

# **Wärmeübergang und Ejecting bei der Stranggusskühlung von NE- Metallen mit Kokillen**

## **Dissertation**

zur Erlangung des akademischen Grades

## **Doktoringenieur**

**(Dr.-Ing.)**

von M.Sc. Stephan Ryll

geb. am 29.04.1988 in Halle/ Saale

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

Gutachter: Herr Univ.-Prof. Dr.-Ing. Eckehard Specht  
Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg

Herr Univ.-Prof. Dr.-Ing. Jürgen Rüdiger Böhmer  
Universität Hildesheim

Herr Univ.-Prof. Dr.-Ing. Herbert Pfeifer  
Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen

Promotionskolloquium am 22.08.2025

## Zusammenfassung

In dieser Arbeit wurde die Kühlung heißer bewegter Bleche mit Wasser aus einer feststehenden Modell-Kokille untersucht. Hierfür wurden experimentelle Untersuchungen mit verschiedenen NE-Metallblechen, wie AA6082, AA5083, Nickel, Nicrofer und Kupfer B14 durchgeführt. Während des Abkühlprozesses wurden die Oberflächentemperaturen der Bleche auf der Messseite mit einer hochauflösenden Infrarotkamera gemessen. Die Bleche wurden bis zu 800 °C aufgeheizt und im Anschluss daran mit Wasser aus einer Modell-Kokille mit elf fluchtend angeordneten Vollstrahlen gekühlt. Während der Kühlung führten die Bleche eine Vertikalbewegung hinsichtlich der Kokille aus. Bei den Untersuchungen wurde die Strahlgeschwindigkeit (zwischen 1 m/s und 4 m/s), der Strahlwinkel (zwischen 15° und 60°), die Anzahl der Strahlen (5 und 11), die Blechgeschwindigkeit (zwischen 3,3 mm/s und 120 mm/s), die Blechdicke (3 und 5 mm), die Oberflächenrauheit der Blechprobe, die Wassertemperatur (zwischen 18 °C und 60 °C), die Wasserqualität (deionisiertes Wasser, Leitungswasser und Mix aus Leitungswasser + Borax), die Pulsations - Frequenz (zwischen 0,05 und 3 Hz) und die Anfangstemperatur des Bleches (zwischen 800 °C und 300 °C) variiert. Ausgehend von den aufgezeichneten Infrarotdaten wurden für den quasistationären Zustand diverse Abkühlkurven erstellt. Zur Bestimmung der Blechoberflächentemperatur sowie der Wärmestromdichte auf der Strahlseite wurde ein 2D-inverses Wärmeleitmodell verwendet. Der Mechanismus des Wärmeübergangs während des Kühlprozesses wurde detailliert beschrieben. Der Anstieg der mittleren Wassertemperatur nach dem Blechkontakt wurde berechnet.

Ein wesentliches Ergebnis der experimentellen Untersuchungen ist der konkrete Nachweis des Einflusses technischer Parameter wie Strahlgeschwindigkeit, Blechgeschwindigkeit, Anfangstemperatur, Metallart etc. auf den plötzlichen Filmabriss (Ejecting) während der Kühlung. Die Strahlen müssen mit einer Geschwindigkeit von mindestens 1,2 m/s austreten, um den Strang benetzen zu können. Die Strahlen vereinigen sich schnell zu einem dünnen Wasserfilm, der den Strang benetzend herabfließt. Bei Austrittsgeschwindigkeiten aus der Kokille höher als 2 m/s wird ein Teil des Wassers reflektiert und trägt nicht zur Benetzung der Oberfläche des Strangs bei. Eine Erhöhung der Wassermenge erhöht somit unwesentlich den Wärmeübergang. Der dünne, etwa 0,5 mm dicke, benetzende Wasserfilm erwärmt sich sehr stark während des Abfließens auf der Oberfläche. Es werden mittlere Temperaturen bis zu 80 °C erreicht. Im Kontaktbereich zwischen Film und Oberfläche bilden sich Dampfblasen. Die Blasenentwicklung wird bei bestimmten Prozessparametern so stark, dass der Wasserfilm von der Oberfläche fortgeschleudert wird, was als Ejecting bezeichnet wird. Die Zweiphasenströmung aus Dampf und flüssigem Wasser während der Blasenverdampfung kann physikalisch noch nicht vollständig beschrieben werden. Daher können noch keine quantitativen Kriterien für das Auftreten des Ejectings angegeben werden. Der Wasserfilm beschleunigt während des Abfließens auf Grund der Schwerkraft. Daher nimmt der Wärmeübergang mit dem Abstand zur Kokille zu. Der Einfluss der verschiedenen Parameter auf den Wärmeübergang wurde ausführlich beschrieben und die zugehörigen lokalen Profile der Wärmestromdichten angegeben.

Mit den Ergebnissen dieser Arbeit stehen Kennwerte zur Verfügung, die für die Auslegung und Optimierung von Kühl- bzw. Abschreckanlagen geeignet sind. Die Möglichkeiten eines Transfers in die Industrie sind gegeben. Insgesamt wurde das Verständnis der während der Abkühlung (eines vertikal bewegten Metallblechs) mit einer Kokille ablaufenden Vorgänge durch die ermittelten Forschungsergebnisse verbessert.

**Schlüsselwörter:** Ejecting, Filmabriss, Metallkühlung, Direkter Kokillenguss, Infrarotthermografie, Wärmestromdichte, Siedekurve

## Abstract

In this study, the cooling of hot moving plates with water from a fixed model mold was investigated. For this purpose, experimental investigations were carried out with various non-ferrous metal plates, such as aluminium alloys like AA6082 and AA5083, nickel, microfer and copper B14. During the cooling process, the surface temperatures of the sheets were measured on the measuring side with a high-resolution infrared camera. The plates were heated up to 800 °C and then cooled with water from a model mold with eleven full jets arranged in a horizontal row. During cooling, the plates moved vertically with respect to the mold. In the studies, various parameters were adjusted, including jet velocity (ranging from 1 to 4 m/s), jet angle (between 15° and 60°), number of jets (5 and 11), plate velocity (from 3.3 mm/s to 120 mm/s) and plate thickness (either 3 mm or 5 mm). Other variables included surface roughness of the plate, water temperature (ranging from 18 °C to 60 °C), water quality (using deionised water, tap water or a tap water and borax mixture), pulsation frequency (from 0.05 to 3 Hz) and initial plate temperature (between 800 °C and 300 °C). For analysis purpose, various cooling curves were created for the quasi-stationary state based on the recorded infrared data. Additionally, a 2D inverse heat conduction model was used to determine the plate surface temperature and the heat flux density on the quench side. The mechanism of heat transfer during the cooling process was described in detail. Moreover, the rise in average water temperature following contact with the hot plate was calculated.

A major finding of the experimental investigations is the concrete proof of the influence of technical parameters such as jet velocity, plate velocity, initial temperature, metal type etc. on sudden film breakage (ejecting) during cooling. The jets must exit at a speed of at least 1.2 m/s to wet the ingot. The jets rapidly merges into a thin film of water that runs down the ingot, covering the targeted surface. However, when the mold exit velocity exceeds 2 m/s, a portion of the water is deflected and fails to contribute to surface coverage. As a result, increasing the water volume does not significantly enhance heat transfer. The water film, around 0.5 mm thick, heats up considerably as it moves over the ingot, reaching average temperatures of up to 80 °C. Vapor bubbles develop at the interface between the film and the hot surface. Under certain process conditions, bubble formation becomes so intense that the water film is displaced from the surface, an phenomenon known as 'ejecting'. The complex two-phase flow involving steam and liquid water during nucleate boiling remains inadequately described by current physical models, making it impossible to define quantitative criteria for the onset of ejecting. As the film flows downward, gravity causes it to accelerate, which in turn increases heat transfer with distance from the mold. The effects of various parameters on heat transfer have been thoroughly analyzed and the corresponding local heat flux profiles have been documented.

The results of this study provide characteristic values that are suitable for the design and optimization of cooling and quenching systems. The potential for industrial application is presented. Overall, the understanding of the processes taking place during cooling (of a vertically moving metal plate) with a mold has been improved by the research results obtained.

**Keywords:** Ejecting, Film Breakage, Metal Quenching, Direct-Chill Casting, Infrared thermography, Heat Flux, Boiling Curve

## Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung .....	1
1.1	Kühlverfahren von NE- Metallen .....	1
1.2	Motivation/ Problemstellung .....	2
2	Stand der Forschung .....	6
2.1	Theoretische Grundlagen .....	6
2.2	Literaturübersicht .....	11
3	Versuchsaufbau .....	16
3.1	Versuchsstand, Versuchsvorbereitung und -durchführung .....	16
3.2	Brausekopf .....	17
3.3	Blechproben .....	20
3.4	Wasserqualität .....	21
3.5	Pulsation .....	22
3.6	Rauheitskennwerte von Stranggussoberflächen .....	23
3.7	Messung der Temperaturen mit Infrarotmesstechnik .....	27
4	Auswertungsmethodik .....	29
4.1	Schematischer Ablauf der Auswertung .....	29
4.2	Auswertung der gemessenen Infrarotdaten .....	29
4.3	Zeit- und Koordinatendefinition/ Definition Auftreffpunkt der Wasserstrahlen .....	30
4.4	Modellansätze zur Bestimmung der Boilingkurve aus Experimenten .....	33
4.4.1	1D-Modell für bewegte Bleche .....	33
4.4.2	2D-inverses Modell für bewegte Bleche .....	33
4.5	Berechnungen .....	35
4.5.1	Geschwindigkeits- und Temperaturprofile .....	35
4.5.2	Anstieg der mittleren Wassertemperatur .....	35
4.5.3	Geschwindigkeitszunahme des Wasserfilms .....	36
4.5.4	Abnahme der Wasserfilmdicke .....	37
5	Experimentelle Untersuchungen .....	38
5.1	Basisparameter .....	38
5.2	Grundlegende Untersuchungen .....	38
5.2.1	Blechgeschwindigkeit .....	38
5.2.2	Strahlgeschwindigkeit .....	43
5.2.3	Blechdicke .....	46
5.3	Starttemperatur und Wassertemperatur .....	47
5.3.1	Starttemperatur .....	47
5.3.2	Wassertemperatur .....	47
5.4	Wasserqualität .....	52
5.5	Kokillenart .....	53
5.5.1	Strahlwinkel .....	53
5.5.2	Anzahl Vollstrahlen .....	54
5.6	Einfluss der Metallart - Nickel .....	56
5.6.1	Vergleich Aluminium und Nickel .....	56
5.6.2	Blechgeschwindigkeit - Nickel .....	56
5.6.3	Strahlgeschwindigkeit - Nickel .....	57
5.6.4	Blechdicke - Nickel .....	58
5.7	Einfluss der Metallart - Nicrofer .....	59

---

5.8 Einfluss der Metallart - Kupfer.....	60
5.9 Pulsation des Kühlwassers.....	62
5.10 Rauigkeit der Stranggussoberfläche.....	64
5.10.1 Blechgeschwindigkeit.....	64
5.10.2 Rauigkeit.....	66
5.11 Reproduzierbarkeit der Messergebnisse .....	67
6 Schlussfolgerungen .....	69
6.1 Zusammenfassung der Erkenntnisse.....	69
6.2 Nutzung zur Prozesssimulation .....	70
7 Literaturverzeichnis.....	74
A Anhang .....	79
A.1 Ergebnisse für AA6082.....	79
A.1.1 Variation der Blechgeschwindigkeit.....	79
A.1.2 Variation der Strahlgeschwindigkeit.....	82
A.1.3 Variation der Wassertemperatur.....	84
A.1.4 Variation der Wasserqualität .....	85
A.1.5 Variation des Stahlwinkel .....	86
A.1.6 Ergebnisse für eine Kühlung mit 5 Vollstrahlen .....	86
A.2 Ergebnisse für Nickel.....	87
A.3 Ergebnisse für Kupfer.....	87
A.4 Ergebnisse für eine Kühlung mit Pulsation.....	88
A.5 Ergebnisse der Messungen von Rauheitskennwerten .....	89

## Symbolverzeichnis

### Lateinische Buchstaben

Formelzeichen	Bedeutung	Einheit
$A_j$	Durchströmter Querschnitt	mm
$B$	Breite des Blechs	mm
$B_F$	Breite des Wasserfilms	mm
$c_p$	Spezifische Wärmekapazität	J/kg·K
$c_W$	Spezifische Wärmekapazität (Wasser)	J/kg·K
$d_j$	Durchmesser Vollstrahl	mm
$e$	Ejecting	-
$f$	Frequenz / Pulsrate	Hz
$g$	Erdbeschleunigung	m/s <sup>2</sup>
$h$	Höhe Aussparung Abschirmblech (Pulsation)	mm
$H$	Abstand Brausekopf - Blech	mm
$\dot{H}_W$	Enthalpie des Wassers	W
$L$	Länge des Blechs	mm
$L_{Pi}$	Länge des Blechs	Pixel
$\dot{M}_{F_0}$	Massenstrom des Wasserfilms Beginn	kg/s
$\dot{M}_{F_{Ende}}$	Massenstrom des Wasserfilms Ende	kg/s
$\dot{M}_j$	Massenstrom der Wasserstrahlen	kg/s
$n_j$	Anzahl Vollstrahlen	-
$p$	Druck	Bar oder Pa
$\dot{q}$	Wärmestromdichte	W/m <sup>2</sup>
$\dot{Q}$	Wärmestrom	W
$s$	Dicke der Materialprobe	mm
$t$	Zeit	s
$t_n$	Versuchszeit	s
$T$	Temperatur	K oder °C
$T_0$	Blechtemperatur zu Beginn des Versuchs	°C
$T_{Ej}$	Ejecting - Temperatur	°C
$T_{Le}$	Leidenfrosttemperatur	°C
$T_{DNB}$	Temperatur bei $HF_{max}$	°C
$T_W / T_{Wasser}$	Wassertemperatur	°C
$\bar{T}_W$	Mittlere Wassertemperatur	°C
$V$	Volumen	l
$\dot{V}$	Gesamtvolumenstrom	l/min
$\dot{V}_j$	Volumenstrom pro Strahl	l/min
$w_j$	Strahlgeschwindigkeit	m/s
$w_F$	Wasserfilmgeschwindigkeit	m/s
$w_p$	Blechgeschwindigkeit	mm/s
$X, Y$	Position Messlinie	Pixel (Pi)
$x, y, z$	Ortskoordinaten	mm
$z_{t_n}$	Startversatz	mm
$z^*$	Eulersche Koordinate	mm

### Griechische Buchstaben

Formelzeichen	Bedeutung	Einheit
$\alpha$	Strahlwinkel	°
$\delta$	Wasserfilmdicke	mm
$\varepsilon$	Emissionsgrad	-
$\kappa$	Spezifische Leitfähigkeit	cm <sup>-1</sup>
$\varrho$	Örtliche Auflösung	mm/Pi
$\lambda$	Wärmeleitfähigkeit	W/(m·K)
$\lambda$	Wellenlänge eines Pulsations - Zyklus	mm
$\nu$	Viskosität	m <sup>2</sup> ·s <sup>-1</sup>
$\rho$	Dichte	kg/m <sup>3</sup>
$\sigma$	Elektrische Leitfähigkeit	μS/cm

### Mathematische Symbole

Zeichen	Bedeutung
$\Delta_B$	Mittenabstand zwischen benachbarten Brausekopf- Bohrungen
$\Delta s$	Verfahrweg des Blechs
$\Delta T_W$	Änderung mittlere Wassertemperatur
$\Delta t$	Zeitschritt
$\varnothing_B$	Durchmesser Bohrung - Brausekopf

