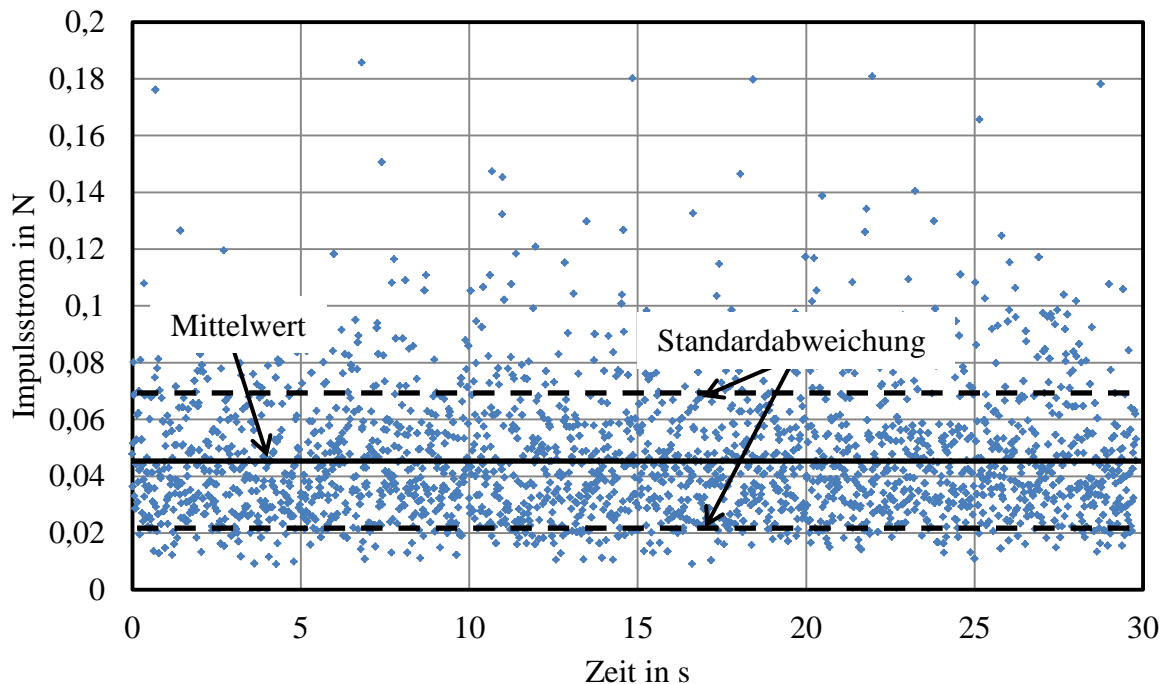


Abbildung 4.11: Gemessene Werte des Impulsstroms

Parameter: $p_d = 20\%$, $a_{d-w} = 150\text{ mm}$, $d_{sen} = 10\text{ mm}$

Der Abstand zwischen der Düse und dem Sensor beträgt $a_{d-w} = 150$ mm. Die Größe der Messfläche beträgt $d_{sen} = 10$ mm. Der Zeitraum der Messung beträgt 30 s für einen konstanten Düsenvordruck von $p_d = 20$ %. Der durchschnittliche zeitliche Abstand zwischen zwei Messpunkten beträgt $\Delta t = 0,01$ s. Der im Düsenfreistrahel gemessene Impulsstrom ist nicht konstant. Die gemessene Kraft schwankt zwischen $F = 0,009$ bis $0,186$ N. Ein charakteristisches Merkmal der Spritzwasserdüse ist das Zerfallen des Sprühstrahls in Einzeltropfen [35]. Daraus ist abzuleiten, dass der gemessene Impulsstrom aus einer Vielzahl von Einzelpulsen zusammengesetzt ist. Für die oben dargestellte Messung beträgt der Impulsstrommittelwert $0,046$ N. Die Standardabweichung beträgt $\pm 0,0233$ N. Abbildung 4.12 zeigt die Normalverteilung der Messwerte.

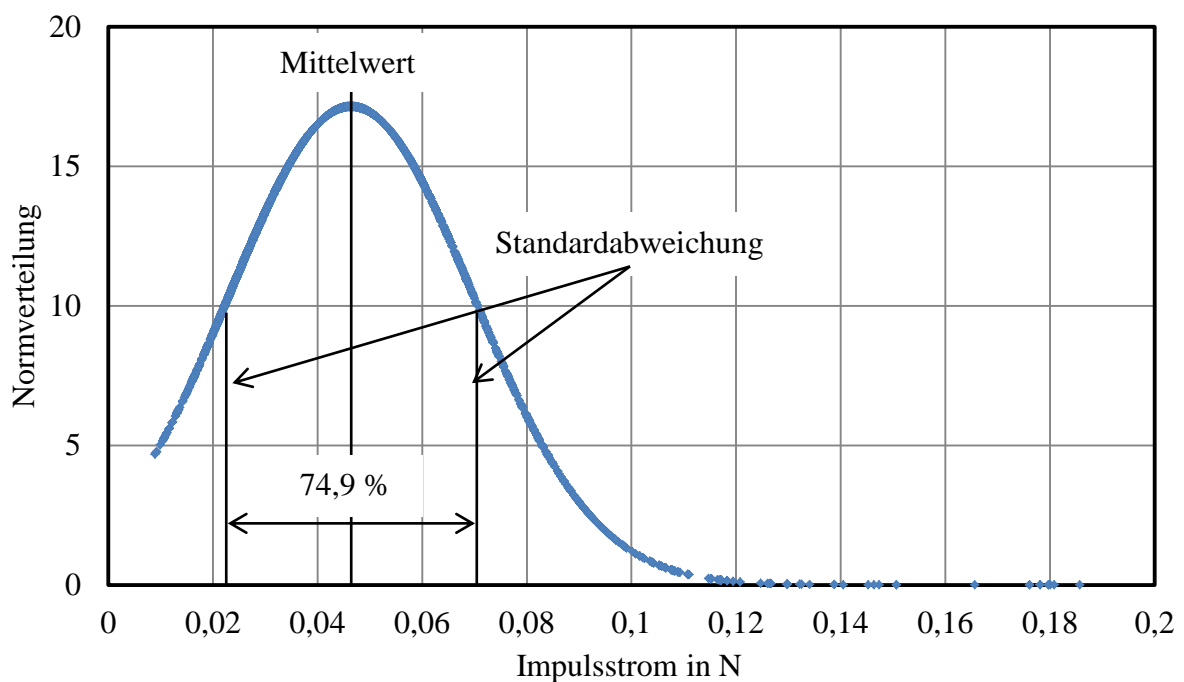


Abbildung 4.12: Normalverteilung der Impulsstrommesswerte für den Düsenvordruck $p_d = 20$ %

Innerhalb der Standardabweichung sind 74,9 % der Messwerte vorhanden. Der Mittelwert der Messung ist über den Messzeitraum konstant und wird im weiteren Vorgehen angewandt. Abbildung 4.13 zeigt den gemittelten Impulsstrom für die Variation des Düsenvordrucks $p_d = 10$ bis 100 %. Die Messreihe wurde drei Mal wiederholt. Die gemessenen Impulsströme liegen in einem Bereich von $0,047$ N bis $0,129$ N.

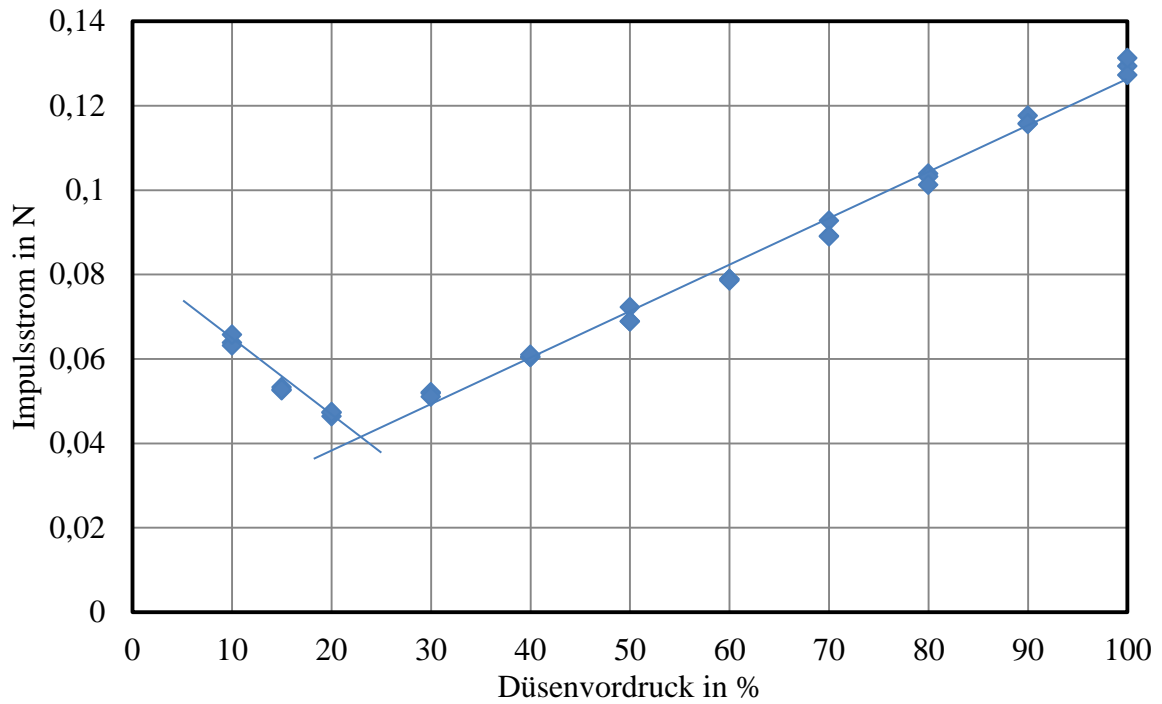


Abbildung 4.13: Korrelation von Düsenvordruck und Impulsstrom

Bevor die Charakteristik der ermittelten Kurve betrachtet wird, ist die Plausibilität der Messwerte rechnerisch zu überprüfen. Dazu ist der gemessene Volumenstrom der Düse in Abhängigkeit vom Düsenvordruck in Abbildung 4.14 dargestellt.

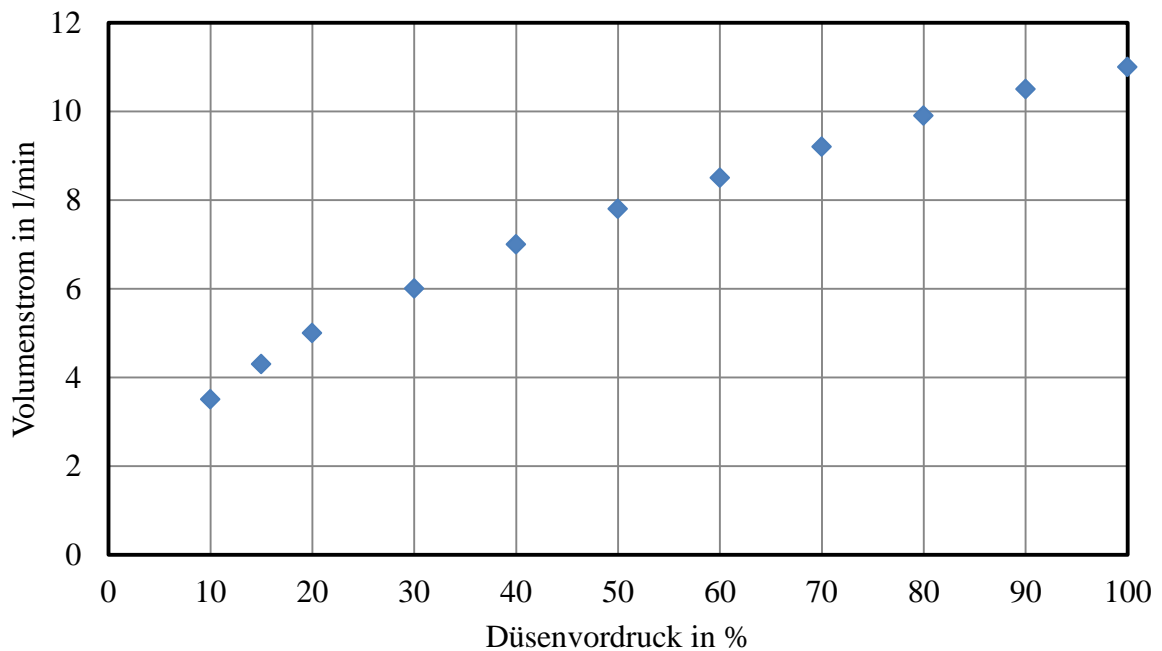


Abbildung 4.14: Korrelation von Düsenvordruck und Volumenstrom

Das Vorgehen zur Berechnung des Impulsstroms ist nachfolgend exemplarisch gezeigt. Für den Düsenvordruck $p_d = 20 \text{ \%}$ beträgt der Volumenstrom der Düse $\dot{V}_{d,20\%} = 5 \text{ l/min}$. Der Impulsstrom am Düsenaustritt ist bestimmt mit:

$$\dot{I}_d = \dot{m}_f w_f \quad (4-3)$$

\dot{m}_f Massenstrom Kühlflüssigkeit

w_f Düsenaustrittsgeschwindigkeit Kühlflüssigkeit

Nach Rainers [8] entspricht der Impuls am Düsenaustritt näherungsweise dem Impuls an der beaufschlagten Wand. Damit gilt:

$$\dot{I}_d = \dot{I}_w \quad (4-4)$$

Die Austrittsgeschwindigkeit des Fluids an der Düse ist unter der Vernachlässigung von Reibung wie folgt zu berechnen:

$$w_f = \sqrt{\frac{2 p_d}{\rho_{f \ 20^\circ\text{C}}}} \quad (4-5)$$

p_d Düsenvordruck

$\rho_{f \ 20^\circ\text{C}}$ Dichte der Kühlflüssigkeit bei $20 \text{ }^\circ\text{C}$

Der Massenstrom der Kühlflüssigkeit ist aus dem gemessenen Volumenstrom und der Dichte des Fluids zu berechnen:

$$\dot{m}_{d \ 20\%} = \dot{V}_{d \ 20\%} \rho_{f \ 20^\circ\text{C}} \quad (4-6)$$

Das Einsetzen der Gleichungen 4.5 und 4.6 in die Gleichung 4.3 ergibt für den Impulsstrom am Düsenaustritt \dot{I}_d beziehungsweise für den Impulsstrom an der beaufschlagten Wand \dot{I}_w den Wert $1,667 \text{ N}$. Unter der Annahme, dass der Strahlwinkel der Düse exakt 30 ° beträgt, ist eine Wandfläche A_w von $3247,2 \text{ mm}^2$ beaufschlagt. Die Oberfläche des Kraftsensors A_{sen} beträgt $78,5 \text{ mm}^2$. Unter der Annahme einer homogenen Impulsstromverteilung ist der Anteil des Impulsstroms der auf den Sensor wirkt zu berechnen:

$$\dot{I}_{sen} = \frac{\dot{I}_w A_{sen}}{A_w} = 0,04 \text{ N} \quad (4-7)$$

Der Mittelwert aus den drei durchgeführten Messungen beträgt 0,047 N. Die Werte der Impulsstrommessung sind plausibel. Im nächsten Schritt wird die Charakteristik des in Abbildung 4.13 dargestellten Zusammenhangs zwischen Impulsstrom und Düsenvordruck betrachtet. Aufgrund des mit dem Düsenvordruck ansteigenden Massenstroms und der steigenden Austrittsgeschwindigkeit des Fluids ist nach Gleichung 4-3 auch ein stetiger Anstieg des Impulsstroms zu erwarten. Das Absinken des Impulsstroms bis zu dem Düsenvordruck von 20 % ist in der Ausprägung des Sprühwinkels begründet. Dieser ist für die verwendete Düse nominal mit 30° vom Hersteller angegeben. Dieser Winkel ist vom Düsenvordruck beeinflusst. Der Sprühkegel der Düse ist für die Düsenvordrücke von 10 % bis 100 % fotografisch erfasst. Abbildung 4.15 zeigt den Sprühkegelwinkel γ bei einem Düsenvordruck von 50 %.