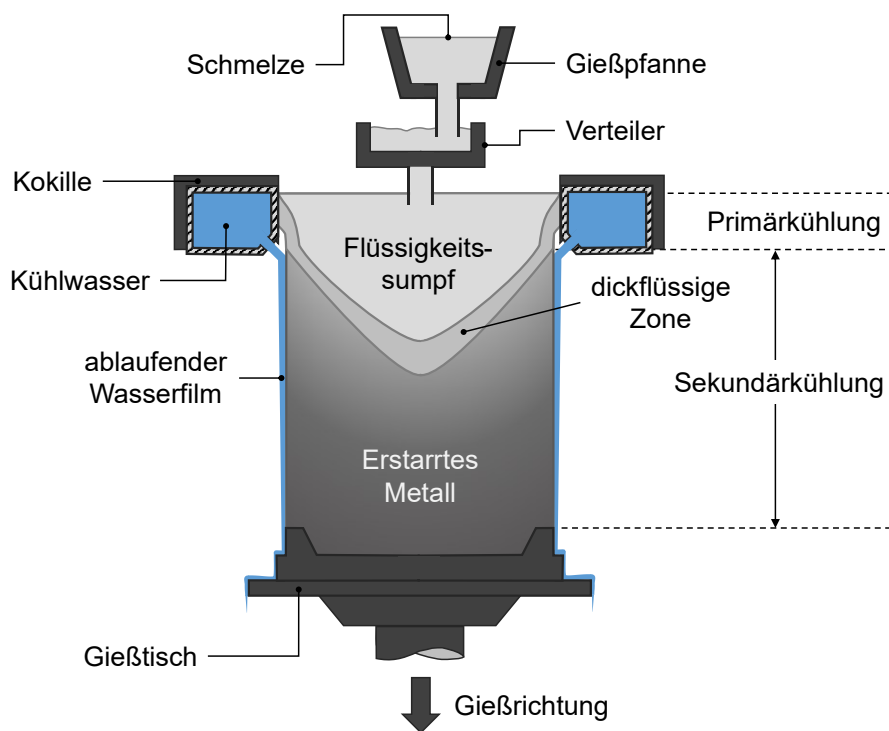
### Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
Bor_con	Boraxkonzentration
Deion. Water	Deionisiertes Wasser
DNB	Departure from nucleate boiling
HF	Heat flux (Wärmestromdichte)
HF <sub>max</sub>	maximaler Heat flux (max. Wärmestromdichte)
IR- Kamera	Infrarotkamera
ML	Messlinie
MLW	Magdeburger Leitungswasser
MP	Messpunkt
Re	Reynoldszahl

## 1 Einleitung

### 1.1 Kühlverfahren von NE- Metallen

Die überwiegende Menge der Nichteisen- Metalle wird im Strang vergossen. Zur Erstarrung muss der Strang intensiv gekühlt werden, wozu vorzugsweise Wasser als Kühlmittel verwendet wird. Kupfer und Aluminium wird meistens im Direct Chill (DC) Verfahren gekühlt (siehe Abbildung 1). Die Form und Abmessungen des Strangs werden durch den Querschnitt der Kokille vorgegeben, in die das flüssige Metall einfließt.



**Abbildung 1:** Schematische Darstellung des DC Casting Verfahrens (Direktkokillenguss)

Bei Aluminiumlegierungen wird das flüssige Metall teilweise auch durch ein elektromagnetisches Feld anstatt einer Kokille gehalten. Durch die fortfallende Reibung mit der Wand der Kokille erhält man dadurch glattere Oberflächen. Zur Kühlung der Kokille wird diese mit Wasser durchströmt. Die Kühlung des Strangs innerhalb der Kokille wird als Primärkühlung bezeichnet. Nach Austritt aus der Kokille besitzt der Strang außen eine erstarrte Schicht, die ausreichend dick sein muss, damit das innere flüssige Metall nicht durchbrechen kann. Die Kühlung außerhalb der Kokille wird als Sekundärkühlung bezeichnet. Bei Aluminium wird der Strang nach dem Austritt aus der Kokille zur weiteren Kühlung mit Wasser übergossen. Das Wasser des Primärkühlkreislaufes tritt schräg aus Schlitzen oder Lochreihen der Kokille aus und läuft dann auf der Oberfläche des Strangs herab zum Boden. Zur Verringerung des Wärmeübergangs wird die aus der Kokille austretende Wassermenge oftmals durch Pulsation verändert oder dem Wasser wird  $\text{CO}_2$  oder Polymere zugesetzt. Weiterhin läuft der Strang nach bestimmten Längen durch Gummiringe, die das Wasser abstreifen und somit die Kühlgeschwindigkeit reduzieren.

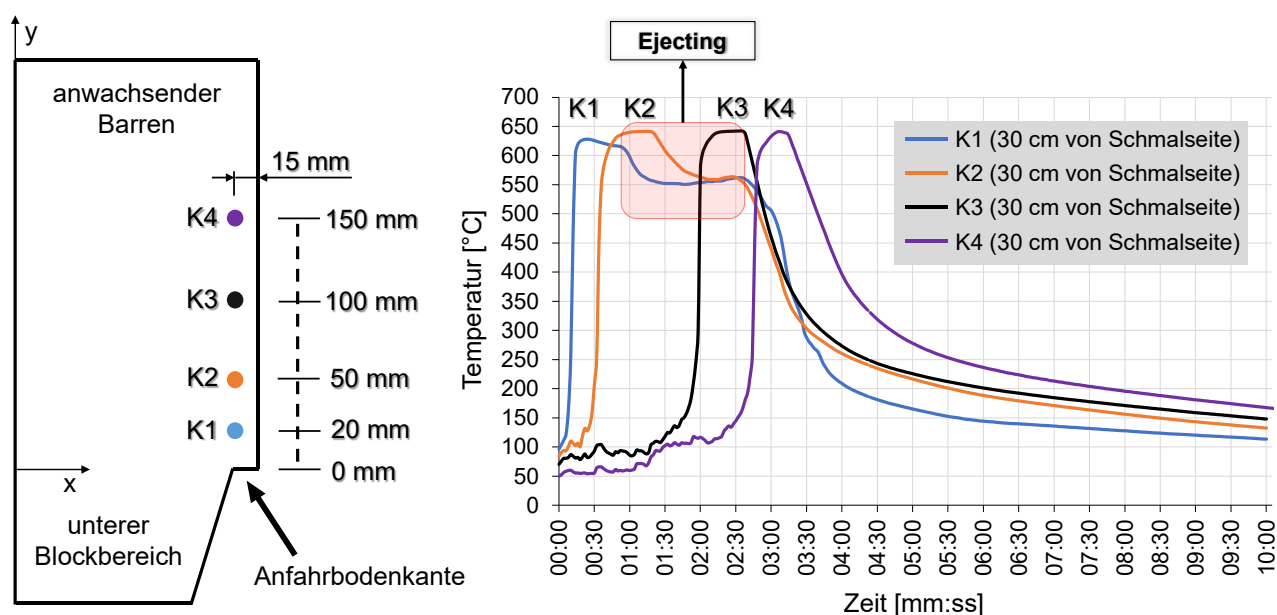
Die Sekundärkühlung übt einen wesentlichen Einfluss auf das Erstarrungsgefüge, die Sumpftiefe und die Ausbildung thermischer Spannungen aus. Die thermischen Spannungen können über die Kühlung beeinflusst werden. Bei nicht optimal eingestellter Kühlung entstehen auf der Oberfläche Risse. Diese erschweren die weitere Bearbeitung des Strangs. Die Oberflächenbereiche müssen entsprechend der Risttiefe abgefräst werden. Im Extremfall kann bei zu großen Rissen flüssiges Metall durchtreten, was anschließende längere Produktionsstillstände zur Folge hat. Weiterhin

können auch im Inneren Risse auftreten, die von außen nicht sichtbar sind. Diese Barren sind unbrauchbar für den anschließenden Walz- oder Umformprozess. Bei einer nicht angepassten Kühlung kann es bei einigen Legierungen sogar zu einem Bruch des gegossenen Barrens kommen. Folglich ist das Verständnis und die Optimierung der Wärmeübertragung in der sekundären Kühlzone entscheidend für die Prozesseffizienz und die Minimierung von Defekten. Die Messung der Temperaturverteilung während des DC-Gießprozesses stellt aufgrund der Komplexität und der hohen Kosten eine große Herausforderung dar. Daher ist es unerlässlich, die Wärmeübertragung in einer kontrollierten Laborumgebung zu untersuchen, um die Kühlmechanismen besser zu verstehen und die Prozesseffizienz zu steigern.

Nachdem die Wasserstrahlen aus den Lochreihen der Kokille die Oberfläche des Stranges erreicht haben, vereinigen sich diese nach einer kurzen Wegstrecke und fließen dann schleierartig auf der Strangoberfläche nach unten ab. Unter bestimmten Bedingungen kann es jedoch vorkommen, dass dieser geschlossene Wasserfilm plötzlich von der Metalloberfläche abprallt. Dieses Phänomen wird als Ejecting bezeichnet.

## 1.2 Motivation/ Problemstellung

In Kooperation mit der Universität Magdeburg wurde das Phänomen des Ejecting in einem Betriebsversuch mit Hilfe von Thermoelementen, welche innerhalb eines Barrens platziert wurden, nachgewiesen. Die Anordnung der vier Thermoelemente (K) wird in Abbildung 2 ersichtlich. Diese sitzen 15 mm von der Oberfläche entfernt im Inneren. Das erste Thermoelement K1 ist 20 mm von der Unterkante platziert, das zweite K2 50 mm, das dritte K3 100 mm und das vierte K4 150 mm. Der Abstand zur Schmalseite beträgt jeweils 30 mm.



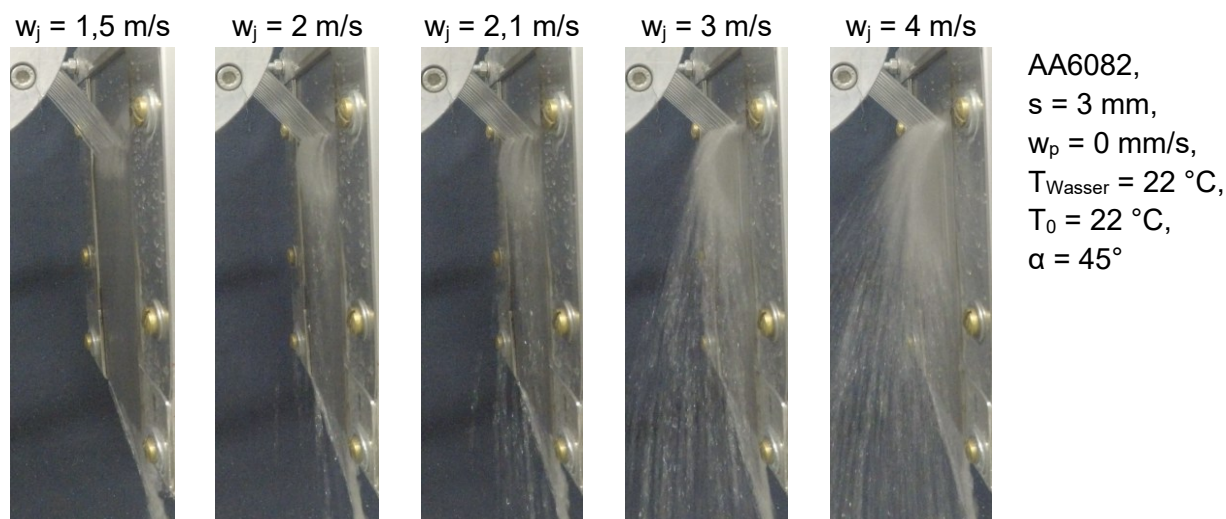
**Abbildung 2:** Betriebsversuch mit einem gegossenen Aluminiumbarren

Nach dem Austreten aus der Kokille benetzen die Wasserstrahlen die Oberfläche. Dabei bilden diese einen geschlossenen Film, der abwärts fließt. Nach einer bestimmten Länge wird der Wasserfilm plötzlich von der Oberfläche fortgeschleudert. Der darunterliegende Strangbereich wird also nicht mehr gekühlt. Dieses Phänomen kann im Versuch durch Video- und Infrarotaufnahmen gut sichtbar gemacht werden. In der Praxis ist das Phänomen auf Grund der großen Wassermengen und Dampfbildung nicht sichtbar. Es ist jedoch an Hand gemessener Temperaturverläufe im Barren erkennbar. Das unterste Thermoelement K1 taucht als erstes in die Schmelze ein und dessen Temperatur steigt dabei auf die Gießtemperatur von etwa 620 °C an. Die anderen Thermoelemente

tauchen entsprechend ihrem Abstand später in die Schmelze ein und steigen auf die Gießtemperatur an. Sobald das unterste Thermoelement K1 die Höhe der Kokillenstrahlen erreicht hat, fällt die Temperatur steil ab. Der Abfall geht jedoch nur bis 550 °C. Danach nimmt die Temperatur wieder um wenige Kelvin zu. Das zweite Thermometer verhält sich analog, wobei die Phase des geringen Temperaturanstiegs etwas kürzer ausfällt. Die Temperatur des dritten Thermoelements fällt dagegen kontinuierlich ab, nachdem es an den Kokillenstrahlen vorbeigefahren ist. Ebenso verhält sich das vierte Thermoelement. Nach etwa 3 Minuten stellt sich also ein Zustand ein, bei dem die Temperaturen der Thermoelemente K1 und K2 höher sind als die der Thermoelemente K3 und K4. Der Barren ist folglich an der unteren Kante wärmer als etwas weiter oben.

Dass die Temperaturen der Thermoelemente K1 und K2 nach einem kurzen Abfall anschließend konstant bleiben, kann nur damit erklärt werden, dass der Wasserfilm fortgeschleudert wurde (Ejecting) und der Strang folglich nicht weiter gekühlt wurde. Zur Simulation von Erstarrungsvorgängen muss der örtliche Wärmeübergang genau vorgegeben werden. Ohne Berücksichtigung des Ejectings ergeben sich keine hinreichend genauen Temperaturverläufe.