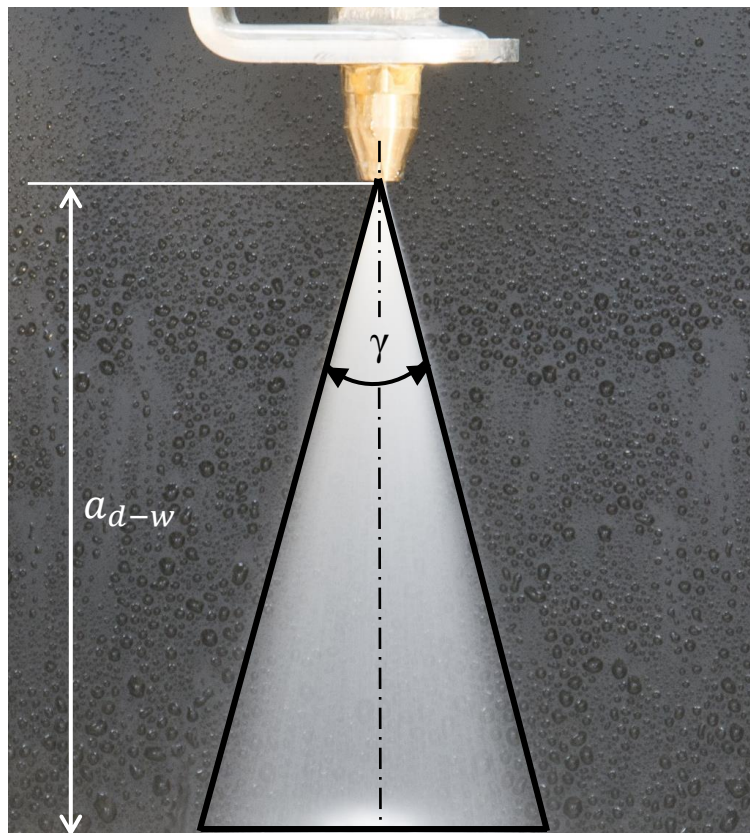


Abbildung 4.15: Bestimmen des Sprühkegelwinkels

Parameter: $p_d = 50 \%$, $a_{d-w} = 150 \text{ mm}$, $\gamma = 30,8^\circ$

Die Kanten des Sprühkegels sind manuell ermittelt und der Sprühkegelwinkel ist geometrisch bestimmt worden. Abbildung 4.16 stellt das Ergebnis über dem Düsenvordruck dar.

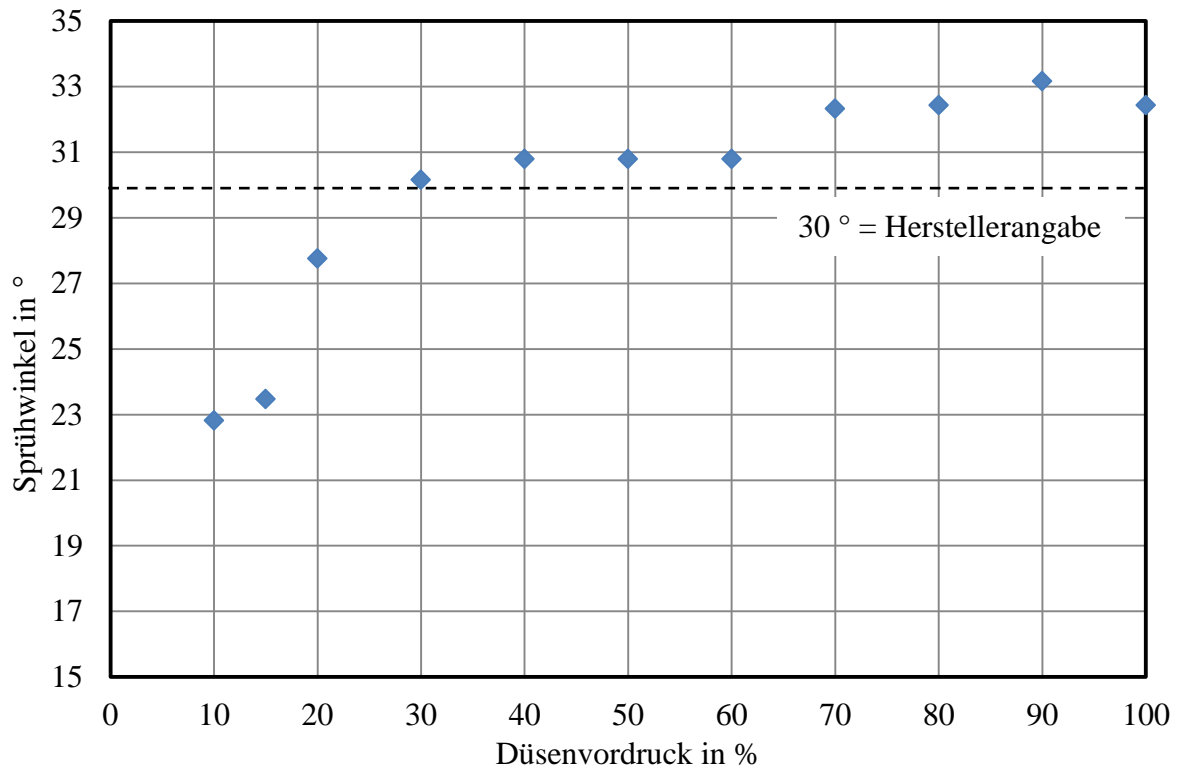


Abbildung 4.16: Sprühkegelwinkel der Vollkegeldüse in Abhängigkeit des Düsenvordrucks

Der Winkel γ des Sprühkegels steigt von $22,8^\circ$ bis auf $33,2^\circ$ an. Die für Düsenvordrücke von 10 % bis 20 % gemessenen Impulsströme bedeutet dies, dass der Massenstrom des Fluids \dot{m}_f auf eine geringere Wandfläche A_w auftrifft, womit die Charakteristik der Impulsstrommessung zu erklären ist. Die Untersuchungen zeigen, dass der Sprühstrahl für diese geringen Düsenvordrücke unsymmetrisch ausgeprägt ist. Aus diesem Grund wird die weitere Betrachtung für Düsenvordrücke von $> 20\%$ durchgeführt. Für die Düsenvordrücke von 20 % bis 100 % ist der folgende, lineare Zusammenhang zwischen Impulsstrom und Düsenvordruck ermittelt:

$$\dot{I} = 0,0010625 p_d + 0,0202 [\dot{I} \text{ in } N; p_d \text{ in } \%] \quad (4-8)$$

Mit Gleichung 4-8 ist der Impulsstrom für den nachfolgend betrachteten Wärmeübergangskoeffizienten bekannt. Im nächsten Schritt wird der Wärmeübergangskoeffizient ermittelt. Abbildung 4.17 zeigt exemplarisch den bei einem Düsenvordruck von 20 % gemessenen Temperatur-Zeit-Verlauf. Die Abkühlkurven sind für die Düsenvordrücke von 20 bis 100 % gemessen. Der Wärmeübergangskoeffizient ist im Bereich der stabilen Filmverdampfung von 500 bis 350°C bestimmt.

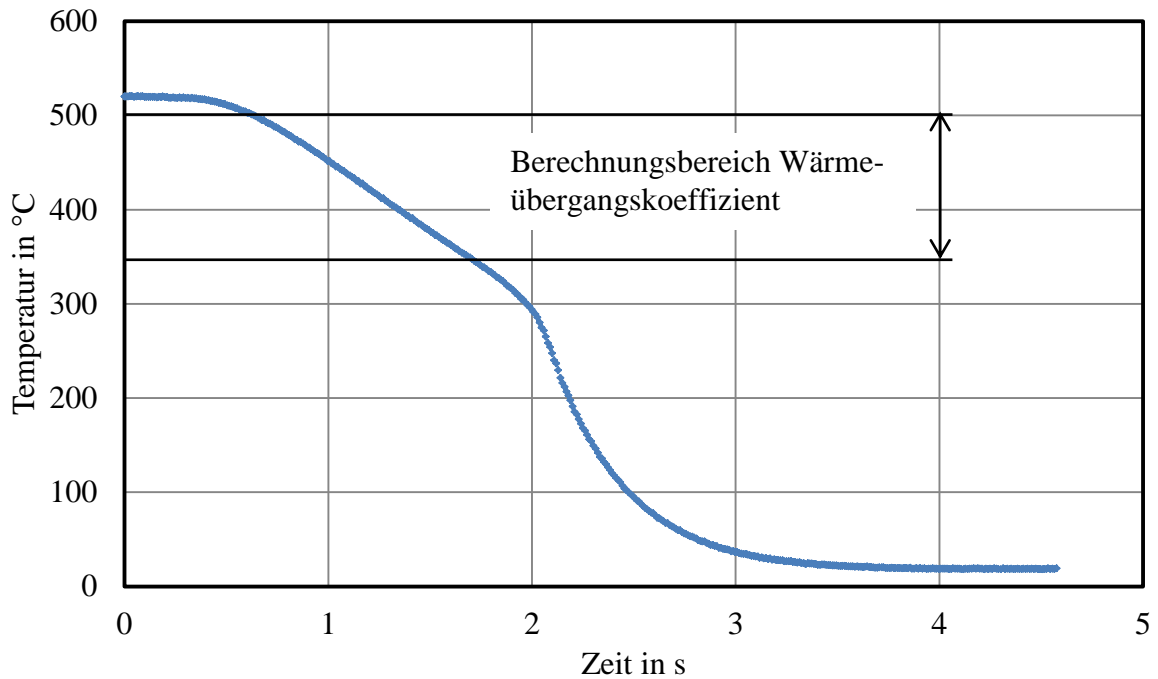


Abbildung 4.17: Abkühlkurve für den Düsenvordruck

Parameter: $p_d = 20\%$, $a_{d-w} = 150\text{ mm}$, Probendicke $d = 2,5\text{ mm}$

Das mit der Gleichung 3-7 im Kapitel 3.1.2 (Versuchsauswertung) bereits beschriebene Vorgehen zur Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten wird angewendet. Über den Düsenvordruck wird der Wärmeübergangskoeffizient einem Impulsstrom zugeordnet. Der Zusammenhang ist in Abbildung 4.18 dargestellt.

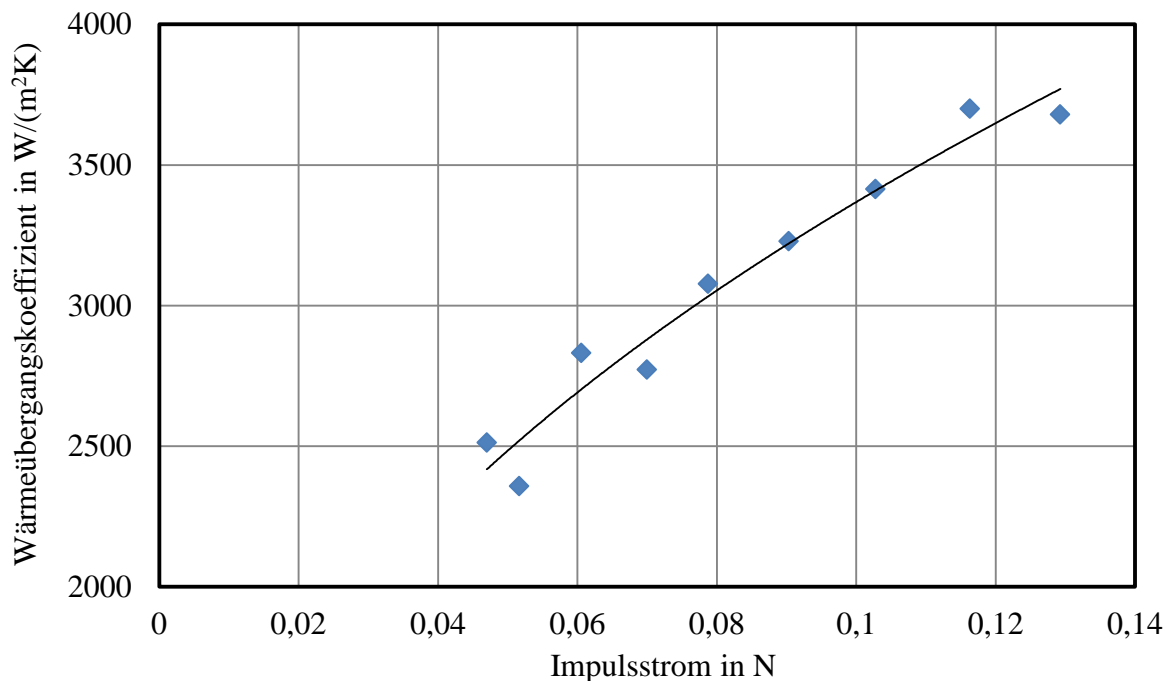


Abbildung 4.18: Korrelation von Impulsstrom und Wärmeübergangskoeffizient für den Temperaturbereich von 500 bis 350 °C

Parameter: $a_{d-w} = 150\text{ mm}$, Blechdicke $d = 2,5\text{ mm}$

Die ermittelten Punkte können mit der gewählten Regressionskurve

$$\alpha = 9261 \dot{i}^{0,44} \quad [\alpha \text{ in } W/(m^2K); \dot{i} \text{ in } N] \quad (4-9)$$

beschrieben werden. Die Korrelation des Wärmeübergangskoeffizienten mit dem Impulsstrom liefert ein anwendbares Ergebnis.

4.2.2 Temperaturverteilung im Düsenfeld

Die Modellvorstellung der Querströmung ist durch das Messen der Temperaturverläufe an verschiedenen Positionen in Bandquerrichtung zu validieren. Abbildung 4.19 zeigt die Positionen der Temperaturmessstellen auf der Probe. Die farbliche Kennzeichnung ist in den nachfolgenden Darstellungen beibehalten.

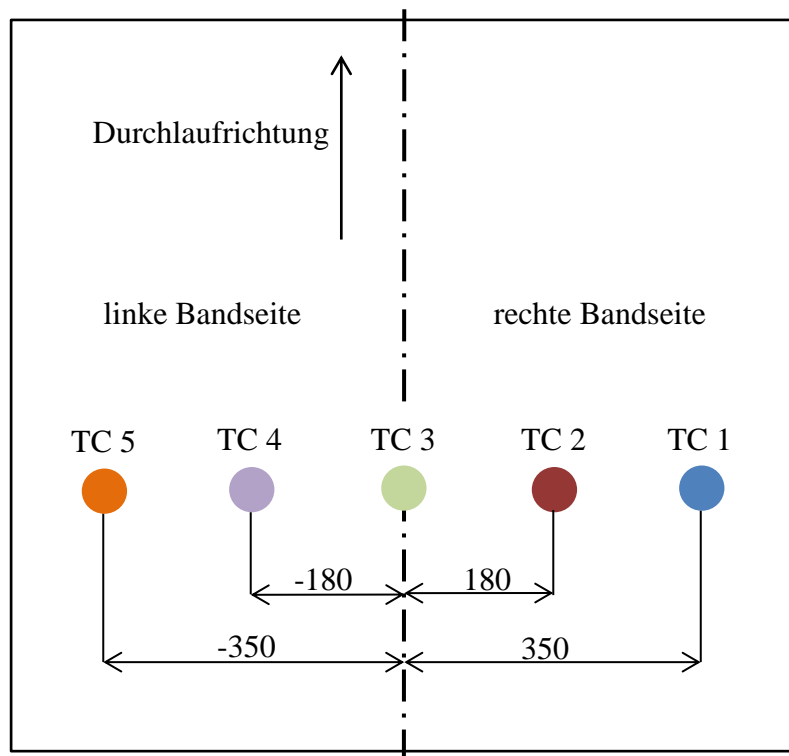


Abbildung 4.19: Anordnung der Temperaturmessstellen auf dem Band

Die gemessenen Zeit-Temperatur-Verläufe zeigt Abbildung 4.20. Das Probeblech tritt mit einer Temperatur von 530 °C in den Abkühlprozess ein und wird an der Messposition TC 3 bis auf 360 °C abgekühlt. Die Leidenfrosttemperatur wird nicht unterschritten. Die Untersuchung ist auf den Bereich der stabilen Filmverdampfung bezogen.

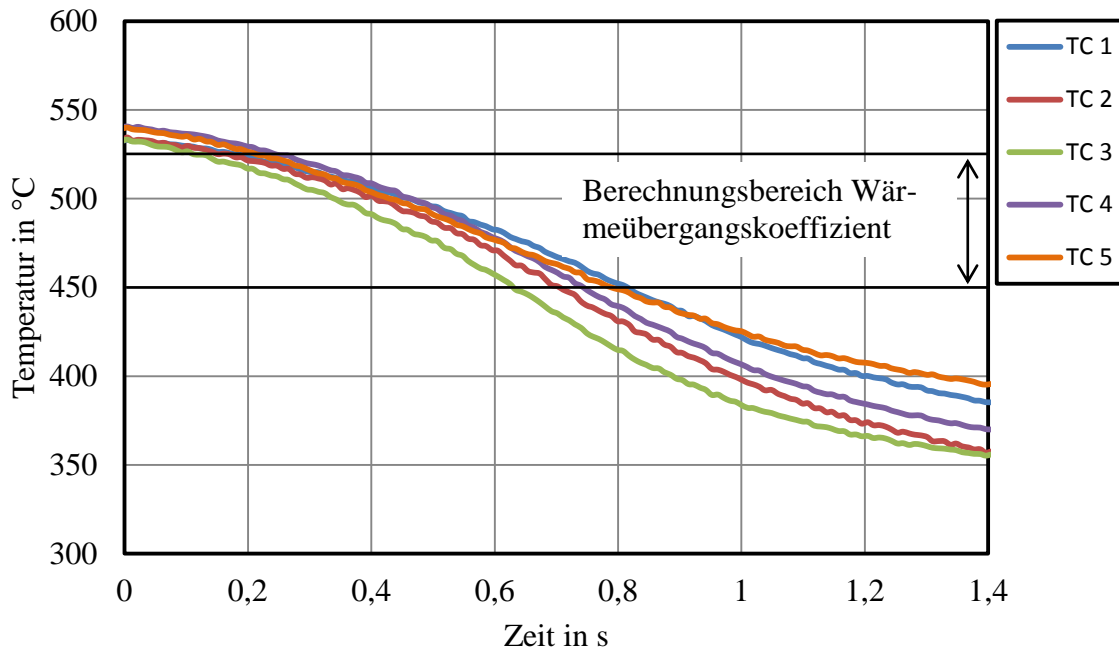


Abbildung 4.20: Exemplarische Temperaturverteilung im Versuchsblech
 Parameter: $p_d = 50\%$, Blechdicke $d = 3,5\text{ mm}$, Blechbreite $b = 800\text{ mm}$

Die Temperatur des Versuchsblechs ist in der Querrichtung während der Abkühlung nicht homogen. Für die weitere Untersuchung sind die Wärmeübergangskoeffizienten im Temperaturbereich von 525 bis 450 °C für die einzelnen Messstellen berechnet, Abbildung 4.21.

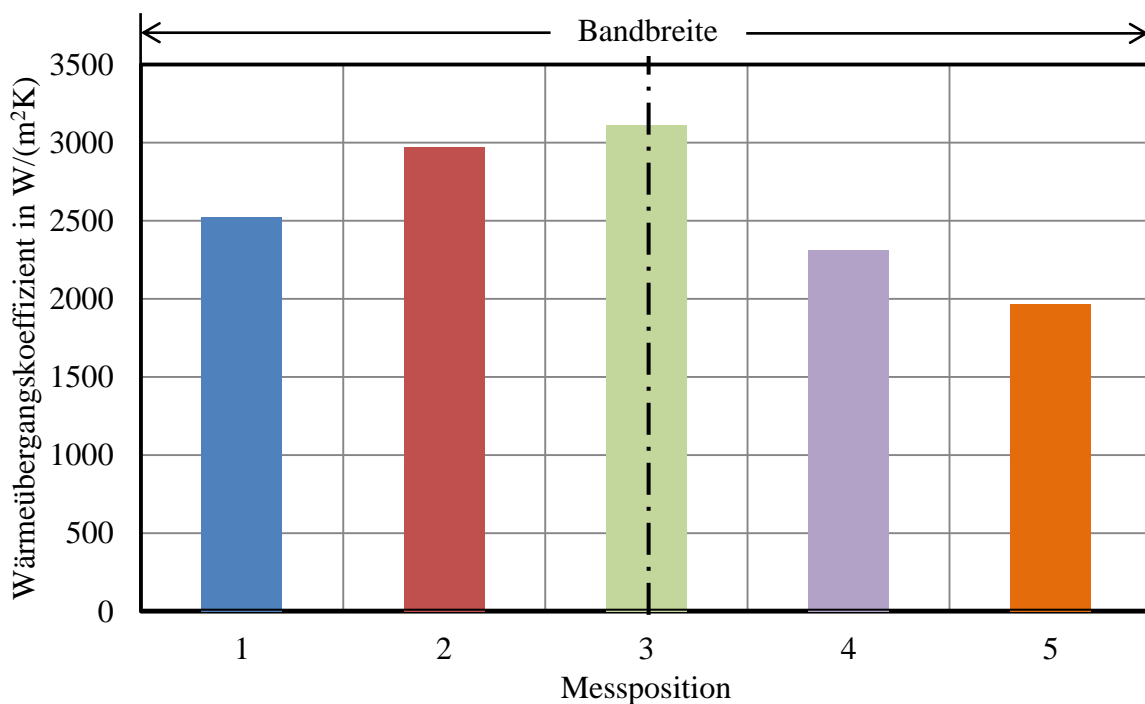


Abbildung 4.21: Verteilung des Wärmeübergangskoeffizienten α über die Blechbreite für den Temperaturbereich von 525 bis 450 °C
 Parameter: $p_d = 50\%$, Blechdicke $d = 3,5\text{ mm}$, Blechbreite $b = 800\text{ mm}$

In der Bandmitte (Messposition 3) ist der Wärmeübergangskoeffizient maximal. In die Richtung der Seitenränder nimmt der Wärmeübergangskoeffizient ab. Der Vergleich der Messpositionen 2 und 4 sowie 1 und 5 zeigt eine zur Bandmitte nicht symmetrische Verteilung.

4.2.3 Impulsstromverteilung im Düsenfeld

Wie schon im Rahmen der Impulsstrommessung an der Einzeldüse ist auch der gemessene Impulsstrom im Düsenfeld zu glätten. Die mittlere Frequenz f_m der Messwertaufnahme beträgt 100 Hz. Die Probe durchfährt das Düsenfeld mit einer konstanten Geschwindigkeit von 3,8 m/min. Die Glättung erfolgt über zehn Messwerte, was einem Weg von 6,3 mm entspricht. In der Abbildung 4.22 ist der Impulsstrom über der Position in y-Richtung (Durchlaufrichtung) unter dem Düsenfeld aufgetragen. In x-Richtung (Querrichtung) ist der Impulsstromsensor in der Bandmitte positioniert. Der Düsenvordruck beträgt in der exemplarischen Darstellung 50 %.

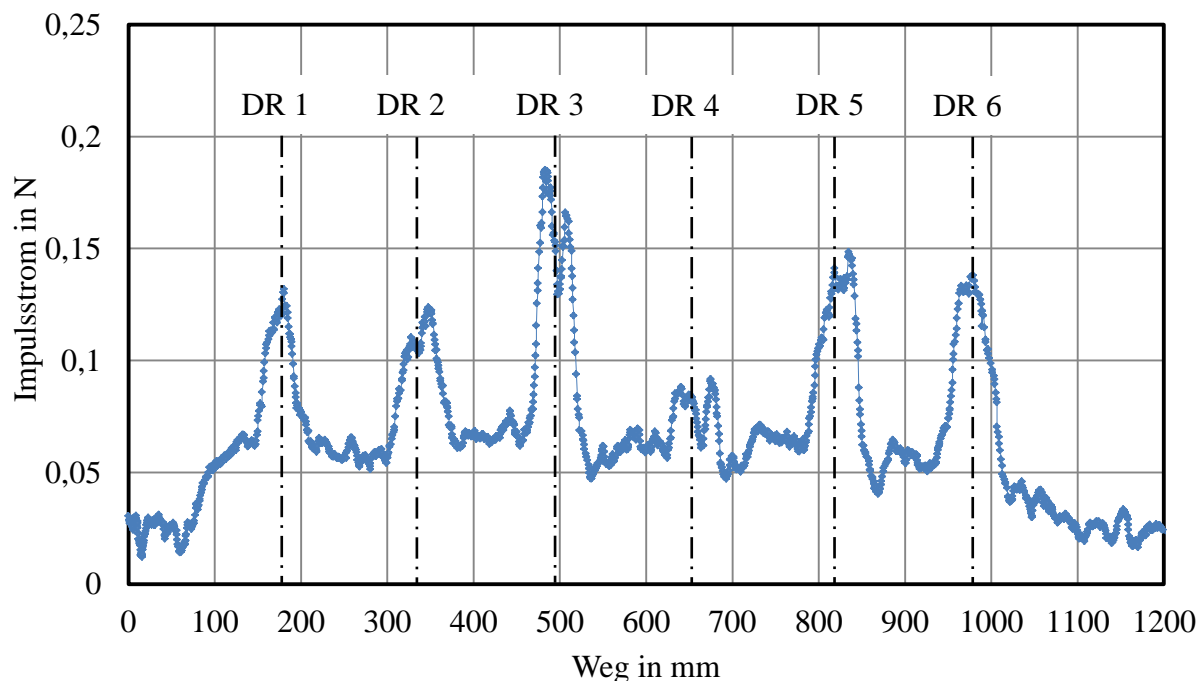


Abbildung 4.22: Impulsstromverteilung in Durchlaufrichtung
Parameter: $x = 0 \text{ m}$; $p_d = 50 \%$

Die einzelnen Düsenreihen sind deutlich erkennbar. Wie im Abschnitt 4.1.3 „Versuchsaufbau“ beschrieben, ist die dargestellte Messung in Abständen von 40 mm für das gesamte Düsenfeld durchgeführt worden. Es ist zu beachten, dass der Impulsstrom nicht nur im direkt von den Sprühkegeln beaufschlagten Bereich variiert. Auch auf den Strecken zwischen den Düsenreihen ist ein Einfluss zu beobachten. Das Ziel ist die Untersuchung der Temperaturdifferenzen in Bandquerrichtung. Stähler [6] (Kapitel 2.5) beschreibt das dynamische Wasserbeaufschlagungsprofil. In Gleichung 2-14 ist hergeleitet, dass dies dem Mittelwert des statischen

Wasserbeaufschlagungsprofils entspricht. Abbildung 4.22 (oben) zeigt als Äquivalent das statische Impulsstromprofil. In Anlehnung an das von Stähler beschriebene Vorgehen werden die Impulsstromprofile anhand des Mittelwertes verglichen. Formal erfolgt die Auswertung wie folgt:

$$i_{dyn} = \frac{1}{l} \int_0^l i_{stat}(y) dy \quad (4-10)$$

In der Abbildung 4.23 sind die Mittelwerte der in Durchlaufrichtung gemessenen Impulsstromprofile über der Bandbreite aufgetragen.

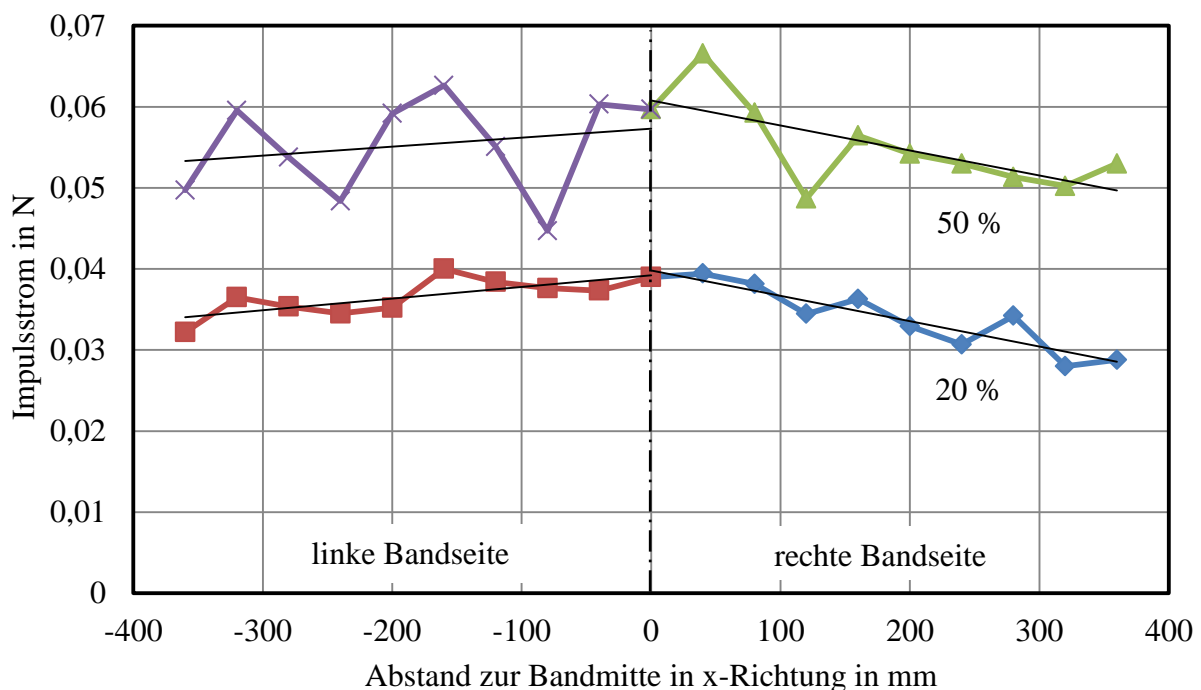


Abbildung 4.23: Impulsstromverteilung in Bandquerrichtung bei beidseitiger Abströmung
Parameter: $p_d = 20\%$ und $p_d = 50\%$

Die gesamte Messreihe erfolgte mit Düsenvordrücken von 20 und 50 %. Die eingezeichneten Ausgleichsgeraden zeigen für beide Düsenvordrücke auf der rechten und auf der linken Bandseite einen in Richtung der Bandränder abfallenden Impulsstrom. Die in Abbildung 4.21 dargestellten Wärmeübergangskoeffizienten fallen ebenfalls zu den Bandrändern hin ab und stimmen damit qualitativ überein. Die für den Düsenvordruck von 20 % ermittelten Werte zeigen im Vergleich zu den für 50 % ermittelten Werten eine geringere Schwankung um die Ausgleichsgerade. Die Extrapolation der bei 20 % Düsenvordruck für die rechte Bandseite ermittelten Ausgleichsgeraden ergibt einen Schnittpunkt mit der x-Achse bei 1327 mm. Die in Abbildung 4.23 dargestellte Ausgleichsgerade ist jedoch nur für die untersuchte Probenbreite von 800 mm anwendbar. Der Einfluss der Bandbreite auf den Wärmeübergangskoeffizienten ist vorhanden (siehe Kapitel 2.8 „Düsenfelder“). Die Impulsstromverteilung über der Proben-

breite und der Probenlänge ist ein dreidimensionales Problem. Sind die in Abbildung 4.22 exemplarisch gezeigten Impulsstromprofile über der Plattenbreite dargestellt, ist keine Korrelation erkennbar. Aus diesem Grund sind die Profile vor der Darstellung zu glätten. Das nicht geglättete Flächendiagramm ist aus 38.000 Wertepaaren zusammengesetzt. Zur Glättung erfolgt die lineare Interpolation über jeweils 1140 Wertepaare. Das Ergebnis ist in Abbildung 4.24 für den Düsenvordruck von 50 % gezeigt.