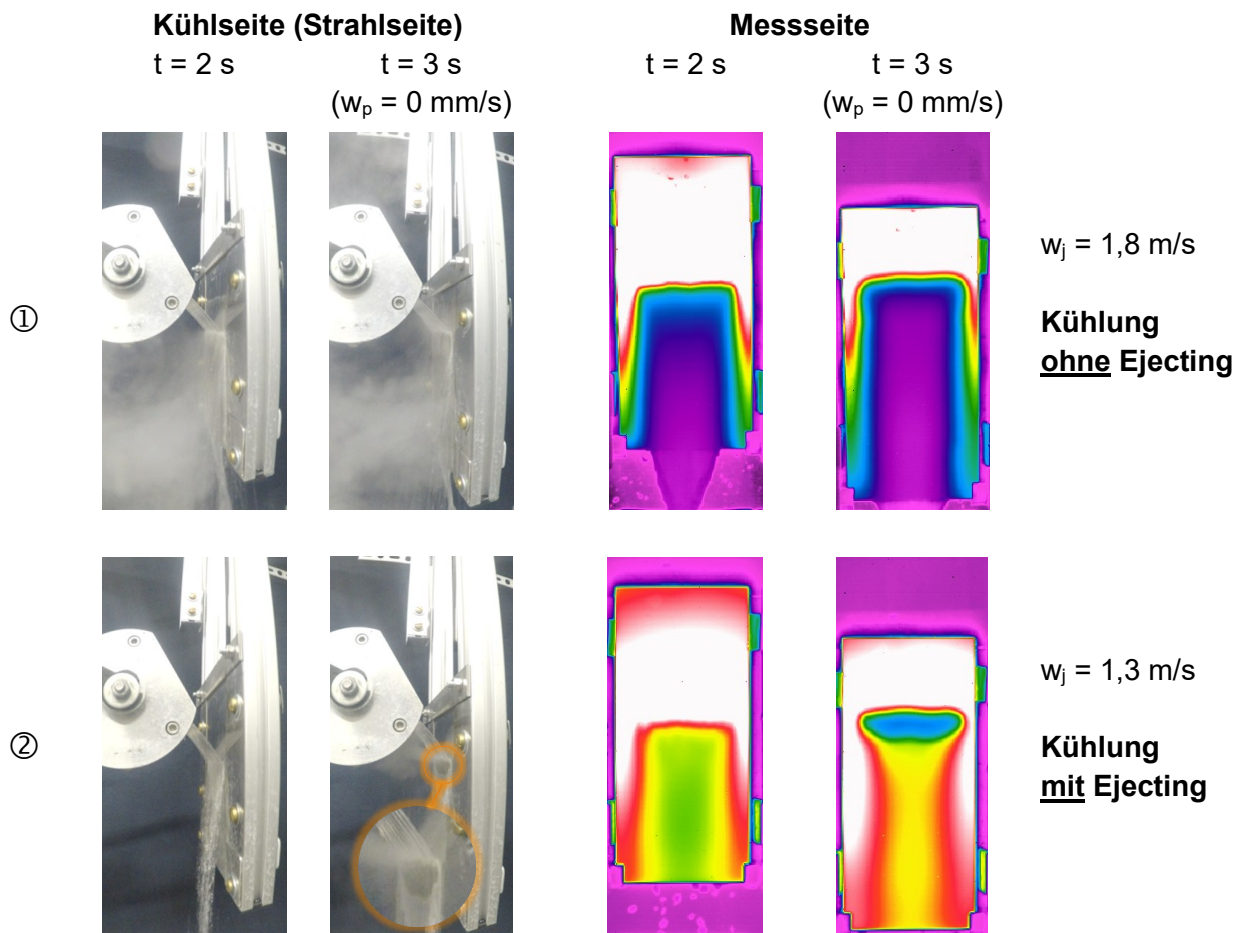
Um die Begriffe „Ejecting“ und „Reflexion“ voneinander abzugrenzen, sind in Abbildung 3 einige Standbildaufnahmen aufgeführt, anhand derer der Begriff „Reflexion“ definiert werden kann. Dabei treffen Wasserstrahlen auf ein kaltes stationäres Aluminiumblech.



**Abbildung 3:** Reflexion der Wasserstrahlen

Bei einer Strahlgeschwindigkeit von  $w_j = 1,5 \text{ m/s}$  und  $2 \text{ m/s}$  läuft der Wasserfilm an der Blechoberfläche hinab. Wird die Geschwindigkeit der Strahlen auf  $w_j = 2,1 \text{ m/s}$  erhöht, reflektiert bereits ein geringer Teil der Wassermenge von der Blechoberfläche. Mit zunehmender Strahlgeschwindigkeit steigt der Anteil der Wassermenge, welche von der Oberfläche reflektiert wird. Des Weiteren ist zu erkennen, dass nachdem das Wasser von der Metalloberfläche abprallt einen bogenförmigen Verlauf aufweist und sich dann wieder zurück zur Blechoberfläche bewegt. Dieses Verhalten des Wassers wurde innerhalb dieser Arbeit nicht weiter untersucht.

Für einen ersten Eindruck was im Zusammenhang mit dem Stranggießen unter Ejecting verstanden wird, ist in Abbildung 4 die Kühlung eines 3 mm dicken Aluminiumblechs (AA6082) bei einer Strahlgeschwindigkeit von  $w_j = 1,8$  bzw.  $1,3$  m/s gegenübergestellt. Hierbei waren Parameter wie die Blechgeschwindigkeit mit  $w_p = 60$  mm/s, die Wassertemperatur mit  $T_{\text{Wasser}} = 22$  °C und der Strahlwinkel mit  $\alpha = 45^\circ$  konstant.



**Abbildung 4:** Kühlung eines Aluminiumblechs ohne und mit Ejecting

Die Momentaufnahme (links) für Fall ① zeigt die Kühlseite des Blechs nach einer Kühlzeit von 2 Sekunden. Es sind 11 Strahlen zu erkennen, welche aus dem Brausekopf treten. Diese vereinigen sich nach dem Auftreffen auf die Blechoberfläche sofort zu einem geschlossenen ebenen Film, der dann das gesamte Blech benetzend nach unten abfließt. Der Film verjüngt sich schließlich beim Verlassen des Bleches. Im rechten Teilbild ist das mit der Infrarotthermokamera gemessene zugehörige Temperaturfeld gezeigt. Es ist zu erkennen, dass das Temperaturfeld für eine Kühlung mit einer Strahlgeschwindigkeit von  $w_j = 1,8$  m/s über eine große Breite eben ist. Die Strahlen haben sich also schnell zu einem geschlossenen Film vereinigt, wie bereits auf der Kühlseite erkennbar war. Die starke Dampfbildung zeugt von einer intensiven Abkühlung.

Die kühlseitig aufgenommenen Bilder für Fall ②, bei einer Strahlgeschwindigkeit von  $w_j = 1,3$  m/s, zeigen wie der Film zunächst eine kurze Strecke benetzend abfließt, dann jedoch von der Blechoberfläche fortgeschleudert wird. Dieses Fortschleudern des Wasserfilms wird als Ejecting bezeichnet, welches gut an den über der gesamte Blechbreite verteilten nach unten gerichteten separierten Wasserstrahlen erkennbar ist. Anhand der Infrarotaufnahme ist zudem der erneute Temperaturanstieg im unteren Blechbereich, aufgrund der ausbleibenden Benetzung der Blechoberfläche und damit Kühlung, eindeutig nachweisbar. Hierbei ist kein Dampf auszumachen. Sobald das Blech im Fall ② stillsteht ( $w_p = 0$  mm/s), breitet sich auch hier eine Benetzungsfront aus und eine intensive Abkühlung beginnt.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden an einem Versuchsstand die wesentlichen Einflussfaktoren auf die Abkühlung untersucht und deren Zusammenhang mit einem möglichen Filmabriss aufgezeigt. Diese Einflussfaktoren umfassen im Wesentlichen die folgenden Parameter:

<b>1 - Blechprobe (Strangparameter)</b>		
Blechgeschwindigkeit (Gießgeschwindigkeit)	$w_p$	[mm/s]
Starttemperatur (Gießtemperatur)	$T_0$	[°C]
Metallart (AA6082, AA5083, Nickel, Nicrofer, Kupfer)	-	-
Rauheit	$R_a, R_{z,max}$	[µm]
<b>2 - Wasserbeaufschlagung</b>		
Strahlgeschwindigkeit (Volumenstrom)	$w_j$	[m/s]
Strahlwinkel	$\alpha$	[°]
Wassertemperatur	$T_{w0}$	[°C]
Wasserqualität	-	-
Pulsation	Frequenz	[Hz]
Abstand der Kokillenstrahlen	$\Delta_B$	mm
<b>3 - versuchstechnische Aspekte</b>		
Blechdicke	s	[mm]
Reproduzierbarkeit der Messergebnisse	-	-

**Abbildung 5: Einflussfaktoren**

## 2 Stand der Forschung

### 2.1 Theoretische Grundlagen

#### Wärmeübertragung bei der Abkühlung

Bei der Abkühlung von Stranggussprodukten wie Bolzen und Barren wird hauptsächlich Wasser als Kühlmedium eingesetzt. Im Folgenden steht deshalb Wasser stellvertretend für flüssige Medien. Insbesondere der Phasenübergang von flüssig zu gasförmig, welcher bei dem Kontakt des Kühlwassers mit der heißen Metalloberfläche erfolgt, ist von besonderem Interesse. Die übertragene Wärmestromdichte in Abhängigkeit der Temperaturdifferenz zwischen Oberfläche und Fluid ist in Abbildung 6 (a) aufgetragen. Dieses Diagramm wird auch als Nukiyama-Diagramm bezeichnet [1]. Zudem ist der Temperatur-Zeit-Verlauf, die sogenannte Abkühlkurve, in Abbildung 6 (b) dargestellt.

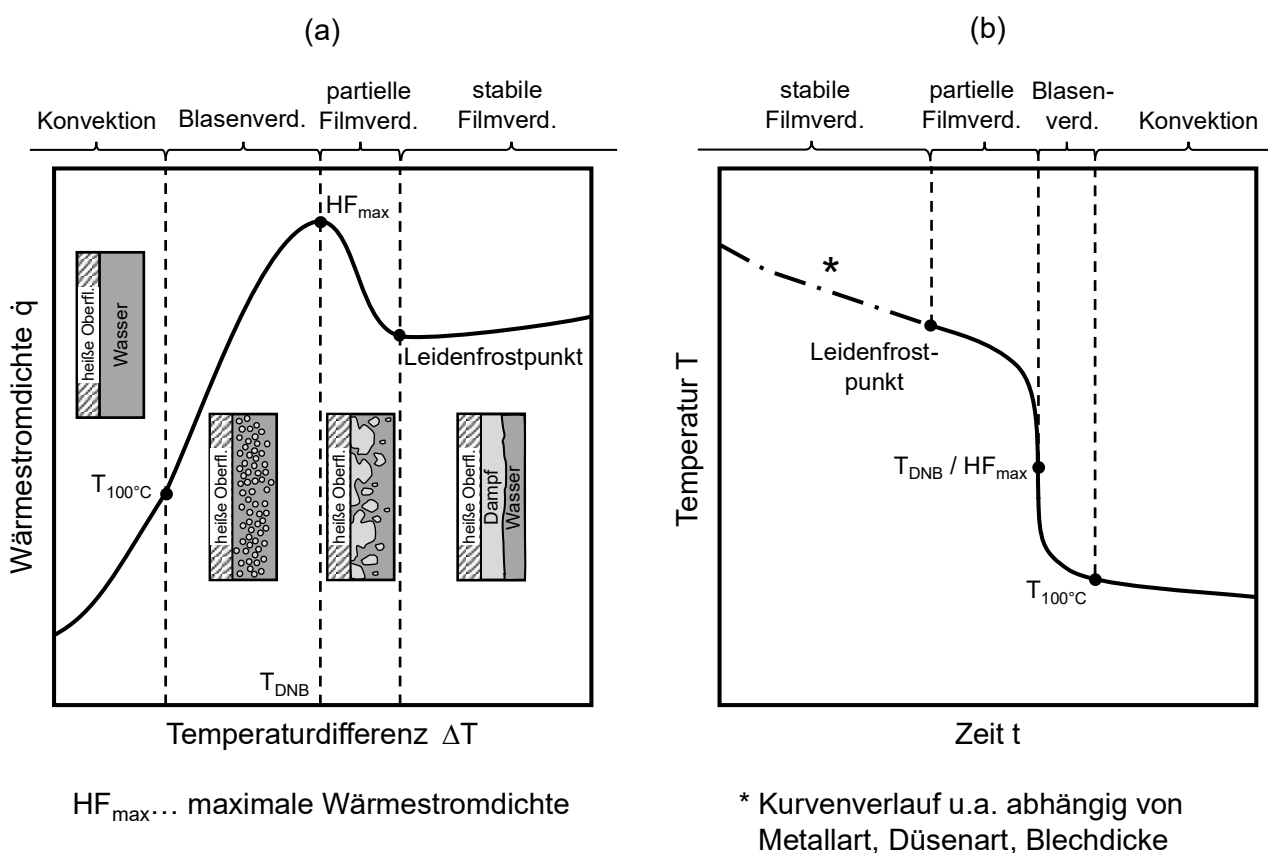


Abbildung 6: (a) Nukiyama-Diagramm und (b) Abkühlkurve, nach [2]

Im Bereich der stabilen Filmverdunstung trifft das Kühlwasser auf die heiße Metalloberfläche und verdampft dort. Es bildet sich ein stabiler Dampffilm zwischen Wasser und Oberfläche aus, da der Dampf aufgrund des nachströmenden Wassers nicht von der Oberfläche abgeführt werden kann. Dieser Dampffilm bestimmt den übertragbaren Wärmestrom. So zeigt sich bei einer hohen Temperaturdifferenz eine leicht linear abnehmende Wärmestromdichte. Der abgeführte Wärmestrom kann vereinfacht aus der Summe des konvektiv abgeführten Wärmestrom und der Verdampfungsenthalpie des Wassers bestimmt werden (Gleichung (2.1)) [3]. Hierbei wird der Einfluss der Wärmestrahlung vernachlässigt [4, 5].

$$\dot{q}'' = \alpha \cdot (T_{Si} - T_f) + \dot{m}_v \cdot \Delta h_v \quad (2.1)$$

$\dot{q}''$	Wärmestromdichte in W/m <sup>2</sup>
$\alpha$	Wärmeübergangskoeffizient in W/m <sup>2</sup> ·K
$T_{Si}$	Siedetemperatur in K
$T_f$	Fluidtemperatur in K
$\dot{m}_v$	verdampfender Fluidstrom in kg/s
$\Delta h_v$	spezifische Verdampfungsenthalpie in J/m <sup>2</sup> ·kg

Der Dampffilm wirkt isolierend zwischen Wasser und Oberfläche, weshalb die Wärmestromdichte in diesem Bereich vergleichsweise gering ausfällt. Mit abnehmender Temperaturdifferenz sinkt zunächst ebenso die Wärmestromdichte. Die Abkühlkurve zeigt in diesem Temperaturbereich eine konstante moderate Temperaturabnahme.

Fällt die Temperaturdifferenz weiter, wird der Dampffilm schließlich instabil und bricht lokal zusammen. An diesen Stellen kann das Wasser die Oberfläche nun direkt benetzen. Neben der Verdampfung kommt es zur Bildung von Blasen. Mit dem Aufsteigen der Blasen von der Oberfläche transportieren sie die Wärme ab. Dieser Bereich wird als instabile oder partielle Filmverdampfung bezeichnet. Die Temperaturdifferenz, bei der der Dampffilm kollabiert, wird als Leidenfrost-Temperatur bezeichnet. Zur Steuerung von Kühlprozessen ist diese Temperatur von Bedeutung. So kann die Abkühlung im Bereich oberhalb der Leidenfrost-Temperatur gut gesteuert werden. Unterhalb dieser Temperatur können bei ungleichmäßiger Kühlung jedoch große Temperaturdifferenzen im Werkstoff auftreten. Diese Temperaturdifferenzen können in der Folge Spannungen im Werkstoff und ungewünschte Verformungen hervorrufen. Für eine fehlerfreie Produktion ist daher eine homogene Abkühlung anzustreben. Mit sinkender Temperaturdifferenz zwischen Kühlwasser und Oberfläche steigt die Wärmestromdichte rapide an, da über eine stärkere Blasenbildung auch mehr Wärme abgeführt wird. Der Maximalwert dieser Entwicklung wird in der englischsprachigen Literatur als DNB-Temperature (Departure-From-Nucleate-Boiling-Temperature,  $T_{\text{DNB}}$ ) bezeichnet. Die entsprechende maximale Wärmestromdichte ist der maximum heat flux ( $\text{HF}_{\text{max}}$ , Abbildung 6 (a)). An diesem Punkt ist der Dampffilm vollständig zusammengebrochen. Der Werkstoff kühlt daher in einem kurzen Zeitintervall mit einer sehr hohen Abkühlgeschwindigkeit ab (Abbildung 6 (b)).

Ist der Punkt der maximalen Wärmestromdichte überschritten, nimmt die Blasenbildung mit sinkender Temperaturdifferenz immer weiter ab. Diese Abkühlphase wird als Blasenverdampfung bezeichnet. Sobald die Temperatur der Oberfläche nicht mehr ausreicht, das Wasser zum Sieden zu bringen, tritt die Abkühlung in den sogenannten Bereich der Konvektion ein. Die Wärmestromdichte ist in diesem Bereich vergleichsweise gering [5,6].