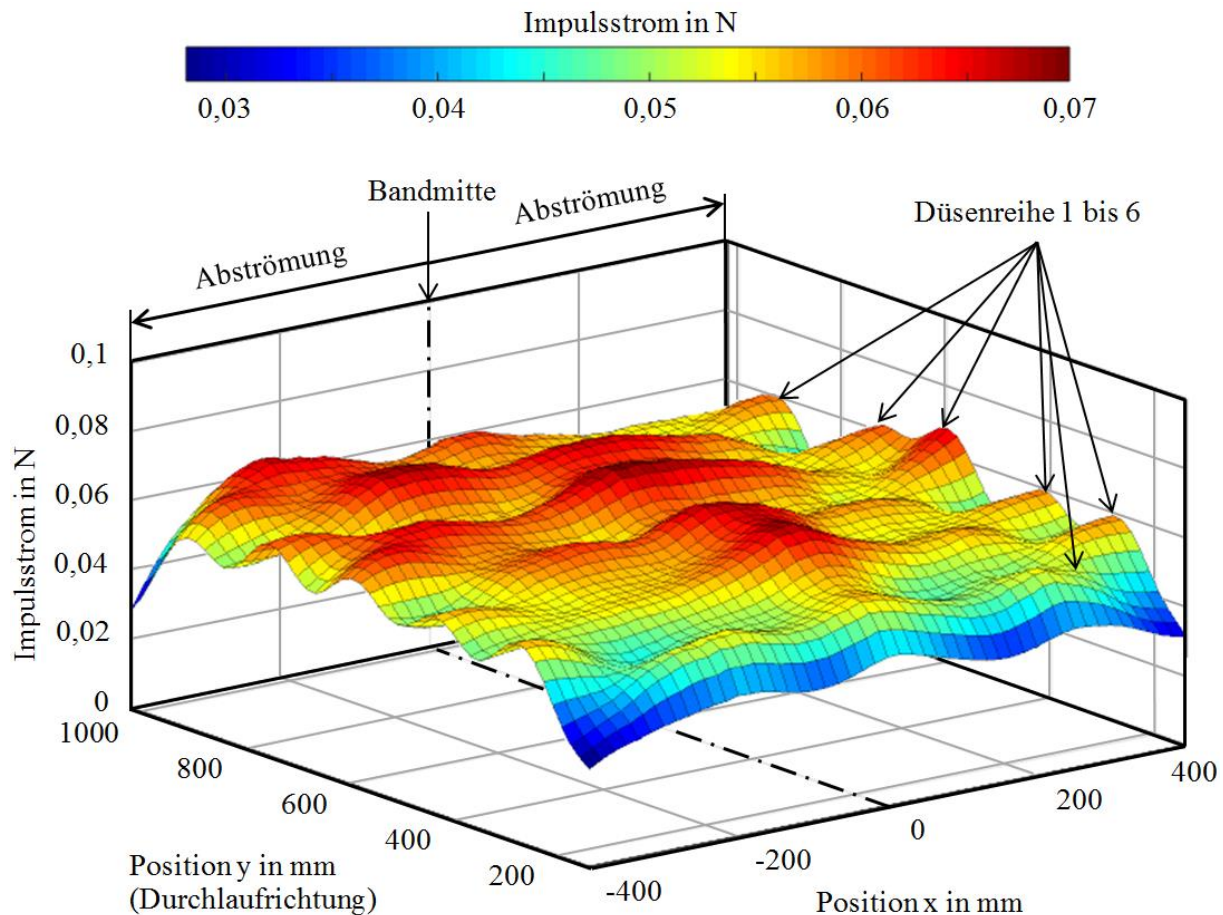


Abbildung 4.24: Impulsstromverteilung im Düsenfeld mit beidseitiger Abströmung
Parameter: $p_d = 50 \%$

Der Einfluss der einzelnen Düsenreihen ist weiterhin erkennbar. Der in der Bandbreite zentrale Bereich ist im Vergleich zu den seitlichen Bereichen erhaben. Die Beobachtung bestätigt die aus den Mittelwerten des Impulsstroms abgeleiteten Erkenntnisse. Es konnte gezeigt werden, dass die qualitative Abnahme des Impulsstroms symmetrisch zur Mittelachse der Probe stattfindet. Aufgrund der maximalen Probenbreite von 800 mm und dem symmetrischen Verhalten ist der Verlauf des Impulsstroms für eine Breite von 400 mm untersucht worden. Mit dem verwendeten Versuchsaufbau fließt das aufgebrauchte Wasser zu beiden Seiten der Probe ab. Durch das Verschließen einer Probenseite ist die untersuchte Breite zu verdoppeln und somit wird eine Probenbreite von 1600 mm simuliert. Die Veränderung der Abströmsituation ist im

experimentellen Aufbau beschrieben. Abbildung 4.25 zeigt das Ergebnis für den Düsenvor-
druck von 20 %. Die Messwerte werden entsprechend der zuvor beschriebenen linearen Me-
thode geglättet.

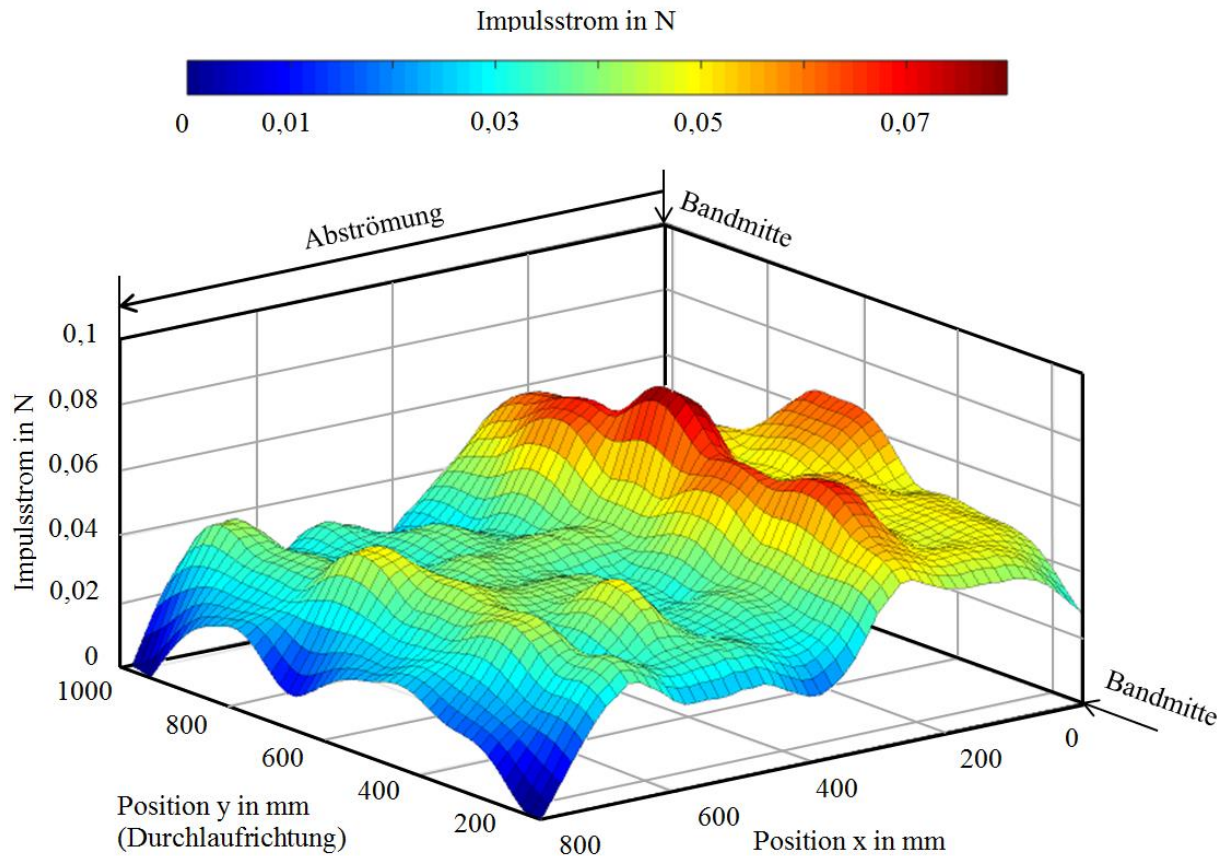


Abbildung 4.25: Impulsstromverteilung im Düsenfeld bei einseitiger Abströmung
Parameter: $p_d = 20\%$

Bemerkenswert ist, dass der Impulsstrom nicht wie erwartet, stetig fallend von der rechten, verblockten Seite zur linken Probenseite hin abnimmt. Ausgehend von der rechten Seite ist zunächst ein Anstieg des Impulsstroms vorhanden, was nach der Modellvorstellung einer Abnahme der Stauwasserhöhe entspricht. Der Impulsstrom ist in x-Richtung (Bandquerrichtung) für die Position $x = 240$ mm maximal. Für die Positionen $x = 280$ mm bis $x = 440$ mm fällt der Impulsstrom ab. Für den Bereich von $x = 440$ mm bis $x = 700$ mm ist der Impulsstrom näherungsweise konstant. In dem Randbereich von $x = 700$ mm bis zur Bandkante ($x = 800$ mm) fällt der Impulsstrom ab.

4.3 Diskussion

Wie im Stand der Technik beschrieben, sind die Düsen in einem Düsenfeld zur Spritzwasserkühlung so anzuordnen, dass die Wasserbeaufschlagungsdichte in Querrichtung (x-Richtung) konstant ist. Dieser Grundsatz ist in dem untersuchten Düsenfeld berücksichtigt. Trotz der

homogenen Wasserbeaufschlagungsdichte wurde festgestellt, dass der Wärmeübergangskoeffizient in Querrichtung des Düsenfeldes nicht konstant ist. Temperaturdifferenzen sind die Folge. Die Untersuchungen des Wärmeübergangskoeffizienten an der Einzeldüse zeigen, dass der gemessene Impulsstrom mit dem Wärmeübergangskoeffizienten korreliert. Dies bestätigt den im Stand der Technik beschriebenen theoretischen Ansatz von Rainers [8]. Daraus ist zu schließen, dass ein konstanter Impulsstrom einem konstanten Wärmeübergangskoeffizienten entspricht. Die Verteilung des Wärmeübergangskoeffizienten ist für das untersuchte Düsenfeld ermittelt. Von der Probenmitte zu den Probenrändern fällt der Wärmeübergangskoeffizient ab. Die Verteilung der Impulsströme ist ebenfalls ermittelt. Auch für den Impulsstrom ist bei beidseitiger Abströmung die Abnahme von der Probenmitte zu den Probenrändern gezeigt. Unter der Annahme, dass ein konstanter Impulsstrom einem konstanten Wärmeübergang entspricht, ist die Grundlage für die Gegenmaßnahme geschaffen. Der Impulsstrom ist linear vom Düsenvordruck abhängig. Wird der Düsenvordruck in Querrichtung des Düsenfeldes variabel eingestellt, so kann auch die gezeigte Abnahme des Impulsstroms durch die ortsabhängige Erhöhung des Düsenvordrucks ausgeglichen werden. Die technische Möglichkeit zur lokalen Variation des Düsenvordrucks ist in dem verwendeten Versuchsaufbau nicht gegeben, weshalb der Ansatz noch zu bestätigen ist. Die Impulsstrommessung für 20 % Düsenvordruck und beidseitiger Abströmung hat eine Abnahme des mittleren Impulsstroms $\Delta \dot{I}_m$ von 0,01 N ergeben. Anhand der Einzeldüse ist zwischen dem Impulsstrom und dem Düsenvordruck der Zusammenhang nach Gleichung 4-8 ermittelt worden. Für den Ausgleich der Impulsstromdifferenz von $\Delta \dot{I}_m = 0,01$ N ist eine Differenz von $\Delta p_d = 48$ % im Düsenvordruck einzustellen. Der Stand der Technik (Kapitel 2.8 „Düsenfelder“) hat bereits gezeigt, dass die Stauwasserhöhe und damit die Beeinflussung des Wärmeübergangskoeffizienten von der Probenbreite abhängig ist. Durch das Verschließen einer Probenseite ist unter der Annahme einer symmetrischen Abströmung die Probenbreite „verdoppelt“ worden. Mit dieser Maßnahme wird bereits eine Differenz von $\Delta \dot{I} = 0,03$ N im Impulsstrom ermittelt, was einer Differenz von $\Delta p_d = 143$ % des Düsenvordrucks entspricht. Die beiden untersuchten Probenbreiten zeigen, dass die Differenz des Impulsstroms mit der Probenbreite zunimmt. Ein grundsätzlicher mathematischer Zusammenhang ist nicht zu erkennen. Aus den durchgeführten Untersuchungen folgt eine Abhängigkeit der Impulsstromdifferenz von der Probenbreite, dem Düsenvordruck und dem geometrischen Aufbau des Düsenfeldes. Eine Parameterstudie mit der Variation dieser Größen und das Ableiten eines mathematischen Zusammenhangs ist noch erforderlich. Ein grundlegender Vorteil des entwickelten Vorgehens ist es, dass die in einem Düsenfeld erreichbare Temperaturgleichmäßigkeit zukünftig nicht mehr durch das Ermitteln ortsabhängiger Wärmeübergangskoeffizienten sondern mit der Betrachtung der Impulsstromverteilung möglich ist. Dies reduziert den Versuchsaufwand und den Umfang des experimentellen Aufbaus in erheblichem Maße.

5 Variabilität des Wärmeübergangs

In der Einleitung wird der für die Kühlung von Aluminiumband nicht einstellbare Bereich des Wärmeübergangskoeffizienten gezeigt. Der Stand der Technik zeigt in Kapitel 2.7.5 die mit der Spraykühlung erreichbaren Wärmeübergangskoeffizienten. Diese besitzen das Potential die Lücke zwischen der Luftkühlung und der Wasserkühlung zu schließen. Die Aufgabe ist somit, das Düsenfeld der Spraykühlung für Bandschwebeofenanlagen zu entwickeln. Im Schwebebandofen wird das Aluminiumband zur Vermeidung von Oberflächenfehlern berührungslos auf einem aerodynamischen System getragen. Die Herausforderung in der Entwicklung des Düsenfelds liegt in der Integration der Wasserdüsen in das Tragsystem. Die bereits bestehenden Luftdüsen bieten jedoch gleichzeitig die Möglichkeit zur Erzeugung des Wassersprays. Der grundsätzliche Aufbau des Düsenfelds ist bereits in einer vorangegangenen Untersuchung [30] vom Autor entwickelt worden. Durch die bereits für das Tragsystem vorhandene Luft liegt der Einsatz von reinen Wasserdüsen nahe. Es ist gezeigt, dass der gesamte Zielbereich der Wärmeübergangskoeffizienten nicht mit einer Düsengröße abdeckbar ist. Aus diesem Grund werde das nachfolgend beschriebene Mehrdüsensystem entwickelt und hinsichtlich des Wärmeübergangs untersucht.

5.1 Versuchsaufbau

Die Spraykühlung wird mit dem in Kapitel 3.1 beschriebenen thermisch instationären Versuchsaufbau untersucht. Der erwartete maximale Wärmeübergangskoeffizient liegt in der Größenordnung von $2000 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$. Wie bereits in Kapitel 3.1.1 „Temperaturmessung“ beschrieben, ist die Temperaturhomogenität im Körper mit der Biotzahl nach Gleichung 3-1 zu bewerten. Unter der Annahme des maximal zu erwartenden Wärmeübergangskoeffizienten und der Biotzahl $Bi < 0,1$ beträgt die maximale Probendicke mit beidseitiger Kühlung $d = 22 \text{ mm}$. Die Probendicke wird $d = 10 \text{ mm}$ gewählt, wobei die in der Mitte der Probe gemessene Temperatur mit der Wandtemperatur gleichzusetzen ist. Die Auslegung des Düsenfeldes ist an der Wasserbeaufschlagungsdichte auszurichten. Als Grundlage ist die um die Kühlwirkung der Luft bereinigte Messung des Wärmeübergangskoeffizienten nach Puschmann [7] (Kapitel 3.4.3 „Stand der Technik“) angesetzt. Zwischen Wasserbeaufschlagungsdichte und Wärmeübergangskoeffizient liegt der folgende Zusammenhang vor:

$$\alpha = 625 \dot{M} \quad (5-1)$$

α Wärmeübergangskoeffizient in $\text{W}/(\text{m}^2\text{K})$

\dot{M} Wasserbeaufschlagungsdichte in $\text{kg}/(\text{m}^2\text{s})$

Mit dem Versuchsaufbau ist der Bereich der Wärmeübergangskoeffizienten oberhalb der Luftkühlung ($250 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$) bis zum Beginn der Spritzwasserkühlung ($2500 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$) abzu-

decken. Nach Gleichung 5-1 beträgt die minimale Wasserbeaufschlagungsdichte $0,4 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$. Die Gesamtfläche des Düsenfelds A_{df} beträgt $2,4 \text{ m}^2$. Aus der minimalen Wasserbeaufschlagungsdichte ist unter der Annahme einer homogenen Wasserbeaufschlagung der minimale Volumenstrom der Düse $\dot{V}_{d \min}$ zu berechnen:

$$\dot{V}_{d \min} = \frac{\dot{M}_{df \min} A_{df}}{\rho_f n_d} \quad (5-2)$$

$\dot{M}_{df \min}$ minimale Wasserbeaufschlagungsdichte im Düsenfeld

A_{df} Fläche Düsenfeld

ρ_f Dichte des Fluids

n_d Anzahl Düsen

Vorangegangene Untersuchungen haben gezeigt, dass die homogene Wasserbeaufschlagung mit dem Einsatz von Einstoff-Hohlkegeldüsen bei einem Abstand zwischen den Düsen $a_{d-d} = 120 \text{ mm}$ zu realisieren ist [30]. Auf einer Seite des Düsenfeldes sind 112 Düsen anzuordnen. Der Volumenstrom der Düse \dot{V}_d , und damit die Wasserbeaufschlagungsdichte, ist vom Düsenvordruck p_d beeinflusst. Die Wasserbeaufschlagungsdichte steigt quadratisch dem Düsenvordruck an [14]:

$$\dot{M} \sim \sqrt{p_d} \quad (5-3)$$

Abbildung 5.1 zeigt den berechneten Zusammenhang zwischen dem Düsenvordruck und der Wasserbeaufschlagungsdichte.