Im Folgenden sind die Einflüsse der Strahleigenschaften, der Werkstoffeigenschaften und des Kühlmediums auf den Wärmeübergang bei der Kokillenabkühlung in Kürze dargestellt.

### *Einfluss der Strahleigenschaften auf die Wärmeübertragung*

Die Strahleigenschaften können die Abkühlung metallischer Massivblöcke immens beeinflussen. Während die werkstoffspezifischen Eigenschaften prozessbedingt vorgegeben sind und die Modifikation der Eigenschaften des Kühlmediums in der Praxis mit erheblichem Aufwand verbunden ist, können die Strahleigenschaften vergleichsweise einfach durch die Anpassung externer Parameter, wie beispielsweise des Volumenstroms, variiert werden. Der Strahlwinkel ist zumeist durch die Geometrie der Gießkokille vorgegeben und kann somit nur über eine Neugestaltung verändert werden.

### *Einfluss der Werkstoffeigenschaften auf die Wärmeübertragung*

Sowohl die Strahleigenschaften als auch die physikalischen Eigenschaften des zu kühlenden Werkstoffs beeinflussen maßgeblich den Wärmeübergang. Insbesondere die thermophysikalischen Materialkennwerte, wie Wärmeleitfähigkeit, Dichte und Wärmekapazität, spielen dabei eine entscheidende Rolle. Diese Parameter werden häufig im sogenannten Wärmeeindringkoeffizienten zusammengefasst, welcher gemäß Gleichung (2.2) berechnet werden kann [5]:

$$b = \sqrt{\lambda \cdot \rho \cdot c_v} \quad (2.2)$$

$b$	Wärmeeindringkoeffizient in $\text{J}/\text{K} \cdot \text{m}^2 \cdot \text{s}^{1/2}$
$\lambda$	Wärmeleitfähigkeit in $\text{W}/\text{m} \cdot \text{K}$
$\rho$	Dichte in $\text{kg}/\text{m}^3$
$c_v$	spezifische Wärmekapazität in $\text{J}/\text{kg} \cdot \text{K}$

Die Bestimmung des Wärmeeindringkoeffizienten erfordert die Berücksichtigung der thermophysikalischen Eigenschaften an der Werkstoffoberfläche. Bei Bildung einer Oxidschicht an der Oberfläche, kann sich der Wärmeeindringkoeffizient zwischen der äußeren Schicht und dem Grundwerkstoff signifikant unterscheiden [7]. In der Praxis werden jedoch häufig die Materialkennwerte des Grundwerkstoffs herangezogen, da die exakte Bestimmung der Oberflächeneigenschaften mit erheblichem Aufwand verbunden ist. Es lässt sich beobachten, dass ein höherer Wärmeeindringkoeffizient mit einer reduzierten Leidenfrosttemperatur einhergeht, was die Stabilität des Dampffilms begünstigt [7, 8, 9]. Diese Korrelation ist darauf zurückzuführen, dass ein erhöhter Wärmeeindringkoeffizient zu geringeren lokalen Temperaturgradienten führt. Einerseits ist dies auf die hohe Wärmekapazität zurückzuführen, wodurch eine größere Energiemenge abgeführt werden muss, um eine Temperaturänderung zu bewirken. Infolgedessen treten Temperaturgradienten seltener auf. Andererseits begünstigt eine höhere Wärmeleitfähigkeit den schnellen Wärmetransport innerhalb des Werkstoffs, wodurch lokale Temperaturunterschiede effizient ausgeglichen werden. Insgesamt bleibt der Dampffilm somit auch bei niedrigeren Temperaturen stabil, was zu einer Absenkung der Leidenfrosttemperatur führt. Hinsichtlich weiterer charakteristischer Größen der Abkühlkurve, wie beispielsweise der DNB-Temperatur, lassen sich in der Literatur keine eindeutigen Zusammenhänge mit dem Wärmeeindringkoeffizienten feststellen [9].

### *Einfluss des Kühlmediums auf die Wärmeübertragung*

Die Wahl des Kühlmediums stellt ebenso einen wesentlichen Einflussfaktor auf den Abkühlprozess dar. In der industriellen Praxis kommen verschiedene Methoden zum Aufbringen von Kühlmedien auf Werkstoffoberflächen zum Einsatz. So kann die Kühlung beim Strangguss neben der Strahlkühlung auch durch Sprühkühlung erfolgen. Im Gegensatz dazu werden deutlich kleinere Bauteile, wie Schrauben, Lagerringe und Zahnräder, typischerweise durch Tauchkühlung gekühlt [5]. Am Beispiel einer 7XXX-Aluminiumlegierung werden in Tabelle 1 die stark variierenden Abkühlraten sichtbar.

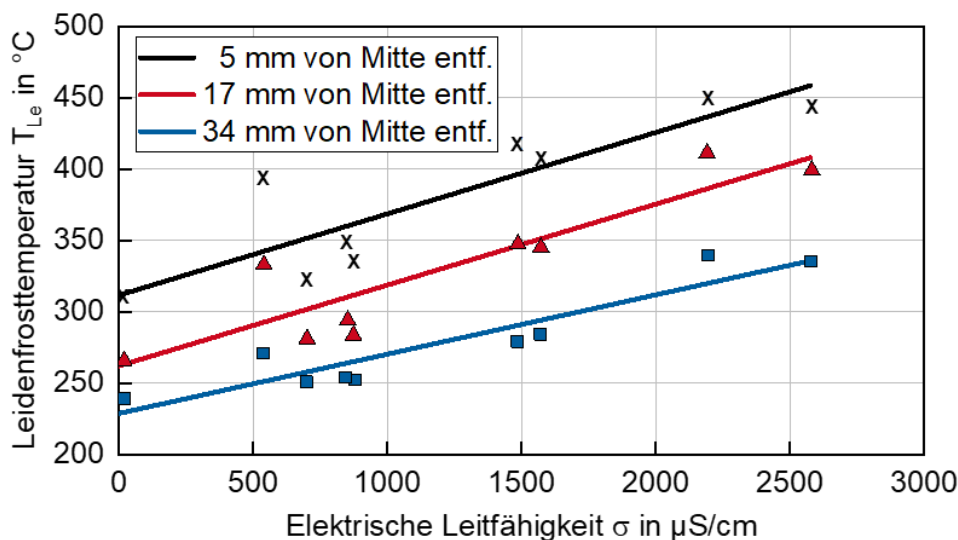
**Tabelle 1:** Wärmeübergangskoeffizienten und Abkühlraten der Gas- und Wasserkühlung für Aluminium [74]

Verfahren	Wärmeübergangskoeffizient in $W/m^2K$	Abkühlrate in K/s	Quellen
Freie Konvektion Luft	5 - 15	0,6 - 1,8	[10, 11]
Gaskühlung Stickstoff	100 - 400	12 - 50	[12, 13]
Gaskühlung Wasserstoff	400 - 1.000	50 - 125	[12, 14]
MIST-Kühlung	250 - 2.500	30 - 300	[15]
Sprühkühlung	2.000 - 50.000	250 - 6.200	[7]
Strahlkühlung	2.000 - 120.000	250 - 15.000	[16]

Randbedingungen: 1 mm Blechdicke, Abkühlung von 400 °C auf 270 °C; MIST-Kühlung: Nebel-Kühlung

Bei der Tauchkühlung kommen neben Wasser auch Öle und Polymere als Kühlmedien zum Einsatz, deren thermophysikalische Eigenschaften und Auswirkungen auf den Abkühlprozess in der Literatur umfassend dokumentiert sind [5]. Darüber hinaus werden bei der Kühlung elektronischer Bauteile häufig nichtleitende Fluide verwendet [17]. Im Rahmen dieser Arbeit wird jedoch ausschließlich Wasser mit unterschiedlichen Salzgehalten betrachtet, da dieses insbesondere im Direct Chill Casting zum Einsatz kommt.

In diesem Kontext spielen insbesondere die Wassertemperatur sowie die Wasserqualität eine maßgebliche Rolle für den übertragenen Wärmestrom. In der wissenschaftlichen Literatur werden sowohl der Salzgehalt als auch die elektrische Leitfähigkeit als Indikatoren für die Wasserqualität herangezogen [5, 18, 19, 20]. Die Wasserqualität wird üblicherweise durch den Gehalt an gelösten Salzen definiert. Alternativ kann sie auch über die elektrische Leitfähigkeit des Wassers beschrieben werden, da gelöste Salze in dissoziierter Form zur Erhöhung der Leitfähigkeit beitragen. Nach Specht [5] besteht bis zu einem Salzgehalt von etwa 10 g/l ein proportionaler Zusammenhang zwischen der elektrischen Leitfähigkeit und der Salzkonzentration. Bei höheren Salzgehalten ist jedoch keine direkte Berechnung der gelösten Salzmenge auf Basis der elektrischen Leitfähigkeit mehr möglich. Abbildung 7 veranschaulicht exemplarisch die Ergebnisse aus den Untersuchungen mit Vollstrahl-düsen von Specht [5], in denen die Leidenfrosttemperatur in Abhängigkeit von der elektrischen Leitfähigkeit dargestellt wird. Die unterschiedlichen Kurven repräsentieren hierbei die Messergebnisse an verschiedenen Positionen relativ zum Zentrum der Beaufschlagung.



**Abbildung 7:** Leidenfrosttemperatur in Abhängigkeit der elektrischen Leitfähigkeit für Vollstrahldüsen bei unterschiedlichen Abständen von der Strahlachse [5]

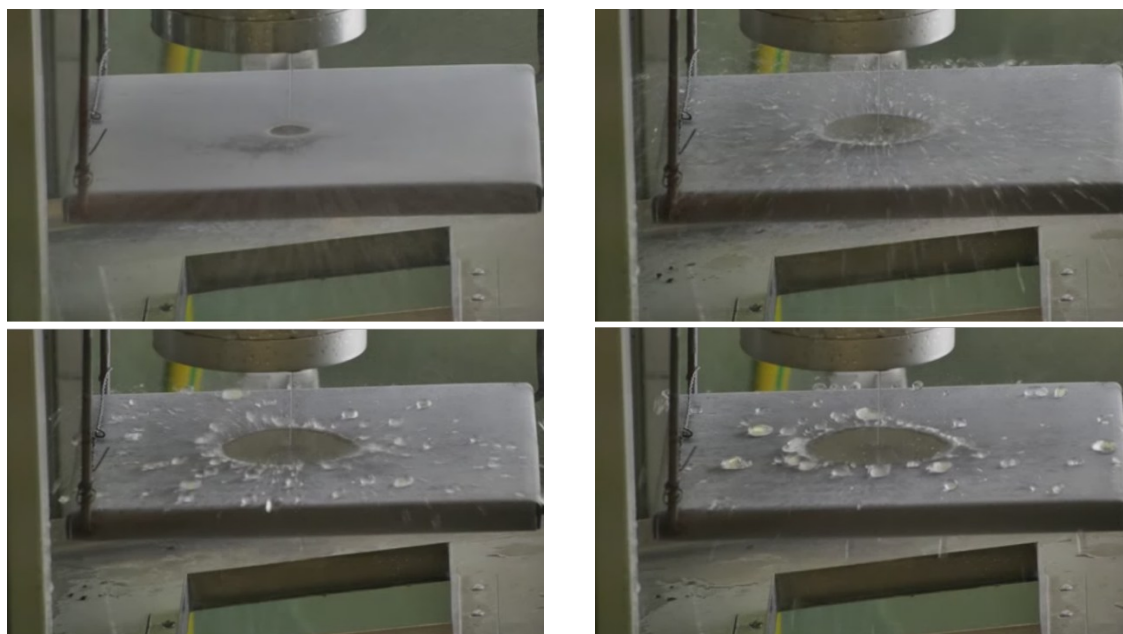
Die Ergebnisse in Abbildung 7 zeigen einen ausgeprägten linearen Zusammenhang zwischen der Leidenfrosttemperatur und der elektrischen Leitfähigkeit. Mit steigender Leitfähigkeit des Kühlmediums erhöht sich auch die entsprechende Leidenfrosttemperatur. Dies impliziert, dass der Dampfteil bereits bei größeren Temperaturdifferenzen kollabiert, wodurch der Kühlprozess insgesamt beschleunigt wird. Diese Beobachtungen stehen im Einklang mit den Untersuchungen von Cui et al. [20], die an einer Kupferoberfläche durchgeführt wurden.

Für die Untersuchung der Auswirkungen von Zusätzen im Kühlmedium auf den Kühlprozess wurden in der Literatur neben gelösten Salzen beispielsweise auch Gießhilfsmittel verwendet. Diese können prozessbedingt in das Kühlmedium gelangen und so eine Erhöhung der Abkühlrate bewirken [5]. Darüber hinaus wurde auch die gezielte Zugabe von Nanopartikeln und Tensiden untersucht [5, 21, 22]. Der Einfluss dieser Zusätze variiert jedoch stark in Abhängigkeit von der spezifischen Zusammensetzung der verwendeten Tenside. Während Specht [5] eine Reduktion der Wärmestromdichte mit steigender Tensidkonzentration in Verbindung bringt, weisen die Untersuchungen von Cheng et al. [22] auf eine leichte Erhöhung der Wärmestromdichte bei zunehmender Tensidkonzentration hin.

Neben der Wasserqualität stellt auch die Wassertemperatur einen entscheidenden Faktor für den abgeführten Wärmestrom dar. Daher wurde der Einfluss dieses Parameters in mehreren wissenschaftlichen Untersuchungen analysiert [5, 18, 23, 24]. Abdalrahman [18] stellte fest, dass eine Reduktion der Wassertemperatur von 60 °C auf 0 °C zu einer Verdopplung des maximal erreichbaren Wärmestroms im Bereich unmittelbar unterhalb der Düse führt. Ähnliche Ergebnisse wurden in den Untersuchungen von Sabariman [24] beobachtet, wobei die Beaufschlagungsdichte in beiden Studien bei 3 kg/m<sup>2</sup>s lag. Im Gegensatz dazu zeigten die Untersuchungen von Reiners et al. [25], dass die Wassertemperatur erst bei einer Beaufschlagungsdichte von über 10 kg/m<sup>2</sup>s eine signifikante Rolle spielt. Grundsätzlich lässt sich jedoch aus allen Studien ableiten, dass eine niedrigere Wassertemperatur zu einer beschleunigten Abkühlung führt.

## 2.2 Literaturübersicht

Aufgrund der hohen Bedeutung für die Technik des Stranggusses und der Metallhärtung ist die Kühlung von Metallen bereits seit Jahrzehnten untersucht worden. Am intensivsten wurde die Kühlung mit Wassersprays untersucht, da diese beim Strangguss von Stählen und beim Härten aller Metallarten eingesetzt wird. Der dabei zugrundeliegende Mechanismus des Wärmeübergangs und der Einfluss der maßgebenden Parameter sind relativ gut bekannt. Liang und Mudawar gaben in [26] einen Überblick über den Stand der Forschung zur Spraykühlung. Von der Universität Magdeburg wurde bereits im Jahr 2006 in einem AiF-Vorhaben der Wärmeübergang bei der Spraykühlung untersucht, wobei insbesondere der Einfluss der Tropfengröße und -geschwindigkeit gemessen wurde [27, 28, 29]. Die Ergebnisse von Sprays können nicht auf die Kokillenkühlung übertragen werden, da es sich hier um Vollstrahlen handelt. In den letzten Jahren müssen in der Gießtechnik immer höhere Kühlgeschwindigkeiten erreicht werden. Dazu werden Vollstrahlen verwendet. Erste Ergebnisse zum Wärmeübergang bei Vollstrahlen wurden in [30 - 33] publiziert. In den Jahren zwischen 2014 und 2016 untersuchte die Universität Magdeburg den Wärmeübergang von Vollstrahlen im Zusammenhang mit der Auslegung von Öfen mit Kühleinrichtung. Abbildung 8 zeigt Momentaufnahmen des sich ausbreitenden Wasserfilms auf einer horizontalen Oberfläche für verschiedene Zeitpunkte.