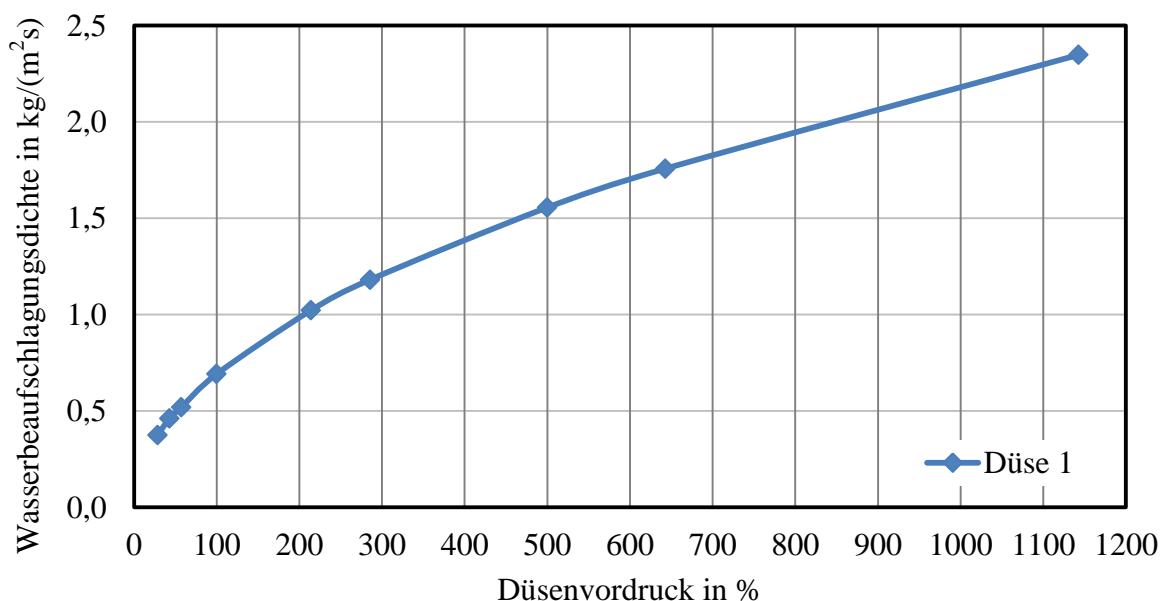


Abbildung 5.1: Zusammenhang von Düsenvordruck p_d und auf das Düsenfeld bezogene Wasserbeaufschlagungsdichte \dot{M} für die Düse 1, $a_{d-w} = 100 \text{ mm}$

Die minimale Wasserbeaufschlagungsdichte von $\dot{M}_{min} = 0,4 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$ ist mit der ausgewählten Hohlkegeldüse bei einem minimalen Düsenvordruck $p_{d,min} = 29 \%$ zu erreichen. Diese Düse wird nachfolgend mit „Düse 1“ bezeichnet. Wird der minimale Düsenvordruck unterschritten, so wird der nominelle Sprühkegelwinkel von 90° nicht erreicht. Der Anteil der Luft am Gesamtwärmeübergangskoeffizienten wird mit $250 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ angenommen. Der angestrebte maximale Wärmeübergangskoeffizient beträgt $2500 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$. Abzüglich des durch die Luft erzeugten Wärmeübergangs sind $2250 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ durch das Wasser anzustreben. Nach Gleichung 5-1 entspricht dies einer Wasserbeaufschlagungsdichte von $3,6 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$. Mit dem Ziel, das Düsenfeld in der Industrieanwendung ökonomisch zu betreiben, ist die Wasserversorgung mittels einer einstufigen Kreiselpumpe zu realisieren. Der zur Verfügung stehende Düsenvordruck beträgt dann 100% . Abbildung 5.1 zeigt, dass der benötigte Düsenvordruck größer 1143% beträgt. Einen Ausweg bietet die Konstruktion eines verschachtelten Düsen-systems, dessen Sprühkegel jeweils die gleiche Gutoberfläche beaufschlagen [14]. Es werden zwei Düsen nebeneinander angeordnet und so ausgerichtet, dass von beiden Düsen die gleiche Fläche auf dem Aluminiumband beaufschlagt wird. Die Wasserbeaufschlagungsdichten der Einzeldüsen werden addiert. Als zweiter Düsentyp wird die Düse 2 gewählt. Die Tropfendurchmesser betragen in Abhängigkeit vom Düsenvordruck und in Abhängigkeit der Düsen-größe zwischen 113 und $176 \mu\text{m}$ [36, 37]. Die durch das Düsenfeld eingedüsten Volumen-ströme sind zu addieren. In Abbildung 5.2 sind die mit der Düse 1 und der hinzugefügten Düse 2 erreichbaren Wasserbeaufschlagungsdichten über den Düsenvordruck aufgetragen.

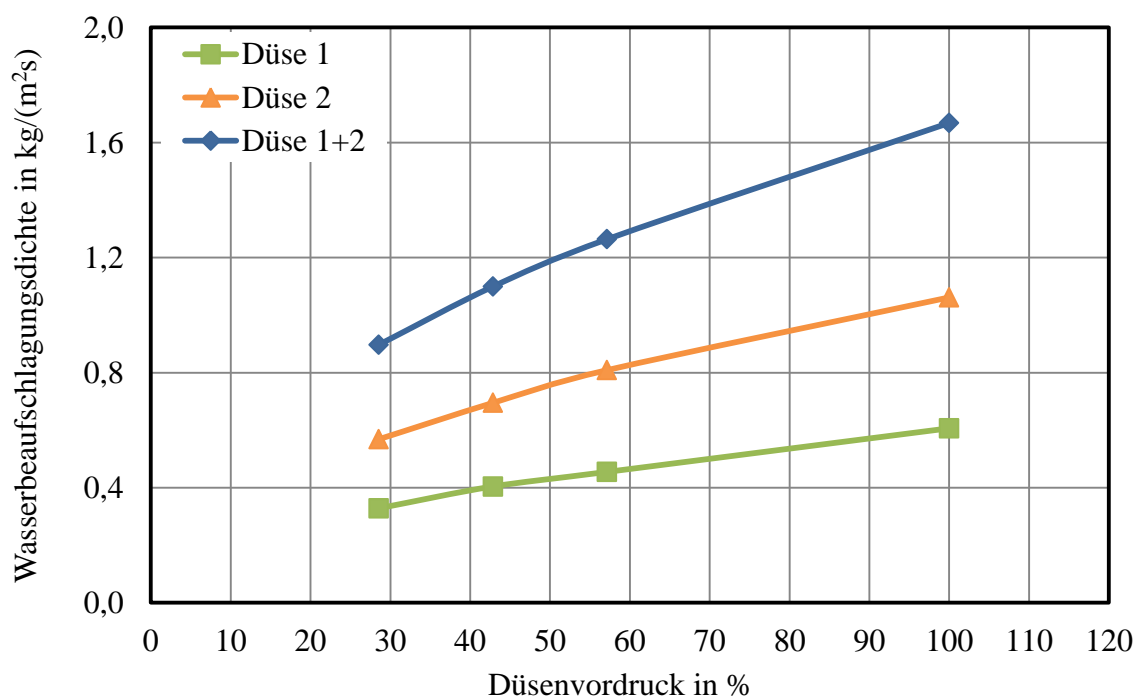


Abbildung 5.2: Im Düsen-system einstellbare Wasserbeaufschlagungsdichten für die Düse 1 und für die Düse 2

Die Düsen sind separat oder parallel anzuströmen. Wird nur die Düse 1 angeströmt (grüne Kurve), so ist eine Wasserbeaufschlagungsdichte von maximal $0,69 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$ zu erreichen. Die orange dargestellte Kurve entspricht der Wasserbeaufschlagungsdichte der Düse 2. Mit dieser ist die maximale Wasserbeaufschlagungsdichte von $1,06 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$ zu erreichen. Werden beide Düsen mit dem maximalen Düsenvordruck von 100 % betrieben, so ergibt sich aus der Addition von der Düse 1 und der Düse 2 die maximale Wasserbeaufschlagungsdichte von $1,75 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$ (blaue Kurve). Die angestrebte Wasserbeaufschlagungsdichte von $3,6 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$ wird nicht erreicht. Im experimentellen Teil ist der Wärmeübergangskoeffizient bis zu der maximal erreichbaren Wasserbeaufschlagungsdichte von $1,75 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$ untersucht worden. Abbildung 5.3 zeigt eine Luft-Wasser-Düse des entwickelten Düsenfelds in der Seitenansicht. Insgesamt sind jeweils sieben dieser Düsen oberhalb und unterhalb der Probe angeordnet.

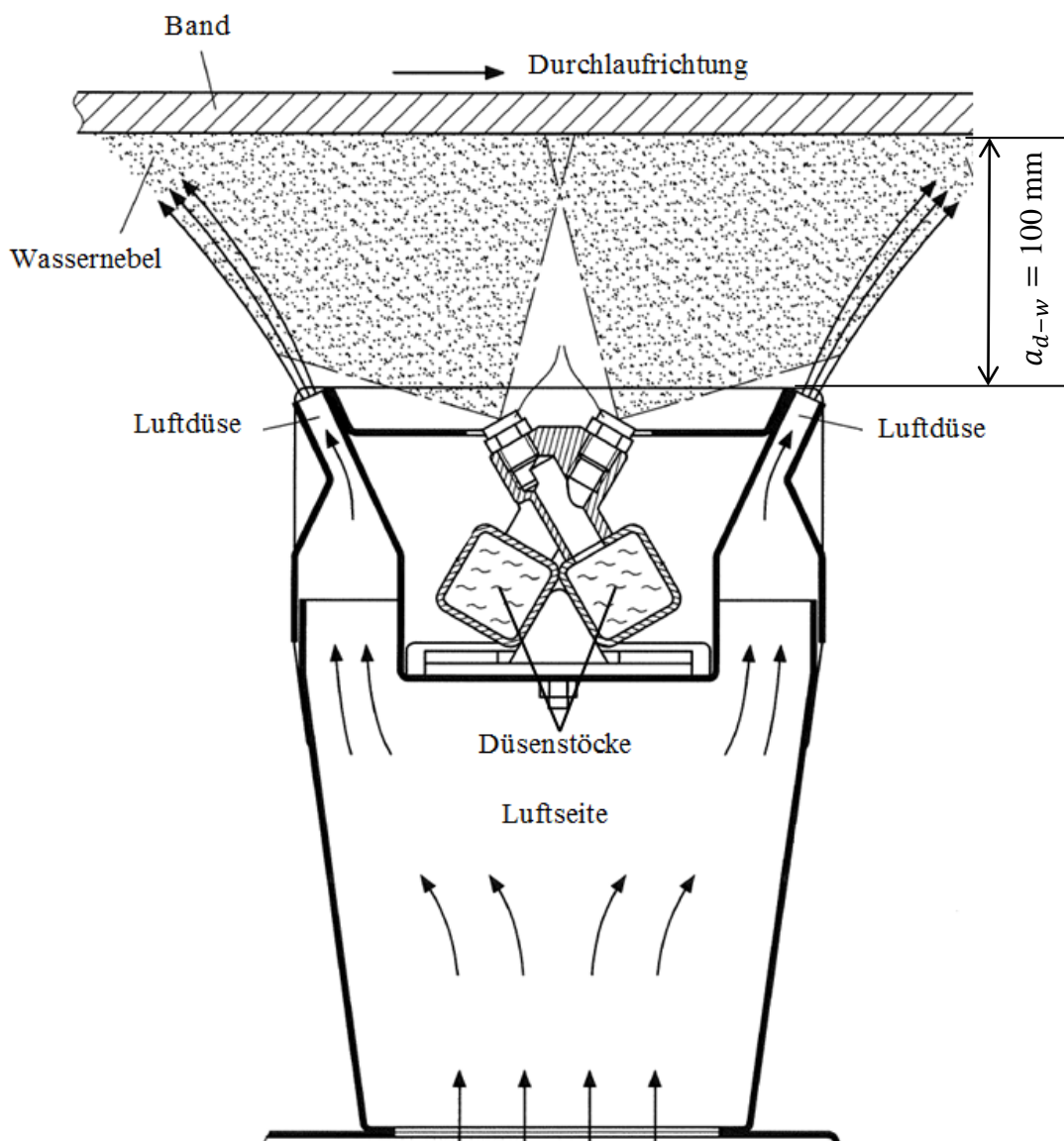


Abbildung 5.3: Düsenkasten für die Spraykühlung [43]

Das Einmischen des Wassersprays in den Luftstrom ist an das Prinzip der außenmischenden Zweistoffdüse angelehnt [30, 35]. Das Prinzip ist dadurch charakterisiert, dass die Luft und das Wasser außerhalb der Düse aufeinander treffen. Die Luftdüse ist vom Bandschwebesystem vorgegeben. Die Wasserdüsen sind auf zwei hydraulisch unabhängigen Düsenstöcken zwischen den Luftaustrittsschlitzen angeordnet. Nach der Vermischung der beiden Phasen (Luft und Wasser) transportiert der Luftstrom die Wassertropfen an die Bandoberfläche. Hier erfolgt die thermische Tropfen-Wand-Interaktion und anschließend der Abtransport nicht vollständig verdampfter Tropfen.

5.2 Experimentelle Ergebnisse

Metallurgisch relevant ist die Abkühlgeschwindigkeit im Bereich zwischen 400 und 290 °C. Die Leidenfrosttemperatur liegt bei allen Versuchen unter 290 °C, sodass die stabile Filmverdampfung den relevanten Temperaturbereich abdeckt. Der in Kapitel 2.7.4 „Spraykühlung“ beschriebene Zusammenhang zwischen Wärmeübergangskoeffizient und Wasserbeaufschlagungsdichte ist ebenfalls im Bereich der stabilen Filmverdampfung ermittelt, wodurch die Vergleichbarkeit mit dem Stand der Technik gegeben ist. Abbildung 5.4 zeigt exemplarisch eine gemessene Abkühlkurve.