**Abbildung 8:** Kühlung mit Einzel-Vollstrahl mit radialer Ausbreitung der Benetzungsfrent

Im Staupunkt des Strahls ist der Wärmeübergang so hoch, dass die Filmverdampfung unterbunden wird und man direkt in den Bereich der Blasenverdampfung kommt. Dadurch wird die Oberfläche des Metalls sofort benetzt. In radialer Richtung breitet sich dann eine Benetzungsfrent aus. Diese Benetzungsfrent bewegt sich in Richtung der höheren Temperaturen. Bei einer bestimmten Temperatur, der sogenannten Rewetting-Temperatur, wird die Dampfbildung so intensiv, dass der Wasserfilm von der Oberfläche fortgeschleudert wird. Der dahinterliegende Bereich bleibt folglich trocken. Man erkennt, wie am Ende der Benetzungsfrent das Wasser in Tropfenform fortgeschleudert wird. Je weiter sich die Benetzungsfrent ausdehnt, desto größer werden die fortgeschleuderten Tropfen. Die Ausbreitungsgeschwindigkeit der Benetzungsfrent hängt von der Rewetting-Temperatur ab, bei der der Film fortgeschleudert wird. Diese Temperatur ist daher schon öfters untersucht worden [34 - 39].

Eine direkte Übertragung der Ergebnisse aus der Vollstrahlkühlung auf die Kokillenkühlung ist nicht möglich. Bei der Kühlung mit Vollstrahlen läuft der Wasserfilm von niedrigen zu hohen Temperaturen, bei der Kokillenkühlung läuft der Wasserfilm dagegen von hohen zu niedrigen Temperaturen aufgrund der Bewegung der Proben bzw. des Stranges. Ergebnisse der Ermittlung des Wärmeübergangs für die Kühlung vertikal gelagerter Bleche durch horizontal fluchtend angeordnete Vollstrahlen wurden in [40] publiziert, wobei die Vorderseite der Bleche gekühlt und gleichzeitig die Temperaturverteilung der Rückseite hochaufgelöst mit einer Infrarot-Thermokamera gemessen wurde. Aus diesen Temperaturen wurden durch eine zweidimensionale inverse Lösung der Fourier'schen Differentialgleichung die Temperaturen auf der Strahlseite berechnet. Auf Grund des extrem hohen Wärmeübergangs im Bereich der Blasenverdampfung können sich trotz der hohen Wärmeleitfähigkeit der Metalle zwischen beiden Oberflächen Temperaturdifferenzen bis 100 K ergeben. Das verwendete numerische Lösungsverfahren ist in [40, 41] beschrieben.

Wie bereits eingangs erläutert, durchläuft der Abkühlprozess beim DC-Kokillenguss zwei unterschiedliche Teilprozesse. Zunächst wird das flüssige Metall primär abgekühlt, wodurch die äußere Schicht des Massels erstarrt. Die Wärmeübertragung beginnt, sobald die wassergekühlte Kokille mit dem flüssigen Metall in Kontakt kommt. In der nachfolgenden Phase ist der Wärmeübergang während der sekundären Abkühlung dominant, da das Wasser aus einer Reihe von Düsen direkt auf den heißen, teilweise erstarrten Strang aus der primären Abkühlung auftrifft. Hierbei wird dem Strang die meiste Wärme (80 - 90 %) entzogen, wie Wells et al. [42] berichten. Somit können gerade in dieser Phase vermehrt Erstarrungsfehler wie Einschlüsse, Warm- und Kaltrisse auftreten, die die Qualität des Gussteils beeinträchtigen und die Produktionsleistung verringern. Daher ist die Analyse des Wärmeübergangs im Bereich der Sekundärkühlung für die Prozessoptimierung von entscheidender Bedeutung.

Bei der Kokillenkühlung kommt es im Aufprallbereich der Wasserstrahlen zum Filmsieden, Übergangssieden und Blasensieden. In der sich anschließenden Freifallzone erfolgt die Wärmeübertragung durch Konvektion. Die Temperatur des Metallstrangs sinkt oberhalb des Wasseraufprallbereichs durch axiale Wärmeleitung, also bereits vor Wasserkontakt. Dieser Bereich kann als Vorkühlbereich bezeichnet werden. Die Sekundärkühlung kann im Labor durch die Kühlung eines heißen vertikal gelagerten Metallblechs nachgeahmt werden. Durch den Vorkühleffekt tritt das Blech mit einer Anfangstemperatur in die Kühlzone ein, die niedriger als die Anfangstemperatur des Bleches nach Auszug aus dem Ofen ist. Diese Anfangstemperatur in die Kühlstrecke muss iterativ ermittelt werden. Das hierzu angewandte Verfahren ist in [43] beschrieben. Über die Wirkung der Vielzahl von Parametern ist in [5, 44 - 50] publiziert worden. Die Bedeutung des Vorkühlbereichs wurde in [51, 52, 53] diskutiert.

Im Stranggießprozess werden massive Barren gekühlt, deren hohe thermische Masse in Kombination mit einem meist ausgeprägten Wärmeleitvermögen zu einer signifikanten Wärmenachlieferung führt und so die Oberflächentemperatur länger aufrechthält. Dies ist ein Unterschied zur Kühlung dünner Bleche. In der industriellen Praxis ist der Vorkühleffekt bekannt, er tritt jedoch bei dickwandigen Produkten in Abhängigkeit der dreidimensionalen thermischen Vorgänge ggf. schwächer in Erscheinung als bei dünnwandigen Laborproben.

Die meisten Forschungsarbeiten zur Abkühlung heißer Metalle konzentrieren sich auf das Verständnis der Wärmeübertragung im stationären Zustand. In der Literatur fehlt jedoch eine Quantifizierung der Länge der Vorkühlung, des Übergangssiedens und des Blasensiedens. Bakken & Bergström [52] beobachteten einen Temperaturabfall einige Millimeter oberhalb des Strahlaufprallbereichs während der Sekundärkühlung des DC-Gießprozesses. Opstelten & Rabenberg [54] berichteten ebenfalls über einen Abfall der Oberflächentemperatur des Metalls durch axiale Leitung. Caron & Wells [55] stellten fest, dass die Vorkühlungseffekte bei Aluminium aufgrund seiner hohen Wärmeleitfähigkeit, die eine schnelle Wärmeabfuhr durch axiale Leitung ermöglicht, sehr groß sind.

Besonders ausgeprägt sind diese Effekte beim DC-Gießverfahren, bei dem die Schmelze kontinuierlich von oben zugeführt wird, so dass die Wärmeabfuhr vor dem direkten Auftreffen des Wassers erfolgen kann.

In der Fachliteratur wurde der Einsatz verschiedener Düsentypen zum Abschrecken von heißen, sich bewegenden Blechen untersucht. In Tabelle 2 sind die entsprechenden maximalen Wärmeströme ( $\dot{q}_{\max}$ ) aufgeführt, die sich aus der experimentellen und numerischen Analyse ergeben. Des Weiteren sind die Parameter Dicke der Metallprobe ( $s$ ), der Durchmesser der Düse ( $d_j$ ), die Strahlgeschwindigkeit des Kühlwassers ( $w_j$ ) bzw. der Volumenstrom ( $\dot{V}$ ), die Blechgeschwindigkeit ( $w_p$ ) und die Anfangstemperatur des Probeblechs ( $T_0$ ) ersichtlich, welche bei der experimentellen Analyse genutzt wurden. Da die Autoren unterschiedliche Versuchsbedingungen verwendet haben, können die Ergebnisse entsprechend voneinander abweichen. Es wurde versucht, die experimentellen Bedingungen und Ergebnisse verschiedener Wissenschaftler bei der Untersuchung der Wärmeübertragung während der Bewegung einer heißen Metallplatte zu vergleichen.

**Tabelle 2:** Versuchsbedingungen und analytische Ergebnisse aus der Fachliteratur

Autor	s [mm]	$d_j$ [mm]	$w_j$ oder $\dot{V}^*$ [m/s] [l/min/m]*	$w_p$ [mm/s]	$T_0$ [°C]	$\dot{q}_{\max}$ [MW/m <sup>2</sup> ]
Modak et al. (2015) [56]	0,15	1,38	-	0	500±10	2 - 5
Sharma & Sahu (2019) [57]	0,15	1,6	-	0 - 40	500±10	6 - 8.5
Fujimoto et al. (2015) [58]	0,3	5	0.4 - 1.2	500 - 1500	500±10	6 - 8.5
Vakili & Gadala (2013) [59]	-	1,6	18	350 - 1000	300 - 700	10
Hnízdil et al. (2015) [60]	1,5	-	3	-	900	5 - 11.5
Jha et al. (2015) [61]	6	5	0.025*	60	1050	3 - 4
Wang et al. (2019) [62]	20	2	1.5 - 30*	10 - 15	700	4 - 5
Gradeck et al. (2009) [63]	75	-	1 - 1.2	-	500 - 600	5 - 12
Caron & Wells (2009) [64]	100	4,75	15 - 150*	10 - 40	500	4 - 7.5
Opstelten & Rabenberg (2016) [54]	130	-	100 - 120*	1.27 - 6.6	400	4 - 8

Caron & Wells [64] untersuchten den Wärmeübergang beim Abschrecken der Magnesiumlegierung AZ31 während der Sekundärkühlung im DC-Gießprozess. Um den Einfluss verschiedener Parameter wie Kühlwasservolumenstrom, Wassertemperatur und Starttemperatur zu verstehen, wurde der Wärmeentzug quantifiziert. Zur Beschreibung des thermomechanischen Verhaltens während des DC-Stranggießens wurde eine idealisierte Siedekurve entwickelt. Eine entscheidende Erkenntnis war, dass sich der maximale Wärmestrom für höhere Stranggussgeschwindigkeiten nicht ändert, während sich nur die Position der DNB-Temperatur verschiebt.

Opstelten & Rabenberg [54] stellten fest, dass der Wärmeentzug mit zunehmender Blechgeschwindigkeit bei höherer Oberflächentemperatur zunimmt. Im Aufprallbereich nimmt der Wärmeentzug bei größeren Wasserdurchflussmengen ab, jedoch wurde in stromabwärts gelegenen Bereichen ein ansteigender Wärmestrom mit zunehmender Wassermenge beobachtet.

Gradeck et al. [63] maßen die instationäre Temperatur mit Hilfe von Sensoren, welche sich in einem heißen rotierenden Zylinder befanden. Es wurde festgestellt, dass der maximale Wärmestrom an verschiedenen Stellen des Zylinders mit einer Toleranz von  $\pm 1 \text{ MW/m}^2$  und einer Temperaturänderung von  $\pm 20 \text{ }^\circ\text{C}$  variiert. Der maximale Wärmestrom nimmt mit zunehmender Rotationsgeschwindigkeit ab, was den Ergebnissen von Caron & Wells [64] widerspricht.

Vakili & Gadala [59] konzentrierten sich auf die Untersuchung des Wärmeübergangs auf einer heißen beweglichen Platte mit mehreren auftreffenden Strahlen. Eine inverse Methode wurde entwickelt, um die Temperatur und den Wärmestrom auf der Oberfläche aufgrund des Wasseraufpralls zu schätzen. Sie stellten fest, dass der Einfluss der Blechgeschwindigkeit auf den Wärmefluss bei höheren Oberflächentemperaturen größer ist, während der Wärmefluss im Aufprallbereich bei höheren Plattengeschwindigkeiten geringer ist.

Sharma & Sahu [57] untersuchten die Kühlung einer heißen, bewegten 0,15 mm dicke Stahloberfläche durch einen Wasserstrahl. Die instationäre Temperaturverteilung wurde mit einer Infrarotkamera aufgenommen. Der instationäre Wärmefluss an der Oberfläche wurde mit Hilfe der Energiegleichung berechnet. Es wurde beobachtet, dass die lokalen Wärmeströme mit zunehmender Entfernung vom Auftreffpunkt abnehmen und dass der maximale Wärmefluss mit zunehmender Geschwindigkeit des Blechs abnimmt.

Jha et al. [61] zeigten die Bedeutung der ultraschnellen Abkühlung von heißen, bewegten Platten für die Wärmeübertragung, indem sie die Wasserstrahl- und die Sprühdüsenteknik unter stationären und bewegten Bedingungen verglichen. Hierbei wurde dem Kühlwasser ein Tensid zugesetzt. Der maximale Wärmestrom und die Abkühlrate sind beim Wasserstrahl höher als bei der Sprühdüsenteknik. Bemerkenswerterweise verringert der Zusatz eines Tensids zum Wasser den Wärmeentzug bei bewegten Platten.

Die Auswirkungen auf den Wärmeübergang beim Aufprall einer Schlitzdüse auf eine bewegte heiße Blechoberfläche haben Wang et al. [62] untersucht. Dabei stellten sie fest, dass die Höhe des maximalen Wärmestroms mit dem Auftreffwinkel zunimmt. Blasensieden tritt mit einer Verkürzung der Übergangssiedezone für unterschiedliche Zeiten an verschiedenen Thermoelementpositionen auf. Bei höheren Blechgeschwindigkeiten verkürzt sich die Zeit, in der das Kühlwasser auf das Blech trifft, wodurch sich die maximale Wärmeabfuhr verringert.

Chester et al. [65] untersuchten die Strahlkühlung einer Stahlplatte. Dabei führte eine Erhöhung des Neigungswinkels zu einer Verringerung der Gesamtwärmeabfuhr.

Hnízdil et al. [60] haben den Einfluss des Auftreffwinkels und des Düsenvordrucks auf die Kühlung eines vertikal bewegten Blechs durch eine Sprühdüse untersucht. Aus der experimentellen Analyse geht hervor, dass sowohl der Wärmeübergangskoeffizient als auch die Leidenfrost-Temperatur mit zunehmendem Wasserdruck steigen. Bei einer niedrigeren Oberflächentemperatur ist der Wärmeübergangskoeffizient bei einem geringeren Aufprallwinkel höher und umgekehrt.

Fujimoto et al. [58] führten experimentelle Untersuchungen mit einem kreisförmigen Wasserstrahl durch. Die Temperaturverteilung auf der Unterseite des sich bewegenden heißen Blechs wurde mittels Infrarot-Thermografie gemessen. Die Analyse zeigte einen quasi-stationären Zustand während des instationären Abkühlprozesses und führte zur Lösung einer partiellen 3D-Differentialgleichung. Den Ergebnissen ist zu entnehmen, dass der Wärmeentzug mit steigender Blechtemperatur zunimmt. Die Siedekurven für verschiedene Blechgeschwindigkeiten in Abhängigkeit von der Strahlgeschwindigkeit zeigen keine signifikanten Unterschiede.