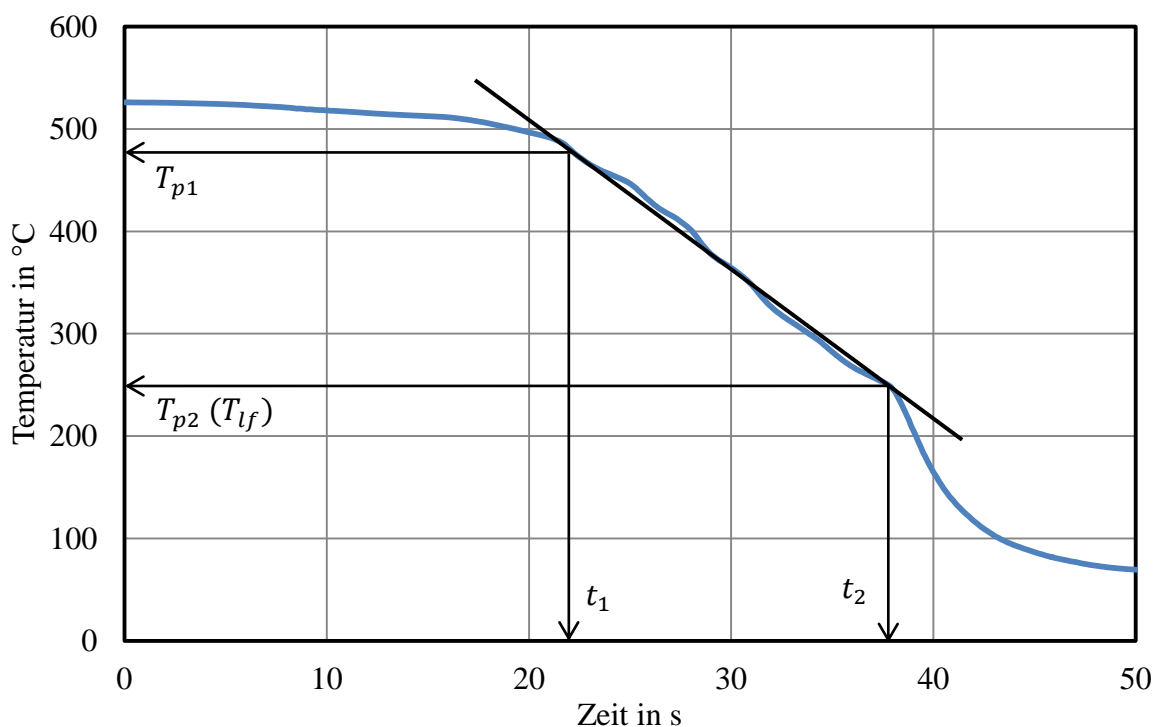


Abbildung 5.4: Abkühlkurve Spraykühlung, Parameter: $\dot{M} = 1,33 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$, $w_G = 100 \%$, Blechdicke $d = 10 \text{ mm}$, $a_{d-w} = 100 \text{ mm}$

In Kapitel 3.1.2 „Versuchsauswertung“ ist mit Gleichung 3-7 gezeigt, dass die abgeführte Wärmemenge für bekannte Materialeigenschaften und Probenabmessungen aus der Temperaturdifferenz mit der zugehörigen Zeitdifferenz zu bestimmen ist. Die dazu aus der Temperaturmessung benötigten Größen T_{p1} , t_1 , T_{p2} , t_2 sind in Abbildung 5.4 dargestellt. Der Wärmeübergangskoeffizient ist im Bereich der stabilen Filmverdampfung für das untersuchte Verfahren nicht konstant. Abbildung 5.5 stellt den aus der Temperaturmessung berechneten Verlauf der Siedelinie bis zu der Temperatur von 80 °C dar.

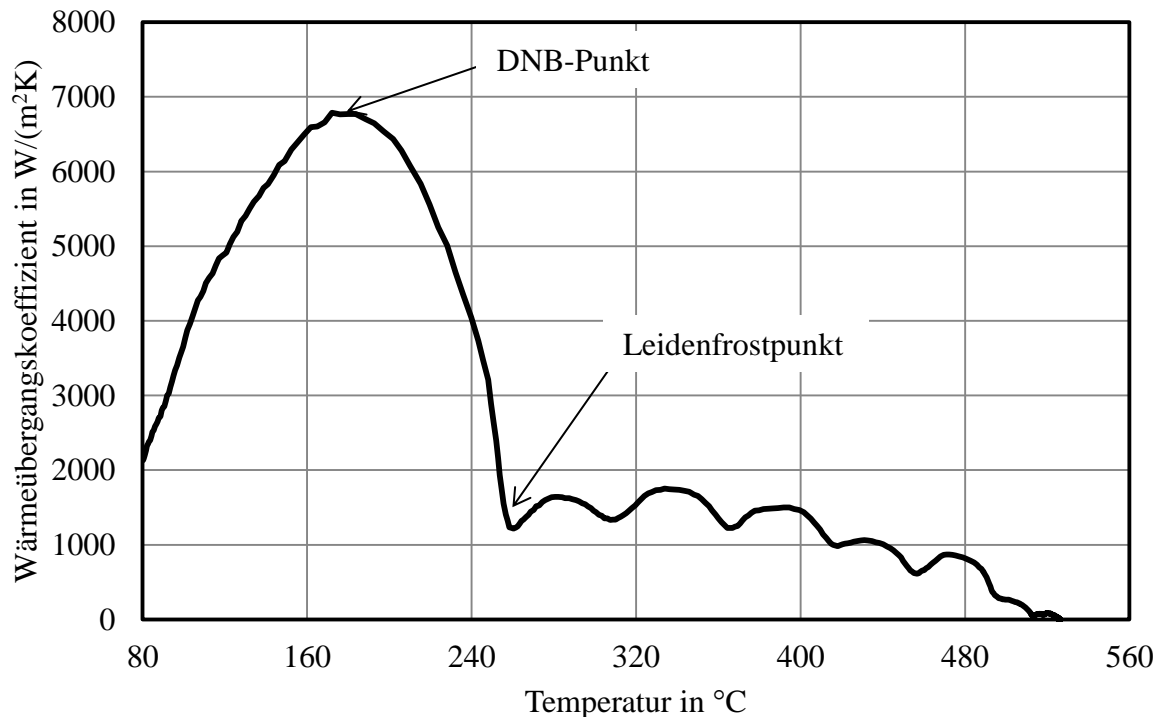


Abbildung 5.5: Siedelinie Spraykühlung

Parameter: $\dot{M} = 1,33 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$, $w_G = 100 \%$, Blechdicke $d = 10 \text{ mm}$,
 $a_{d-w} = 100 \text{ mm}$

Im Beispiel steigt der Wärmeübergangskoeffizient im Bereich der stabilen Filmverdampfung an. Somit ist mit der zuvor beschriebenen Vorgehensweise der mittlere Wärmeübergangskoeffizient im Bereich der stabilen Filmverdampfung bestimmt. Der Wärmeübergangskoeffizient ist im Mechanismus der Spraykühlung von der Luftphase und von der Wasserphase beeinflusst. Die Wasserphase ist über die Wasserbeaufschlagungsdichte spezifiziert. Die Luftphase ist in der vorliegenden Arbeit durch die am Austritt der Lustdüse gemessenen Luftgeschwindigkeit w_G repräsentiert. In den Experimenten ist die Wasserbeaufschlagungsdichte und die Luftgeschwindigkeit variiert. Tabelle 5.1 zeigt die mit den jeweiligen Parameterpaarungen ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten. Abbildung 5.6 visualisiert die Matrix.

Wasserbeaufschlagungsdichte in $\text{kg}/(\text{m}^2\text{s})$	Luftgeschwindigkeit in %			
	0	23	49	100
0,00	10,0	90,0	146,2	215,5
0,52	180,4	239,5	300,2	352,1
0,69	230,0	277,8	368,0	395,3
0,81	264,2	459,8	538,9	631,4
1,06	533,0	612,4	753,4	850,2
1,33	597,9	805,0	1002,8	1369,8
1,75	905,8	1069,6	1333,8	1926,1

Tabelle 5.1: Matrix der experimentell ermittelten Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit der Parameter Wasserbeaufschlagungsdichte und Luftgeschwindigkeit
Parameter: $a_{d-w} = 100 \text{ mm}$

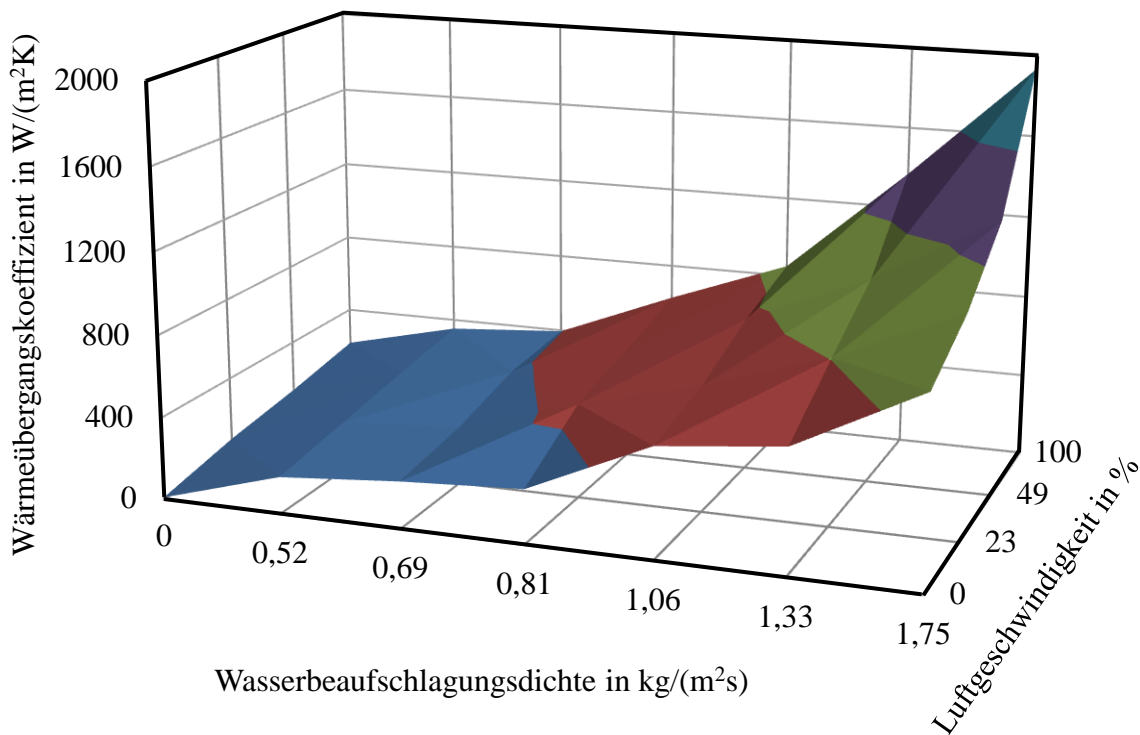


Abbildung 5.6: Wärmeübergangskoeffizient als Funktion von Luftgeschwindigkeit und Wasserbeaufschlagungsdichte, Parameter: $a_{d-w} = 100 \text{ mm}$

Die Luftkühlung wird für das Tragen des Aluminiumbands benötigt und somit im Prozess permanent zugeschaltet. Der mit reiner Luftkühlung erreichte maximale Wärmeübergangskoeffizient beträgt $216 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$. Für die minimale Wasserbeaufschlagungsdichte und Luftgeschwindigkeit beträgt der Wärmeübergangskoeffizient $240 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$. Mit einer Differenz von $24 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ schließt die Spraykühlung an die Luftkühlung an. Der für die Spraykühlung angestrebte Maximalwert von $2500 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ wird mit $1926 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ nicht

erreicht. Die experimentell ermittelten Zusammenhänge sind nachfolgend betrachtet. Abbildung 5.7 zeigt zunächst das Ergebnis für die reine Luftkühlung.

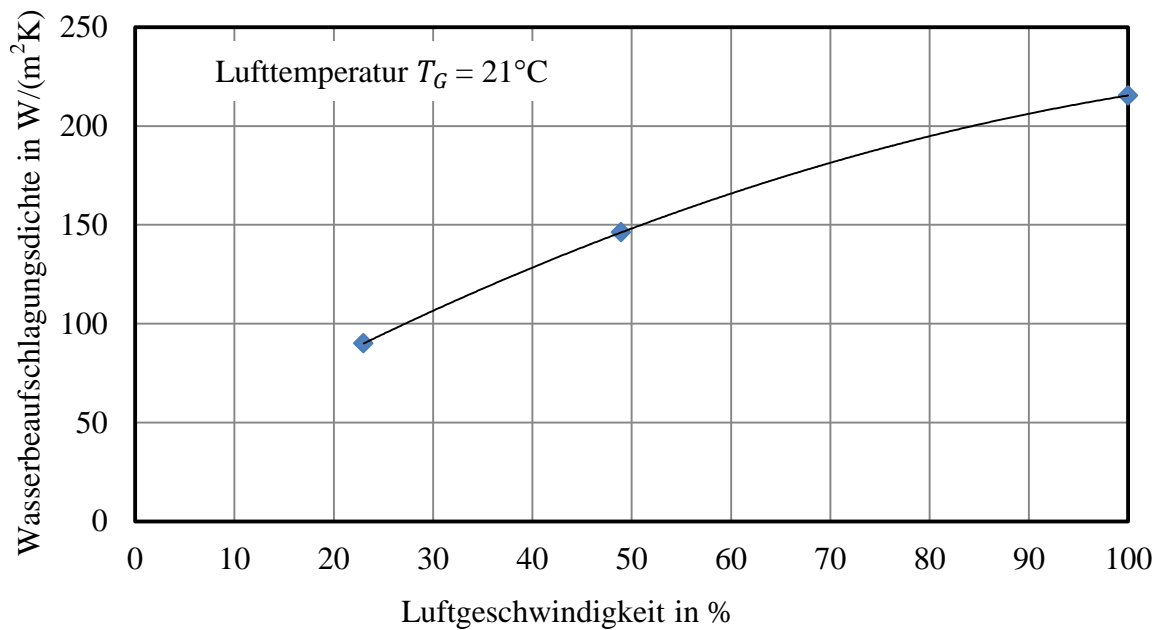


Abbildung 5.7: Experimentell ermittelter Wärmeübergangskoeffizient bei reiner Luftkühlung, Parameter: Düsenabstand $a_{d-w} = 100$ mm

Wie erwartet steigt der Wärmeübergangskoeffizient degressiv mit steigender Düsenaustrittsgeschwindigkeit an. In der Abbildung 5.8 ist der Wärmeübergangskoeffizient über der Luftgeschwindigkeit aufgetragen (Parameter: Wasserbeaufschlagungsdichte).

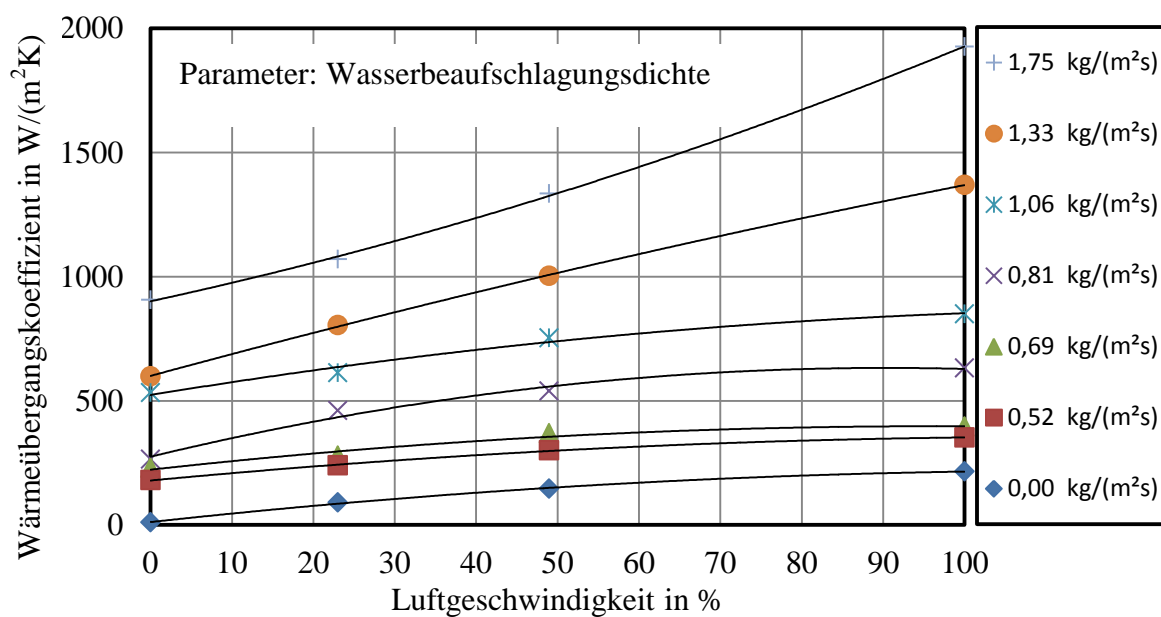


Abbildung 5.8: Wärmeübergangskoeffizient als Funktion der Luftgeschwindigkeit für verschiedene Wasserbeaufschlagungsdichten, Parameter: $a_{d-w} = 100$ mm

Der bereits für die reine Luftkühlung beobachtete degressive Anstieg des Wärmeübergangskoeffizient bleibt bis zu der Wasserbeaufschlagungsdichte von 1,06 kg/(m²s) erhalten. Für die Wasserbeaufschlagungsdichte von 1,33 kg/(m²s) besteht ein linearer Zusammenhang. Für die höchste Wasserbeaufschlagungsdichte ist ein progressiver Anstieg zu beobachten. Der Einfluss der Luftgeschwindigkeit und der Einfluss der Wasserbeaufschlagungsdichte ist im Stand der Technik getrennt voneinander betrachtet.