Bei der Kokillenkühlung sind ebenso Parameter wie die Wasserqualität und die Oberflächenrauigkeit von Bedeutung. Daher wurde für die Forschungsvereinigung Stifterverband Metalle in den beiden AiF-Vorhaben 15904 BR (2008-2011) und 03244 BR (2015-2018) diese beiden Parameter von der Universität Magdeburg näher untersucht. Hierbei wurden zur Kühlung der stationären Bleche auch Vollstrahldüsen eingesetzt. Bezüglich der Wasserqualität wurde das verwendete Wasser aus 14 verschiedenen Betrieben für den Strangguss von Aluminium und Kupfer unter identischen Bedingungen getestet. Jedes Wasser zeigte eine andere Kühlwirkung [2, 66, 67]. Es konnte ermittelt werden, dass die Kühleigenschaft von Wasser von dessen Salzgehalt beeinflusst wird. Je höher dieser ist, desto stärker ist die Kühlwirkung. Salze dissoziieren im Wasser. Dadurch wird die elektrische Leitfähigkeit des Wassers beeinflusst, die relativ einfach gemessen werden kann. Die Ergebnisse sind in allen Betrieben insofern umgesetzt worden, dass kontinuierlich die elektrische Leitfähigkeit gemessen wird. Die Qualität des Wassers wird nun so geregelt, z. B. durch Zugabe von Frischwasser, dass die elektrische Leitfähigkeit konstant bleibt. Dadurch erreicht man eine gleichbleibende Kühlwirkung des Wassers. Beim Strangguss treten durch die Kokillen und deren Oszillation starke Oberflächenrauigkeiten auf. Es entstehen Riefen, die in Strangrichtung größer sind als in Querrichtung. In den Forschungsvorhaben konnte gezeigt werden, dass diese Rauigkeiten bei Sprays einen sehr hohen Einfluss haben. Je stärker die Rauigkeit ist, desto mehr wird die Leidenfrost-Temperatur zu höheren Werten verschoben. Desto schneller ist folglich die Abkühlung. Bei Vollstrahlen ist dagegen der Einfluss der Rauigkeit nur sehr gering. Die bisherigen eigenen Versuche und die in der Literatur beschriebenen Versuche wurden fast ausschließlich an feststehenden Proben durchgeführt. Dadurch bewegt sich der Wasserfilm stets von niedrigen zu hohen Temperaturen. Bei der Kokillenkühlung hingegen bewegt sich der Wasserfilm, wie bereits erwähnt, in umgekehrter Richtung von hoher zu niedriger Temperatur. Zu den wenigen Studien, die sich mit Abkühlversuchen an bewegten Proben befassen, gehören [52, 60, 68 - 70]. Die meisten Ergebnisse zum Wärmeübergang wurden zudem lediglich aus Betriebsversuchen ermittelt.

Erstmals wurde das Ejecting-Phänomen 2002 in einer Veröffentlichung [71] öffentlich zugänglich dokumentiert. Dennoch ist das Ejecting bisher noch nicht weiter untersucht worden.

### 3 Versuchsaufbau

#### 3.1 Versuchsstand, Versuchsvorbereitung und -durchführung

Der Versuchsstand (siehe Abbildung 9) besteht im Wesentlichen aus einem elektrisch beheizten Ofen, einer Sprühkabine, einem Modell- Brausekopf sowie einer Wärmebildkamera (ImageIR® 8800 der Firma InfraTec GmbH).

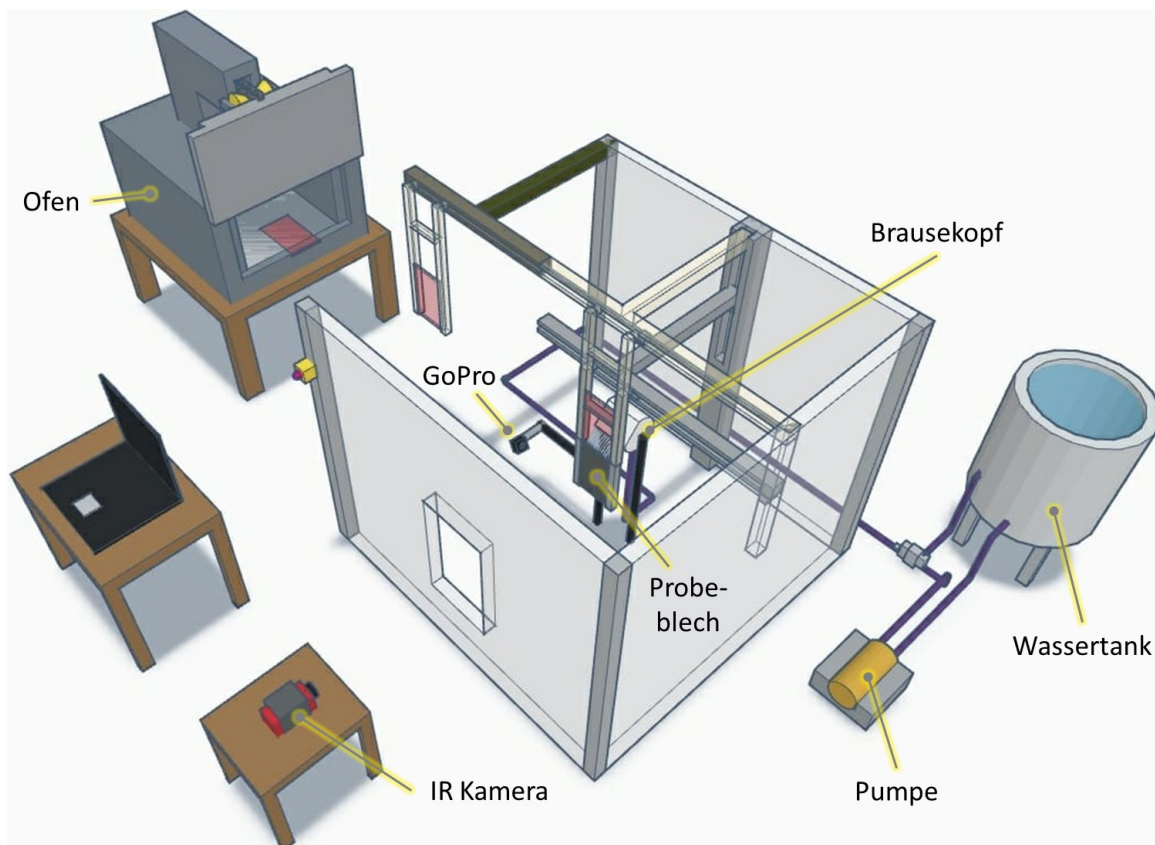


Abbildung 9: Versuchsstand

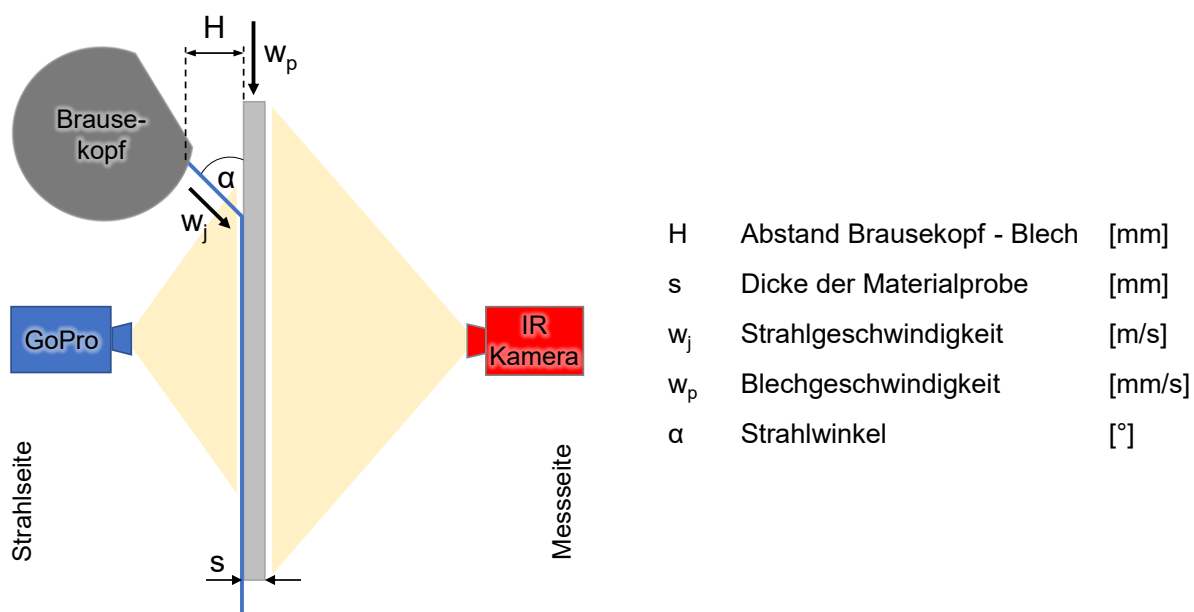


Abbildung 10: Grundlegende Parameter

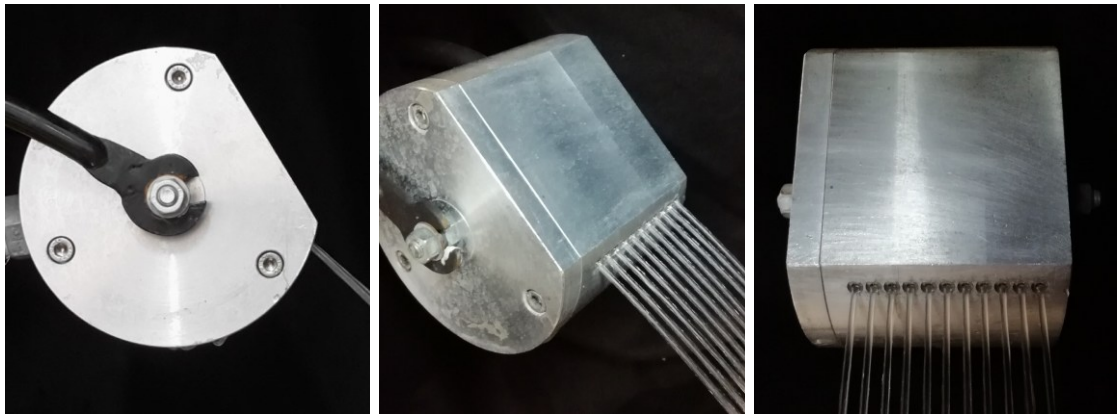
Zur Versuchsvorbereitung wurden die Blechproben einseitig mit einem Hochtemperaturlack (Ulfalux) beschichtet, um über die gesamte messseitige Blechoberfläche hinweg einen einheitlichen Emissionsgrad von  $\varepsilon = 0,85$  zu garantieren. Dieser Emissionsgrad der Oberfläche wurde in Kalibrierversuchen in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur bestimmt [72]. Dadurch können auf der Messseite Temperaturunterschiede bis 0,1 K sichtbar gemacht werden. Die Temperatur des Ofens wird über eine Siemens SPS Steuereinheit eingestellt. Der Wassertank wird befüllt und das in ihm befindliche Kühlmedium durch einen Heizstab (Mosterwärmer) erwärmt. Wird die Pumpe hochgefahren, befördert diese das Kühlmedium zunächst in einem Kreislauf zurück zum Wassertank. Die Temperatur des Kühlmediums wird sowohl innerhalb des Wassertanks über ein Thermoelement als auch durch einen Durchflussmesser, welcher direkt vor dem Brausekopf angeordnet ist, überwacht.

Sobald die benötigte Temperatur der Blechprobe im Ofen erreicht ist, wird das Blech händisch in einen Trägerrahmen eingesetzt und in die Sprühkabine verfahren. Um den Wärmeverlust des Blechs während des chargieren vom Ofen zur Sprühkabine zu kompensieren, lag die Ofeninnenraumtemperatur stets etwa 40 – 50 °C oberhalb der avisierten Blechstarttemperatur ( $T_0$ ). Gleichzeitig wird an einem der Pumpe nachgelagertem Ventil die Fließrichtung des Kühlmediums hin zum Brausekopf geändert, sodass sich der benötigte Volumenstrom aufbauen kann. Befindet sich das Blech innerhalb der Sprühkabine fluchtend vor dem Brausekopf respektive der IR-Kamera, kann mit Hilfe der Infrarotkamera die aktuelle Blechtemperatur bestimmt werden. Bei einer Blechtemperatur von etwa 5 – 30 °C (abhängig von der Blechgeschwindigkeit) oberhalb der Blechstarttemperatur ( $T_0$ ), wird die nach unten gerichtete Blechbewegung gestartet. Die vertikale Bewegung des Probeblechs wird durch eine einachsige Lineareinheit realisiert. Nach einer Distanz von ca. 11 mm treffen erstmals die Wasserstrahlen auf das Blech. Dieser Auftreffpunkt ist während des gesamten Versuchsablaufs konstant. Jene Blechseite welche direkt abgekühlt wird, ist hier als Kühlseite bzw. Strahlseite definiert. Der Abstand zwischen dem Brausekopf und der Strahlseite des Blechs betrug  $H = 30$  bzw. 45 mm. Auf der Kühlseite abgewandten Seite (Messseite) befindet sich entsprechend die Infrarotkamera, welche die Temperatur der Blechrückseite örtlich und zeitlich hoch aufgelöst misst. Die örtliche Auflösung beträgt bis zu 0,2 mm. Es können maximal 200 Bilder pro Sekunde aufgenommen werden, wodurch selbst bei den kurzen Abkühlzeiten noch ausreichend viele Temperaturprofile für die anschließende Auswertung zur Verfügung stehen. Die Geometrie- und Prozessparameter sind in Abbildung 10 gezeigt und benannt.

Nach der Versuchsreihe wurden die Blechproben allseitig mit einem feinem Schleiffliß bearbeitet, um den Lack sowie Oxidationsschichten und Salze zu entfernen. Zudem haftet die aufgetragene Lackschicht auf einem etwas angerauten Untergrund wesentlich besser. Anschließend erfolgte eine Reinigung mit Aceton und eine erneute Beschichtung mit Ulfalux.

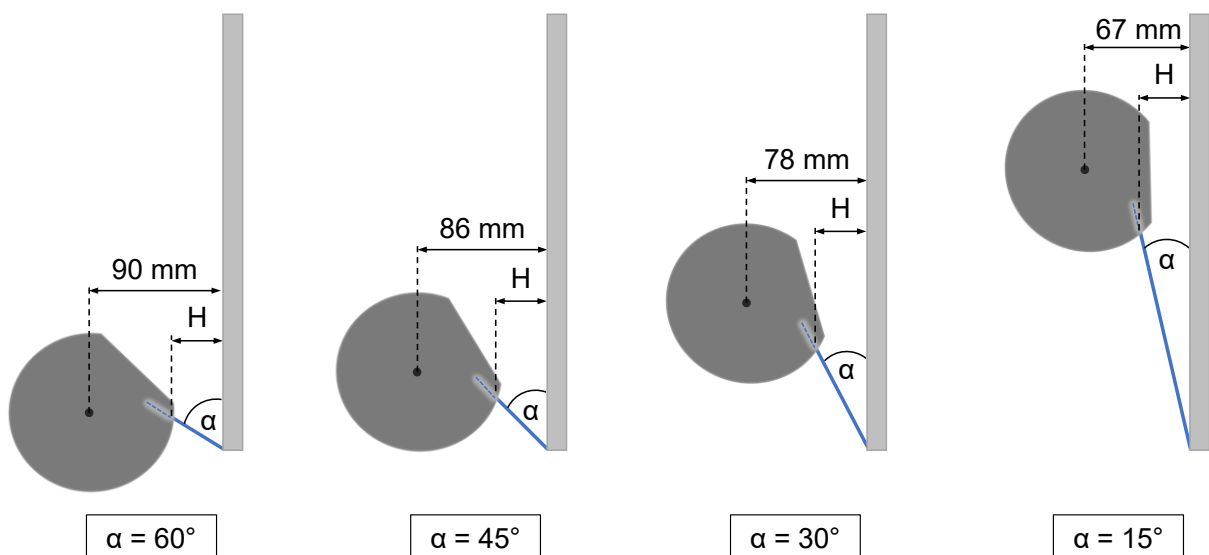
### 3.2 Brausekopf

In den experimentellen Untersuchungen kam der im Folgenden beschriebene Brausekopf (siehe Abbildung 11) zum Einsatz. Dieser besitzt 11 fluchtend angeordnete Bohrungen mit je einem Durchmesser von  $d_B = 2$  mm. Aus den eng beieinanderliegenden Vollstrahlen (Abstand Bohrungen  $\Delta_B = 6$  mm) resultiert eine fast geschlossene Wasserfront, durch welche das Blech bewegt wird. Aufgrund des großen Volumens des Brausekopfs ist gewährleistet, dass jeder Vollstrahl mit dem gleichen Volumenstrom aus diesem austritt.



**Abbildung 11:** Brausekopf/ Modell-Kokille

Um ein gleichzeitiges erstmaliges Auftreffen der einzelnen Vollstrahlen auf das Blech zu garantieren, wurde der Brausekopf stets parallel zur Blechunterkante ausgerichtet. Der Wasserstrahlwinkel  $\alpha$  ist über die Neigung des Brausekopfes einstellbar. Aufgrund der Bauform des Brausekopfes ist es nötig bei Änderung des Strahlwinkels ebenso die Lage des Brausekopfes (Höhe und Abstand zum Blech) entsprechend der Abbildung 12 anzupassen.



**Abbildung 12:** Änderung des Strahlwinkels ( $H = 30 \text{ mm}$ )

Nachfolgend sind einige Berechnungen aufgeführt, aus denen sich bei vorgegebener Strahlgeschwindigkeit ( $w_j$ ) der benötigte Volumenstrom ergibt. Der gesamte Volumenstrom ( $\dot{V}$ ) ist das Produkt aus dem Volumenstrom für einen Strahl ( $\dot{V}_j$ ) und der Anzahl an Strahlen ( $n_j$ ):

$$\dot{V} = \dot{V}_j \cdot n_j \quad . \quad (3.1)$$

Der Volumenstrom für einen Strahl ( $\dot{V}_j$ ) ergibt sich aus der Multiplikation von Strahlgeschwindigkeit ( $w_j$ ) und dem durchströmten Querschnitt ( $A_j$ ):

$$\dot{V}_j = w_j \cdot A_j \quad (3.2)$$

mit

$$A_j = \frac{\pi}{4} \cdot d_j^2 \quad (3.3)$$

**Tabelle 3: Strahlgeschwindigkeiten und Volumenströme**

Strahlgeschwindigkeit $w_j$ [m/s]	Volumenstrom $\dot{V}$ [l/min]	
	11 Vollstrahlen	5 Vollstrahlen
1	2	0,9
1,3	2,6	
1,4	2,8	
1,5	3	1,4
1,6	3,2	
1,7	3,4	
1,8	3,6	
1,9	3,9	
2	4,1	1,9
2,1	4,3	
2,3	4,7	
3	6,1	
3,5	7,1	
4	8,1	

### 3.3 Blechproben

Die Abmessungen der verwendeten Blechproben betragen 90 x 200 mm (B x L) bei variierenden Blechdicken. Das Abkühlverhalten folgender Metalllegierungen wurde untersucht:

**Tabelle 4:** Übersicht über die verwendeten Blechproben

Metallart	Blechdicke s [mm]
Aluminium (AA6082)	3, 5
Aluminium (AA5083)	5
Kupfer CuSn4 (B14)	3, 5
Nickel 201 (2.4068)	3, 5
Nicrofer 602 CA (6025 HT)	3

**Tabelle 5:** Physikalische Eigenschaften der verwendeten Blechproben

Metallart	Wärmeleitfähigkeit $\lambda$ [W/(m·K)]		Spezifische Wärmekapazität $c_p$ [J/(kg·K)]		Dichte $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]
	bei 200 °C	bei 300 °C	bei 200 °C	bei 300 °C	bei 20 °C
Aluminium (AA6082)	201	206	970	1047	2656
Aluminium (AA5083)	110 - 140 (bei 20 °C)		900 (bei 20 °C)		2660
Kupfer CuSn4 (B14)*	135	145	395	394	8850
Nickel 201 (2.4068)	67	60	500	570	8900
Nicrofer 602 CA (6025 HT)	14	15,5	488	501	7900

\*Kupfer (B14) von Wieland-Werke AG (4% Zinn, Rest Kupfer -> damit eine Bronze)

### 3.4 Wasserqualität

Für einige Untersuchungen wurde der Einfluss der Wasserqualität auf die Kühlung von Aluminiumblechen untersucht. Als Maß für das Vorhandensein und die Dichte von beweglichen Ladungsträgern (z.B. Salzen) wurde die elektrische Leitfähigkeit der Kühlmedien mit Hilfe eines Konduktometers (CG 857) gemessen und dokumentiert. Die elektrische Leitfähigkeit wurde durch die Positionierung der Messelektroden direkt in die aus dem Brausekopf austretenden Wasserstrahlen gemessen. Zu beachten ist hierbei, dass die elektrische Leitfähigkeit temperaturabhängig ist und somit die untenstehenden Messwerte nur für eine Kühlmediumtemperatur von 29 °C gelten [73].

**Tabelle 6:** Elektrische Leitfähigkeit der Kühlmedien

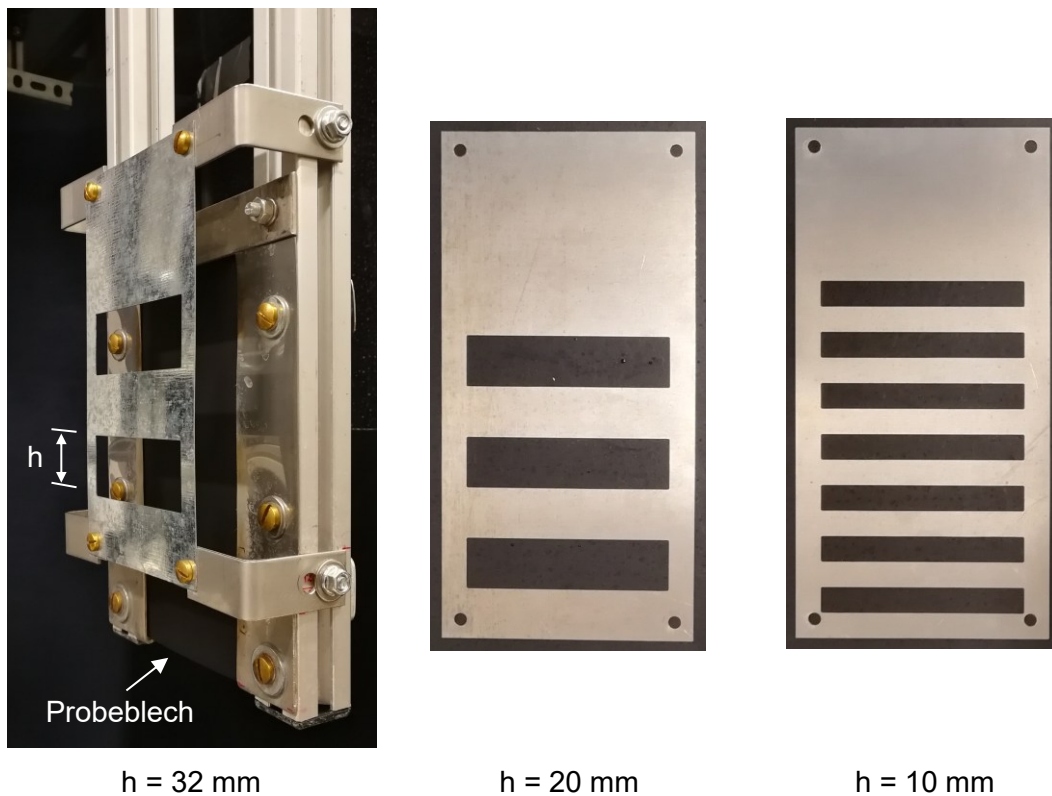
Wasserqualität		Elektrische Leitfähigkeit $\sigma$ [ $\mu\text{S}/\text{cm}$ ]
		bei $T_W = 29\text{ °C}$ , $\kappa = 1,15\text{ cm}^{-1}$
Deionisiertes Wasser (DW)		8
Magdeburger Leitungswasser (MLW)		609
Mix aus MLW & Borax	Konzentration [g/l]	
	0,1	730
	0,3	810
	5	2790
	10	4840

**Anmerkung:**

Die elektrische Leitfähigkeit des deionisierten Wassers, welches durch die Anlage in unserem Institut bereitgestellt wird, beträgt  $0,064\ \mu\text{S}/\text{cm}$  (Reinstwasser) bei  $T_W = 27\text{ °C}$ . Das deionisierte Wasser wird mittels einer Schlauchleitung in den Wassertank der Versuchsanlage geleitet. Bereits auf diesem Weg ist mit Verunreinigungen zu rechnen. Innerhalb des Versuchsaufbaus wird dieses Wasser auf  $T_W = 29\text{ °C}$  erwärmt und durch Rohrleitungen, die Pumpe, Messingventile, den Durchflussmesser sowie schließlich durch den Brausekopf geführt. Erneut kommt es zwangsläufig zu einer Erhöhung der elektrischen Leitfähigkeit. Sobald das Wasser den Brausekopf verlässt hat es Kontakt mit der Umgebungsluft. Hierbei wird das sich in der Luft befindliche Kohlendioxid im Wasser gelöst und bildet Hydrogencarbonat- bzw. Carbonationen [73]. Die elektrische Leitfähigkeit des "deionisierten Wassers" hat nach Verlassen des Brausekopfs einen Wert von  $8\ \mu\text{S}/\text{cm}$  bei  $T_W = 29\text{ °C}$ . Idealerweise sollten die Untersuchungen mit Reinstwasser unter Luftausschluss bzw. Schutzgas erfolgen. Ein solcher Versuchsaufbau ist jedoch kaum/ schwer umsetzbar.

### 3.5 Pulsation

Um die Kühlgeschwindigkeit gezielt zu reduzieren kann u.a. das Kühlwasser gepulst werden. Für die experimentellen Untersuchungen bei denen das Auftreffen der Wasserstrahlen während des Kühlvorgangs kurzzeitig unterbrochen werden soll, wurden 3 geschlitzten Abschirmbleche (siehe Abbildung 13) angefertigt. Der Abstand zwischen den Brausekopfföffnungen und dem zu kühlenden Blech betrug  $H = 45 \text{ mm}$ .



**Abbildung 13:** Abschirmbleche für Pulsationsversuche

Abhängig von der Blechgeschwindigkeit und der Höhe der Aussparungen in den Abschirmblechen ergeben sich unterschiedliche Pulsationsfrequenzen (siehe Tabelle 7). Über die Wellenlänge  $\lambda$  (entspricht einem Zyklus) und die Blechgeschwindigkeit  $w_p$  kann die Pulsationsfrequenz berechnet werden:

$$f = \frac{w_p}{\lambda} \quad (3.4)$$

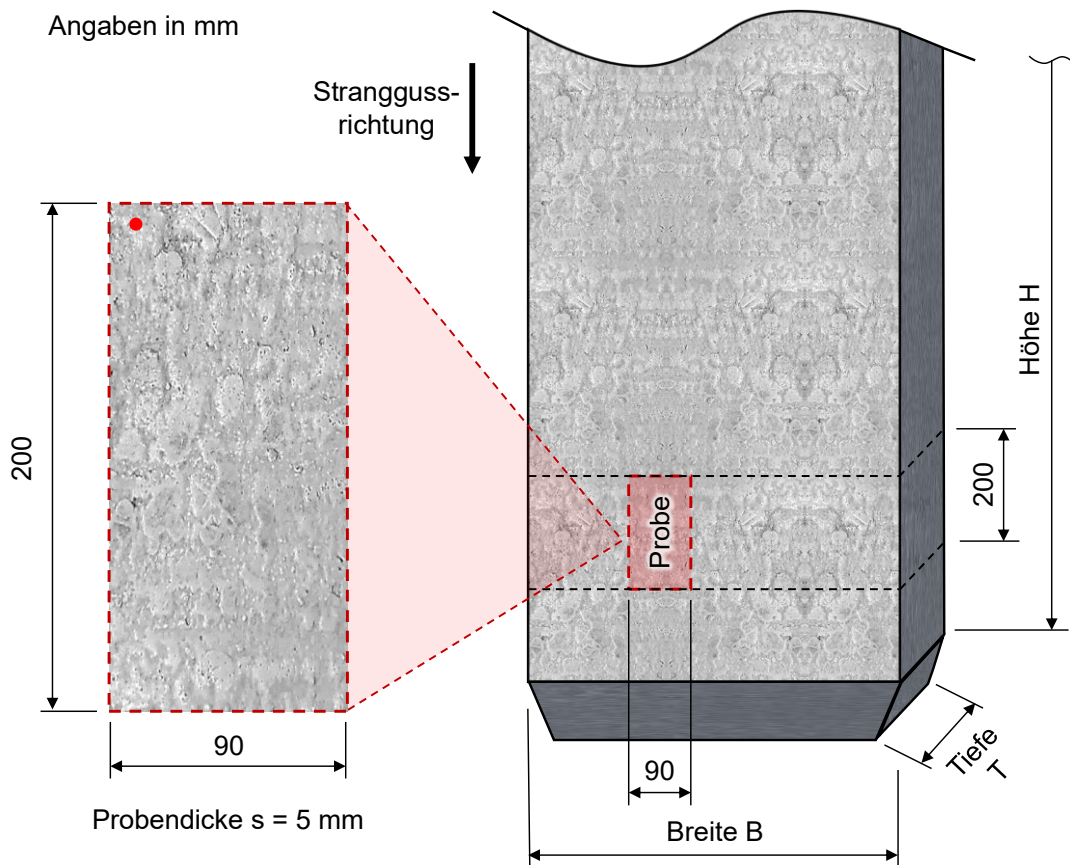
wobei  $\lambda = 2 \cdot h$  gilt.

**Tabelle 7:** Pulsationsfrequenzen

Frequenz f [Hz]		Höhe Aussparung h [mm]		
		32	20	10
Blechgeschwindigkeit $w_p$ [mm/s]	3,3	0,05	0,08	0,17
	10	0,16	0,25	0,5
	20	0,31	0,5	1
	60	0,94	1,5	3

### 3.6 Rauheitskennwerte von Stranggussoberflächen

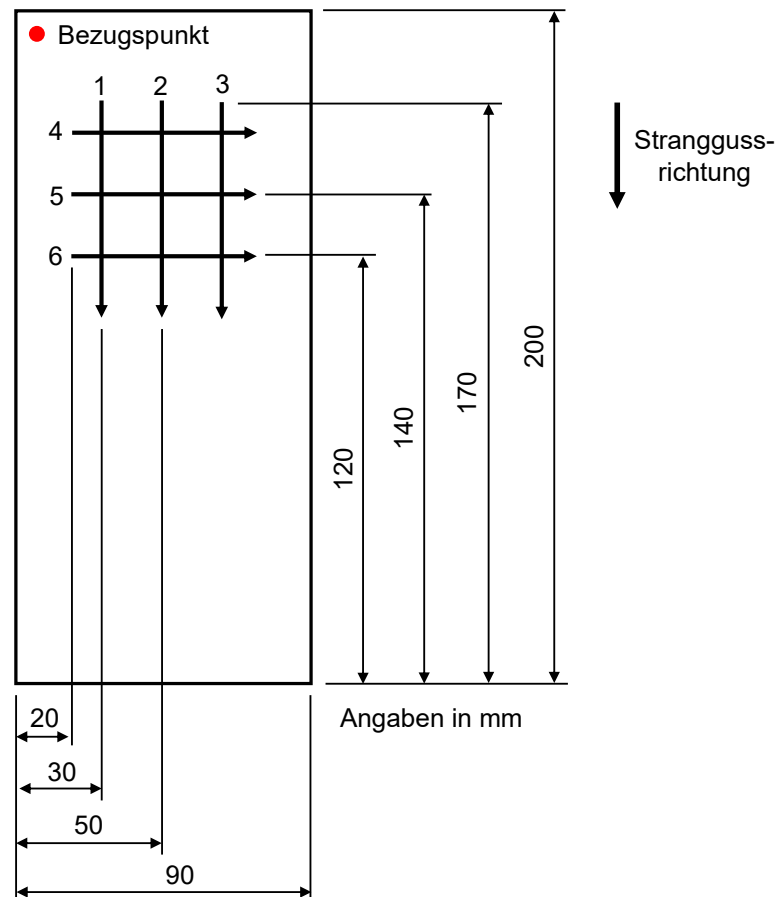
Zur Untersuchung des Einflusses der Rauheit realer Stranggussoberflächen auf die Abkühlung in Abhängigkeit vom Gussverfahren wurden aus industriellen Stranggussblöcken der Aluminiumlegierung AA5083 Bleche mit den Abmessungen 200 x 90 x 5 mm (H x B x s) herausgeschnitten. Das Prinzip der Probengewinnung ist in Abbildung 14 dargestellt.