Zu diesem Zweck ist der von der Luft erzeugte Wärmeübergangskoeffizient aus Abbildung 5.7 vom Gesamtwärmeübergangskoeffizienten subtrahiert:

$$\alpha_W = \alpha_{ges} - \alpha_G \quad (5-4)$$

α_W Wärmeübergangskoeffizient Wasser

α_{ges} Wärmeübergangskoeffizient Wasser und Luft

α_G Wärmeübergangskoeffizient Luft

Die um den Einfluss der Luft korrigierten Werte sind in Abbildung 5.9 gezeigt.

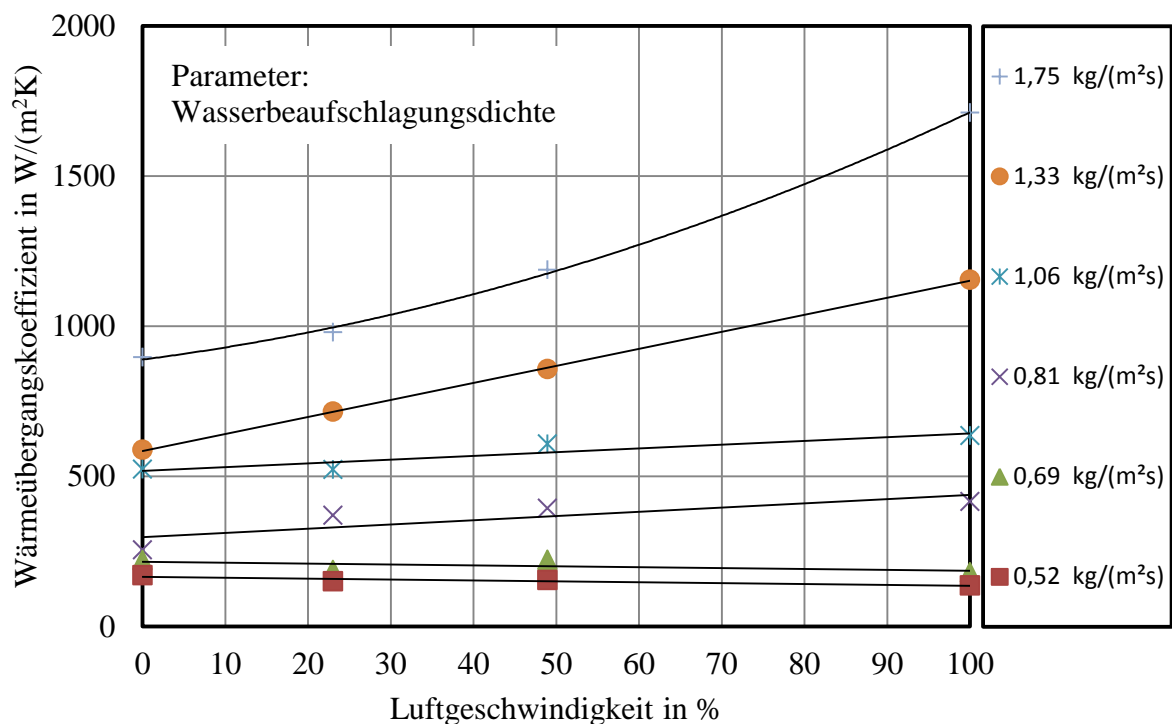


Abbildung 5.9: Wärmeübergangskoeffizient als Funktion der Luftgeschwindigkeit, korrigiert um den Einfluss der Luft, Parameter: $a_{d-w} = 100$ mm

Trotz der Korrektur bleibt der Einfluss der Luftgeschwindigkeit erkennbar. Wäre der Einfluss der Luftphase vollständig isoliert, müsste der Wärmeübergangskoeffizient mit steigender Luftgeschwindigkeit konstant bleiben.

Mögliche Erklärungsansätze sind:

- Der Einfluss auf die Tropfengeschwindigkeit
- Der Einfluss auf die Tropfen-Wand-Interaktionsdauer

Die Erklärungsansätze sind mit dem beschriebenen Versuchsaufbau nicht zu überprüfen. Bis zu der Wasserbeaufschlagungsdichte von $1,33 \text{ kg}/(\text{m}^2\text{s})$ ist der zuvor in Abbildung 5.8 betrachtete degressive Anstieg des Wärmeübergangskoeffizient durch einen linearen Zusammenhang ersetzt. Die maximale Wasserbeaufschlagungsdichte zeigt weiterhin einen progressiven Anstieg. Nach dem Einfluss der Luftgeschwindigkeit ist im nächsten Schritt der Einfluss der Wasserbeaufschlagungsdichte untersucht. Dieser ist in Abbildung 5.10 exemplarisch für die Luftgeschwindigkeit von 49 % dargestellt. Die aufgetragenen Werte sind nach Gleichung 5-4 um den Einfluss der Luftgeschwindigkeit korrigiert.

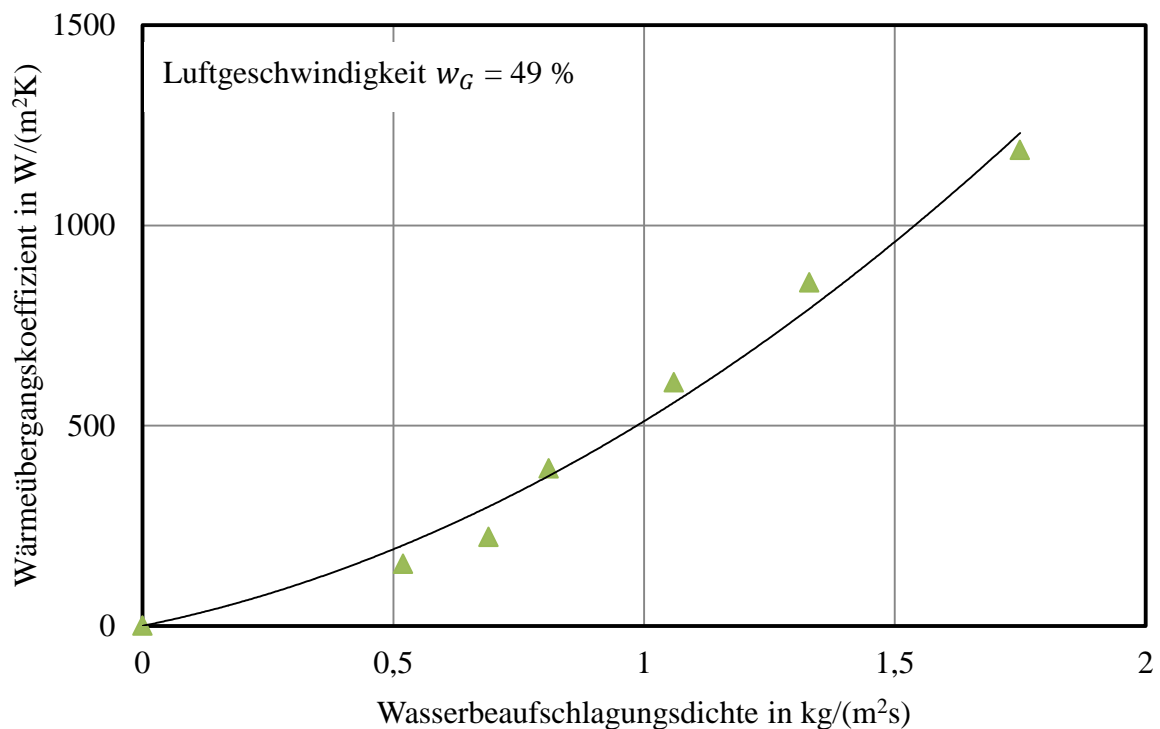


Abbildung 5.10: Wärmeübergangskoeffizient als Funktion der Wasserbeaufschlagungsdichte, korrigiert um den Einfluss der Luft, Parameter: $a_{d-w} = 100 \text{ mm}$

Mit zunehmender Wasserbeaufschlagungsdichte steigt der Wärmeübergangskoeffizient progressiv an. Qualitativ ist der für verschiedene Luftgeschwindigkeiten ermittelte Zusammenhang von Wärmeübergangskoeffizient und Wasserbeaufschlagungsdichte gleich. Die Wärmeübergangskoeffizienten wurden unter Variation der Luftgeschwindigkeit und unter Variation der Wasserbeaufschlagungsdichte ermittelt.

In Abbildung 5.11 sind die um den Einfluss der Luft korrigierten Wärmeübergangskoeffizienten in Abhängigkeit von der Wasserbeaufschlagungsdichte aufgetragen. Die für eine spezifische Wasserbeaufschlagungsdichte aufgetragenen Punkte sind bei unterschiedlichen Luftgeschwindigkeiten gemessen.

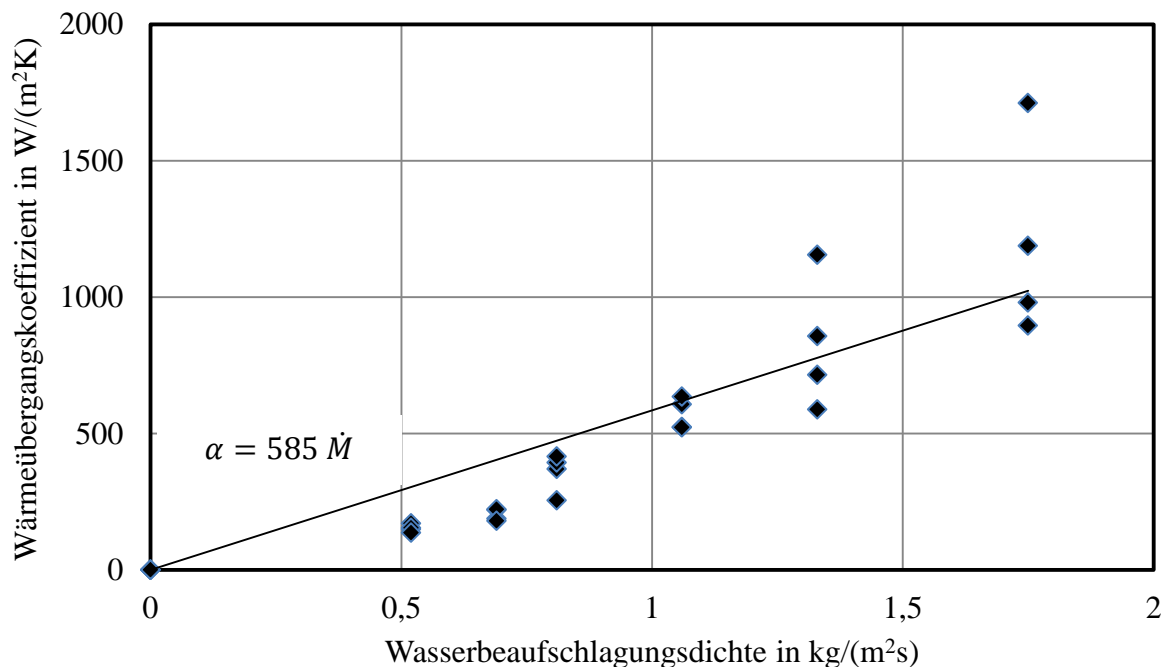


Abbildung 5.11: Wärmeübergangskoeffizient als Funktion von der Wasserbeaufschlagungsdichte, korrigiert um den Einfluss der Luft

Aus dem Stand der Technik (Kapitel 2.7.4 „Spraykühlung“) wurde ein linearer Zusammenhang zwischen der Wasserbeaufschlagungsdichte und dem Wärmeübergangskoeffizienten ermittelt. Die Möglichkeit des Vergleichs der experimentellen Ergebnisse mit der Literatur ist durch die in Abbildung 5.11 dargestellte und mit Gleichung 5-5 beschriebene Regressionsgerade möglich.

$$\alpha = 585 \dot{M} \quad (\text{siehe Abbildung 5.11}) \quad (5-5)$$

- α Wärmeübergangskoeffizient in $\text{W}/(\text{m}^2\text{K})$
- \dot{M} Wasserbeaufschlagungsdichte in $\text{kg}/(\text{m}^2\text{s})$

5.3 Diskussion

Das Kapitel 2.7 „Kühlverfahren“ beschreibt die Literaturwerte der Korrelation von Wasserbeaufschlagungsdichte und Wärmeübergangskoeffizient für die Spritzwasserkühlung, für die Verdampfungskühlung und für die Spraykühlung. Diese Werte sind in Tabelle 5.2 zusammengestellt.

Kühlmethode	Steigung der Regressionsgerade
Spritzwasserkühlung	100 J/(kgK)
Spraykühlung	625 J/(kgK)
Verdampfungskühlung	3000 J/(kgK)

Tabelle 5.2: Literaturwerte für den Zusammenhang zwischen Wärmeübergangskoeffizient und Wasserbeaufschlagungsdichte

Die Steigung der für die Spraykühlung experimentell ermittelten Ausgleichsgerade beträgt 585 J/(kgK). Damit wird der Wärmeübergangsmechanismus für das untersuchte Düsenfeld dem Mechanismus der Spraykühlung zugeordnet. Der Zusammenhang zwischen dem Wärmeübergangskoeffizienten und der Wasserbeaufschlagungsdichte sowie der Luftgeschwindigkeit ist für die Kühlung eines Aluminiumbands ermittelt. Mit den untersuchten Maximalwerten dieser Parameter ist der maximale Wärmeübergangskoeffizient von 1926 W/(m²K) erreicht worden. Die Untersuchungen wurden für den Bereich der stabilen Filmverdampfung durchgeführt. Auf dieser Grundlage sind die Parametergrenzen zukünftig so anzupassen, dass der Bereich zwischen der Luftkühlung und der Spritzwasserkühlung vollständig erschlossen wird. Für die Spraykühlung ist, vergleichbar mit der Verdampfungskühlung, ein maximal erreichbarer Wärmeübergangskoeffizient zu erwarten. Der Grenzwert ist mit der Wasserbeaufschlagungsdichte definiert, nach deren Überschreitung eine geschlossene Dampfschicht entsteht und der Kühlmechanismus von der Spraykühlung zu der Spritzwasserkühlung und damit zu der stabilen Filmverdampfung übergeht. In dem untersuchten Bereich der Wasserbeaufschlagungsdichten wurde der Grenzwert nicht erreicht. Dessen Untersuchung und damit die Beantwortung der Frage, ob die Spraykühlung die Spritzwasserkühlung vollständig oder teilweise ersetzen kann, birgt ein in höchstem Maß anwendungsrelevantes Untersuchungspotential.

6 Zusammenfassung

Die Auswertung des aktuellen Stands der Technik hat gezeigt, dass die Grundlagen der Flüssigkeitskühlung bereits weitreichend untersucht wurden. Die Herausforderung besteht zukünftig im Übertrag der Erkenntnisse auf Düsenfelder im industriell relevanten Maßstab. Forschungsvorhaben sind an Produktionsanlagen aufgrund der limitierten Zugangsdauer nur begrenzt durchführbar. Der Bau realgroßer Düsenfelder zu Forschungszwecken ist für akademische Forschungsstellen finanziell kaum umzusetzen. Somit ist es die Aufgabe der Industrie, anwendungsrelevante und im akademischen Labormaßstab umsetzbare Untersuchungsbedarfe zu definieren. Drei, die Stabilität des Kühlprozess negativ beeinflussende Probleme, wurden in der vorliegenden Arbeit identifiziert.

Die Modellierung des Zeit-Temperatur-Verlaufs ist bislang nicht auf das vom Band durchfahrene Spritzwasser-Düsenfeld angewandt. Die durchgeführten Experimente zeigen, dass die mit dem beschriebenen Versuchsaufbau ermittelte Siedelinie nur mit zusätzlichen charakteristischen Größen vollständig zu beschreiben ist. Die Lage der charakteristischen Punkte wurde in Abhängigkeit der gemittelten Wasserbeaufschlagungsdichte experimentell bestimmt. Auf dieser Basis wurde das Prozessmodell beschrieben und der Vergleich von berechnetem und gemessenem Zeit-Temperatur-Verlauf wurde exemplarisch durchgeführt. Es konnte gezeigt werden, dass die gemittelte Wasserbeaufschlagungsdichte für das beschriebene Düsenfeld mit der Siedelinie korreliert. Die berechnete Temperaturdifferenz von 20 K ist aufgrund der im Stand der Technik fehlenden Referenz nicht objektiv zu bewerten. Das Vorgehen zur Umsetzung des Prozessmodells wurde ganzheitlich beschrieben, womit der Zeit-Temperatur-Verlauf vorherzusagen ist. Mit der weiteren Anwendung können zukünftig vergleichbare Ergebnisse ermittelt und anhand der geschaffenen Referenz hinsichtlich der Temperaturgenauigkeit eingeordnet werden.

Das Verbessern der Temperaturgleichmäßigkeit im Düsenfeld der Spritzwasserkühlung wurde als weitere Aufgabenstellung definiert. Das ortsvariable Messen der Temperatur an dünnen Blechen während der Flüssigkeitskühlung war ein bislang ungelöstes Problem. Mit dem beschriebenen Vorgehen wurde die technische Lösung entwickelt und angewandt. Die aus der Differenz im Wärmeübergangskoeffizienten in der Bandquerrichtung resultierende Temperaturdifferenz wurde untersucht. Auch bei einer homogenen Wasserbeaufschlagungsdichte in Bandquerrichtung sind diese ermittelt. Ein Erklärungsansatz ist der Impulsstrom als Korrelationsgröße zum Wärmeübergangskoeffizienten. Der grundlegende Zusammenhang wurde zunächst an der Einzeldüse bestätigt und im zweiten Schritt auf ein Düsenfeld übertragen. Es wurde gezeigt, dass zur gleichmäßigen Abkühlung eines 1600 mm breiten Bands eine Differenz von 143 % Düsenvordruck in Bandquerrichtung einzustellen ist. Mit den Erkenntnissen konnte ein Fortschritt für das Verstehen der Wechselwirkungen im Düsenfeld und der daraus resultierenden inhomogenen Kühlung geschaffen werden. Die Bandbreite, der Düsenvordruck

und der geometrischen Aufbau des Düsenfelds wurden als Einflussparameter erkannt. Auf dieser Grundlage kann zukünftig eine Untersuchung der physikalischen Beziehungen zwischen den Einflussparametern durchgeführt werden.

Zwischen der Luftkühlung und der Spritzwasserkühlung ist ein Bereich bislang nicht einstellbarer Wärmeübergangskoeffizienten vorhanden. Dieser Bereich ist für den Anwendungsfall der Kühlung von Aluminiumblechen relevant. Der Stand der Technik hat die Spraykühlung als Lösungsansatz hervorgebracht. Im experimentellen Aufbau wurde die Spraykühlung in das aerodynamische System eines Bandschwebeofens integriert. Das so entstandene Düsenfeld wurde hinsichtlich der Wärmeübertragungseigenschaften untersucht. Wärmeübergangskoeffizienten direkt oberhalb der Luftkühlung und bis $1926 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ wurden experimentell ermittelt. Der Einfluss der Luftgeschwindigkeit und der Einfluss der Wasserbeaufschlagungsdichte auf den Wärmeübergangskoeffizienten wurden untersucht. Mit diesen Erkenntnissen können die Parameter zukünftig so angepasst werden, dass ein maximaler Wärmeübergangskoeffizient von $2500 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ erreicht wird. Dieser würde damit direkt an den minimalen Wärmeübergangskoeffizienten der Spritzwasserkühlung heranreichen und die Lücke zwischen der Luftkühlung und der Spritzwasserkühlung schließen.

7 Summary

A review of the state of the art revealed that the fundamentals of liquid cooling have been extensively explored. In the future, the challenge will lie in applying these findings to nozzle arrays on an industrially relevant scale. The options for conducting research projects on existing production lines are limited by access time constraints. For an academic research establishment, the cost of building real-life size nozzle arrays for research purposes is all but prohibitive. It is therefore incumbent on industry to define investigation needs that have application relevance and can also be addressed on an academic laboratory scale. In the present paper, three problems affecting the stability of the cooling process are identified.

Time-temperature curve modeling has not, until now, been applied to the spray water nozzle array through which the strip is passed. From the experiments performed it emerges that the boiling curve obtained with the test set-up outlined herein can only be fully described with the aid of additional characteristic variables. The locations of the characteristic points were determined experimentally as a function of the averaged water application density. Based on this data, the process model was formulated and an exemplary comparison of the calculated and measured time-temperature curves was carried out. It could be shown that for the nozzle array described, the averaged water application density correlates with the boiling curve. The calculated temperature difference of 20 K cannot be objectively evaluated given the absence of a reference in the state of the art. The process model implementation procedure was integrally described so that the time-temperature curve can be forecast. As the model is further employed, it will be possible in future to determine comparable results and to classify them in terms of temperature accuracy against the reference thus created.

Improving temperature uniformity in the area of the spray water nozzle array was defined as a further task. Taking locationally variable temperature measurements on thin-gauge sheet metal during liquid cooling was an unsolved problem to date. By the procedure described, the technical solution was developed and applied. The temperature differential resulting from the cross-strip difference in heat transfer coefficients was investigated. The determination was also carried out for a uniform cross-strip water application density. One explanation approach relies on pulse flow as a variable correlating with the heat transfer coefficient. The underlying correlation was initially confirmed for one individual nozzle, then applied to a nozzle array in a second step. It was shown that to ensure uniform cooling of a strip measuring 1600 mm in width, a nozzle inlet pressure difference of 143 % must be set across the strip width. These findings advance our understanding of effect interactions in the nozzle array and of the resulting inhomogeneous cooling. Strip width, nozzle inlet pressure and geometrical configuration of the nozzle array were identified as influential parameters. On this basis, it will be possible to investigate the physical relations between influential parameters in future.

Between the techniques of air cooling and spray water cooling, there exists a heat transfer coefficient range that could not be set to date. However, this range is relevant for aluminium sheet metal cooling applications. In the state of the art, mist cooling has emerged as a solution approach. In the experimental set-up, mist cooling was integrated into the aerodynamic system of a continuous strip flotation furnace. The nozzle array thus configured was examined with regard to its heat transfer behavior. Heat transfer coefficients from just above air cooling level to $1926 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ were determined experimentally. The influence of air velocity and the influence of water application density were investigated. Using the findings obtained, it will be possible in future to adapt the parameters in such a manner that a maximum heat transfer coefficient of $2500 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$ – i.e., directly below spray water cooling – can be achieved.

8 Literaturverzeichnis

- [1] **Ducker Worldwide:** Light Vehicle Metallic Material Market Analyses & Forecast, Michigan USA, 2014,
- [2] **Milkereit, B.:** Kontinuierliche Zeit-Temperatur-Ausscheidungs-Diagramme von Al-Mg-Si-Legierungen, Dissertation, Fakultät für Maschinenbau und Schiffstechnik, Universität Rostock, 2011
- [3] **Ducker Worldwide:** 2015 North American Light Vehicle Aluminum Content Study, Michigan USA, 2014
- [4] **Grote, K. H.; Feldhusen, J. (Hrsg.):** Specht, E.: Intensivkühlung heißer Metalle mit Flüssigkeiten, Dubbel, Springer-Verlag, 24. Auflage, Berlin Heidelberg, 2014
- [5] **Specht, E.:** Wärme- und Stoffübertragung in der Thermoprozesstechnik, Vulkan-Verlag, Essen, 2014
- [6] **Stähler, M.:** Experimentelle Bestimmung und Modellierung des Wärmeüberganges bei der Spraykühlung an bewegten Metallbändern, Dissertation, Department Maschinenbau der technisch-naturwissenschaftlichen Fakultät, Universität Siegen, 2012
- [7] **Puschmann, F.:** Experimentelle Untersuchung der Spraykühlung zur Qualitätsverbesserung durch definierte Einstellung des Wärmeüberganges, Dissertation, Fakultät für Verfahrens- und Systemtechnik, Otto von Guericke Universität, 2003
- [8] **Rainers, U.:** Wärmeübertragung durch Spritzwasserkühlung heißer Oberflächen im Bereich der stabilen Filmverdampfung, Dissertation, Fakultät für Bergbau, Hüttenwesen und Maschinenwesen, Technische Universität Clausthal, 1987
- [9] **Chen, S.-J.; Kothari, J.; Tseng, A. A.:** Cooling of a Moving Plate with an Impinging Circular Water Jet, Experimental Thermal and Fluid Science, Vol. 4 (1991), pp. 343-353
- [10] **Nukiyama, S.:** The Maximum and Minimum Values of the Heat Q Transmitted from Metal to Boiling Water under Atmospheric Pressure, Journal Japan, Vol. 37 (1934), pp. 367-374
- [11] **Jeschar, R.; Specht, E.; Heidt, V.:** Mechanismen der Wärmeübertragung beim Kühlen von Metallen mit verdampfenden Flüssigkeiten, Abhandlungen der Braunschweigischen Wissenschaftlichen Gesellschaft, Verlag Erich Goltze, 1991
- [12] **Pfeifer, H.:** Handbuch Industrielle Wärmetechnik, Vulkan Verlag, Essen, 5. Auflage, 2013
- [13] **Pfeifer, H.:** Vorlesungsskript Hochtemperaturtechnik 1, Institut für Industrieofenbau und Wärmetechnik, RWTH Aachen, 2008
- [14] **Kramer, C., Alfred Mühlbauer (Hrsg.):** Praxishandbuch Thermoprozesstechnik, Band 1: Grundlagen und Verfahren, Vulkan-Verlag, Essen, 2002

- [15] **Puschmann, F.; Specht, E.; Schmidt, J.:** Measurement of Spray Cooling Heat Transfer Using an Infrared-Technique in Combination with the Phase-Doppler Technique and a Patternator, *International Journal of Heat & Technology*, Vol. 19 (2001), pp. 51-56
- [16] **Alam, U.:** Experimental Study of Local Heat Transfer during Quenching of Metals by Spray and Multiple Jets, Dissertation, Fakultät für Verfahrens- und Systemtechnik, Otto von Guericke Universität, 2011
- [17] **Jeschar, R.; Maibücher, L.:** Experimentelle Untersuchung des Wärmeüberganges bei der Verdampfungskühlung im Sprühnebel, Institut für Energieverfahrenstechnik und Brennstofftechnik, TU Clausthal, 1990
- [18] **Renata, V.:** Untersuchung des Wärmeübergangs bei der Spritzwasserkühlung unter Berücksichtigung des Einflusses der Verzunderung, Dissertation, Institut für Metallurgie, TU Clausthal, 2007
- [19] **Robidou, H.; Auracher, H.; Gardin, P.; Lebouche, M.; Bogdanic, L.:** Local heat transfer from a hot plate to a water jet, *Heat and Mass Transfer*, Vol. 30 (2003), pp. 861-867
- [20] **Rose, A.:** Verzugsreduzierung beim Wärmebehandeln von Bauteilen aus sprühkompaktierten und gießtechnisch hergestellten Aluminiumlegierungen durch Gasabschrecken, Dissertation, Fachbereich Produktionstechnik, Universität Bremen, 2014
- [21] **Griffay, G., Larnicol, M., Nazzi, F.:** Improved control of mechanical and geometrical properties of steel strips by thermal profile determination all along the annealing line, *Technical Steel Research*, 2006
- [22] **Ostermann, F.:** Anwendungstechnologie Aluminium, Springer-Verlag, 3. Auflage, 2014
- [23] **Fa. Amag:** Erhöhter Kundennutzen durch optimierte Wärmebehandlung von 6xxx-Bleichen, AMAG Alu Report, 2009
- [24] **Zhang, Y.; Milkereit, B.; Schick, C.; Rometsch, P. A.:** Development of continuous cooling precipitation diagrams for aluminum alloys AA7150 and AA7020, *Journal of Alloys and Compounds*, Vol. 584 (2014) pp. 581-589
- [25] **Chandler, H.:** Heat Treater's Guide, ASM International, pp. 129-268, 2010
- [26] **Menzler, D.:** Konvektionskühlsysteme für Leichtmetallhalbzeuge, Dissertation, Fakultät für Bergbau, Hüttenwesen und Geowissenschaften, RWTH Aachen, 1992
- [27] **Muster, M.; Maibücher, L., Weber, R., Jeschar, R.:** Einfluss der Zweiphasenströmung auf die Kühlwirkung beim Abschrecken heißer Metalloberflächen in Tauchbädern, *Gaswärme International*, vol. 5 (2005)
- [28] **Ebner Industrieofenbau:** Journal für Technologie und Fortschritt im Industrieofenbau, vol. 2, 2013
- [29] **Bernhard, F. (Hrsg.):** Technische Temperaturmessung, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2004

- [30] **Mertens, T.:** Experimentelle Untersuchung der Zweiphasenkühlung im Industriemaßstab unter Berücksichtigung der Leidenfrosttemperatur, Bachelorarbeit, Fachhochschule Köln, 2012
- [31] **Takahiro, O.; Keiichi, Y.; Hidehito, F.; Kensuke, U.; Masahiko, M.:** On the effect of residual water height on heat transfer characteristics in plate cooling with cylindrical multi jet, 10th international Rolling Conference, Graz, 2016
- [32] **Otto von Guericke Universität Magdeburg,** URL: <http://www.ltv.ovgu.de/Forschung/Forschungsschwerpunkte/Intensivkühlung+von+Metallen+bei+Härte+und+Strangussprozessen/Experimentelle+und+numerische+Untersuchung+der+Intensivkühlung+heißer+Metalle+mit+Wasser+aus+Strahlfeldern.html>, abgerufen am 13.03.2017
- [33] **Specht, E.; Fritsching, U.:** AiF-Vorhaben Nr. 18012 BG/1 Experimentelle und numerische Untersuchung der Intensivkühlung heißer Metalle mit Wasser aus Strahlfeldern, vorläufige Fassung, Magdeburg Bremen, 2016
- [34] **Noé, A.:** Kundenspezifische Lösungen zum Streckbiegerichten und Zugstrecken metallischer Bänder, Vortrag zum DGM-Fortbildungsseminar „Profil, Planheit und Ebenheit gewalzter Flachprodukte“, 2016
- [35] **Wozniak, G.:** Zerstäubungstechnik – Prinzipien, Verfahren, Geräte, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2003
- [36] **Lechler GmbH:** Messung der Tropfengrößenverteilung, Hohlkegeldüse 200.263.30.00, 2016
- [37] **Lechler GmbH:** Messung der Tropfengrößenverteilung, Hohlkegeldüse 200.263.30.01, 2016
- [38] **Verein Deutscher Ingenieure (Hrsg.):** Wärmetlas, 10. Auflage, Springer-Verlag, Berlin Heidelberg, 2006
- [39] **Lechler GmbH:** Präzisionsdüsen und Zubehör, Katalog, Edition 112, Zugriff am 13.04.2017
- [40] **Heeß, K.:** Maß- und Formänderung infolge Wärmebehandlung von Stählen, 5. vollständig überarbeitete Auflage, Expert-Verlag, Renningen, 2017
- [41] **Karwa, N.:** Experimental Study of Water Jet Impingement Cooling of Hot Steel Plates, Dissertation, Fachbereich Maschinenbau, TU Darmstadt, 2012
- [42] **Steuer, R.:** Ultraschallunterstütztes Flüssigkeitsabschrecken bei der Wärmebehandlung metallischer Werkstoffe, Dissertation, Fakultät für Maschinenbau und Schiffstechnik, Universität Rostock, 2015
- [43] **Mertens, T.:** Patent DE102016101160 Vorrichtung zum schwebenden Führen und gleichzeitigem Abkühlen von bahnförmigem Material und Verfahren zum Betreiben einer solchen Vorrichtung, Inhaber: Otto Junker GmbH, 2017