**Abbildung 14:** Prinzip der Probengewinnung aus Stranggussblöcken

Abbildung 14 verdeutlicht, dass die Stranggussrichtung nicht in jedem Fall sofort visuell zu erkennen ist. Ursächlich hierfür ist zumeist das Stranggussverfahren. Um eine Fehlinterpretation auszuschließen wurde von den Industriebetrieben, welche die Stranggussproben herausgetrennt und bereitgestellt haben, für jede Probe die Stranggussrichtung angegeben bzw. gekennzeichnet. Vor den experimentellen Untersuchungen wurden von den Blechproben typische Rauheitskennwerte bestimmt. Zudem wurden auch Rauheitskennwerte einer glatten Oberfläche gleicher Legierung ermittelt.

An den Probeblechen wurde die Rauheit an 6 Messstrecken bestimmt. Die entsprechenden Messstrecken sind in Abbildung 15 dargestellt. Die Messlinien 1 bis 3 verlaufen in Stranggussrichtung, während die Messlinien 4 bis 6 quer zur Stranggussrichtung ausgerichtet sind. Die Ergebnisse der Messungen aller Rauheitskennwerte sind tabellarisch im Anhang in Abbildung 108 für die untersuchten Blechproben mit gleichzeitigem Verweis auf die Gusstechnologie zusammengestellt.



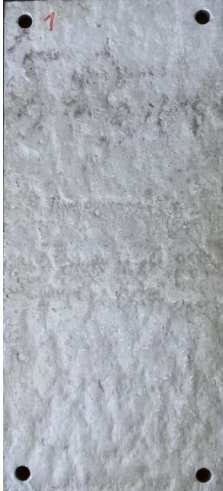

**Abbildung 15:** Messlinien zur Bestimmung von Rauheitskennwerten

Aus der Gesamtheit der Rauheitskennwerte werden im Folgenden der arithmetische Mittenrauwert  $R_a$  sowie die maximale Einzelrautiefe  $R_{z,max}$  betrachtet (siehe Abbildung 16 und Abbildung 17).

In Anlehnung an die DIN EN ISO 1302 (zurückgezogen) sowie das VDG Merkblatt K 100 werden nachfolgend drei Rauheitsklassen für Gussoberflächen aufgeführt, um eine grobe Einteilung der Oberflächencharakteristik zu erlangen:


- $R_a \leq 3,2 \mu\text{m}$  glatte Oberfläche
- $R_a > 3,2$  bis  $25 \mu\text{m}$  raue Oberfläche
- $R_a > 25 \mu\text{m}$  sehr raue Oberfläche.

Wie die ermittelten Werte in Abbildung 16 zeigen, weichen die Rauheitswerte  $R_a$  und  $R_{z,max}$  in Stranggussrichtung und quer zu dieser nicht stark voneinander ab. Eine eindeutige Tendenz in Abhängigkeit der Messlinienrichtung kann daher nicht herausgestellt werden. Jedoch besteht ein signifikanter Unterschied zwischen  $R_a$  und  $R_{z,max}$ . So kann die maximale Einzelrautiefe  $R_{z,max}$  ca. das 7- bis 10-fache des arithmetische Mittenrauwert  $R_a$  betragen, was durch die Definition der Rauheitskennwerte vorgegeben ist. Hinsichtlich der Oberflächenrauheit lassen sich eindeutige Tendenzen in Abhängigkeit des Stranggussverfahren feststellen. So weist der EMC – Kokillenguss in Stranggussrichtung mit  $R_a = 2 \mu\text{m}$  gegenüber dem konventionellen Kokillenguss (DC) mit  $R_a = 46 \mu\text{m}$  einen deutlich geringeren Wert auf.

		<b>AA5083 - DC</b> (Conventional Direct-Chill Casting)	<b>AA5083 - EMC</b> (Electro-Magnetic Casting)
			
<b>In Stranggussrichtung</b> (Linie 1 bis 3)	$R_a$ [ $\mu\text{m}$ ]	46	2
	$R_{z,max}$ [ $\mu\text{m}$ ]	333	19
<b>Quer zur Stranggussrichtung</b> (Linie 4 bis 6)	$R_a$ [ $\mu\text{m}$ ]	44	3
	$R_{z,max}$ [ $\mu\text{m}$ ]	300	21

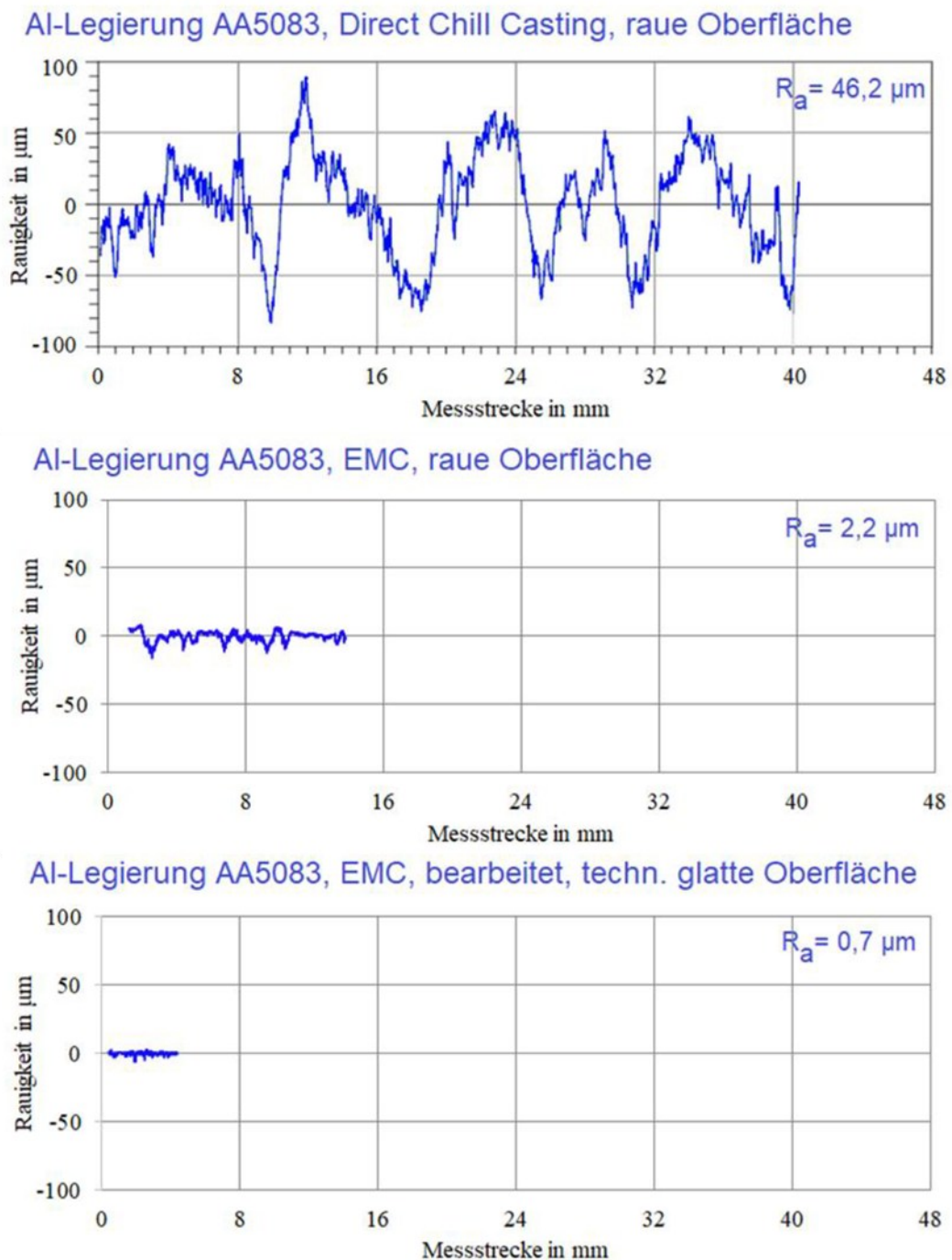
**Abbildung 16:** Kennwerte  $R_a$  und  $R_{z,max}$  rauer Oberflächen

Für einen Vergleich der Kühlwirkung auf realen rauen Oberflächen mit glatten Oberflächen, wurden technisch glatte Blechproben durch Drehen hergestellt, wobei das Ausgangsmaterial von der gleichen Materialcharge stammt. Die glatte Vergleichsprobe hatte dabei nahezu die gleiche spezifische Masse in g/Flächeneinheit wie die rauen Proben. Abbildung 17 zeigt die ermittelten Kennwerte der Rauheit. Durch Drehen der Aluminiumlegierung AA5083 aus EMC- Strangguss wird ein arithmetischer Mittenrauwert von  $R_a = 0,7 \mu\text{m}$  erreicht.

		<b>AA5083 - EMC</b> (Electro-Magnetic Casting, durch Drehen)
		
<b>Mittelwert der Linien 1 bis 6</b>	$R_a$ [ $\mu\text{m}$ ]	0,7
	$R_{z,max}$ [ $\mu\text{m}$ ]	6,4

**Abbildung 17:** Kennwerte  $R_a$  und  $R_{z,max}$  einer glatten Oberfläche

Die in Abbildung 18 exemplarisch gezeigten Rauheitsprofile dokumentieren den Einfluss des Stranggussverfahrens. Hierdurch ist sofort erkennbar, dass die Rauheit der Barrenoberfläche beim konventionellen Strangguss (DC Casting) wesentlich höher als beim EMC- Strangguss ist.



**Abbildung 18:** Rauheitsprofile von Aluminiumlegierungen in Stranggussrichtung [72]

### 3.7 Messung der Temperaturen mit Infrarotmesstechnik

In der Literatur wird der Wärmeübergang bei der Intensivkühlung von Metallen fast ausschließlich mit Thermoelementen gemessen. Dadurch sind die Temperaturen nur an diskreten Orten bekannt. Die Ausdehnung der Benetzungsfrent, die nur wenige Millimeter beträgt, kann dadurch nicht ermittelt werden. Die Oberflächentemperaturen der Bleche werden dagegen in dieser Arbeit mit einer Infrarotkamera gemessen (siehe Abbildung 19). Diese ist außerhalb der Sprühkabine positioniert und auf die Messseite der Materialprobe gerichtet.



Abbildung 19: Infrarotkamera „ImageIR® 8800“ der Firma InfraTec GmbH

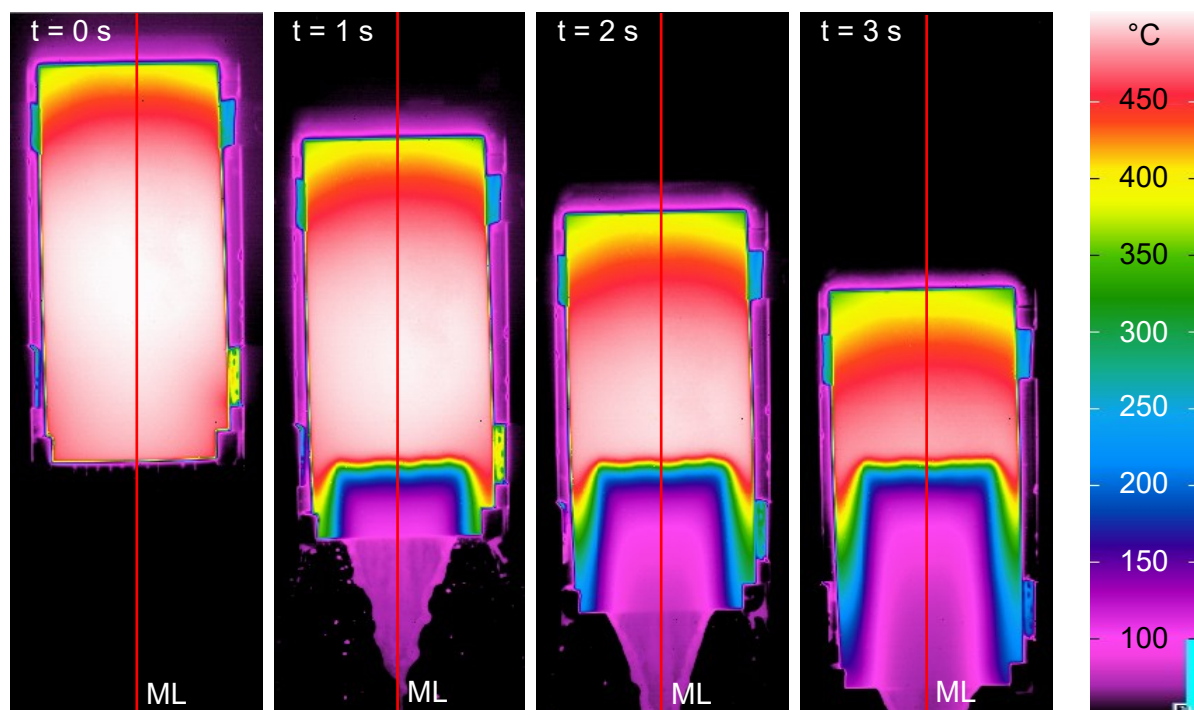


Abbildung 20: Infrarotaufnahmen zu verschiedenen Kühlzeiten

Die Abbildung 20 zeigt beispielhaft Infrarotaufnahmen von einem bewegten Blech für 4 verschiedene Kühlzeiten. Zum Zeitpunkt  $t = 0$  s trifft das Kühlwasser erstmals auf die Unterkante der Materialprobe. Mit fortschreitender Kühlzeit bewegt sich die Materialprobe von oben nach unten bei feststehender Brausekopfposition. Den Temperaturen der Blechoberfläche ist eine Farbskala am rechten Rand zugeordnet. Alle Infrarotaufnahmen wurden mit einer Bildrate von 200 fr/s aufgezeichnet. Damit wird im Abstand von 5 ms eine Temperaturmessung vorgenommen. Das Vollbild der Infrarotkamera hat

eine Auflösung von 640 x 512 Pixeln. Bei dem eingestellten Abstand der Kamera zur Materialprobe von 1135 mm betrug die örtliche Auflösung 0,687 mm/Pixel. Anhand dieser Kennwerte zeigt sich der wesentliche Vorteil einer kontaktlosen Temperaturmessung gegenüber Thermoelementen. Man erkennt an den Infrarotaufnahmen, dass das Temperaturfeld unterhalb der Kokille sehr eben über der Breite ist. Wie zuvor mit Abbildung 4 (Realbild 1,8 m/s) gezeigt wurde, vereinigen sich die einzelnen Strahlen sehr schnell zu einem geschlossenen Film, der relativ eben abfließt. Über der Breite ergeben sich dadurch zu vernachlässigende Temperaturunterschiede. Daher reicht es aus, den axialen Temperaturverlauf auf der Mittellinie, in dieser Arbeit durch eine vertikale Messlinie (ML) repräsentiert, zur Auswertung zu verwenden.

## 4 Auswertungsmethodik

### 4.1 Schematischer Ablauf der Auswertung

Der Ablauf der Auswertung der Infrarotaufnahmen ist schematisch in Abbildung 21 dargestellt.

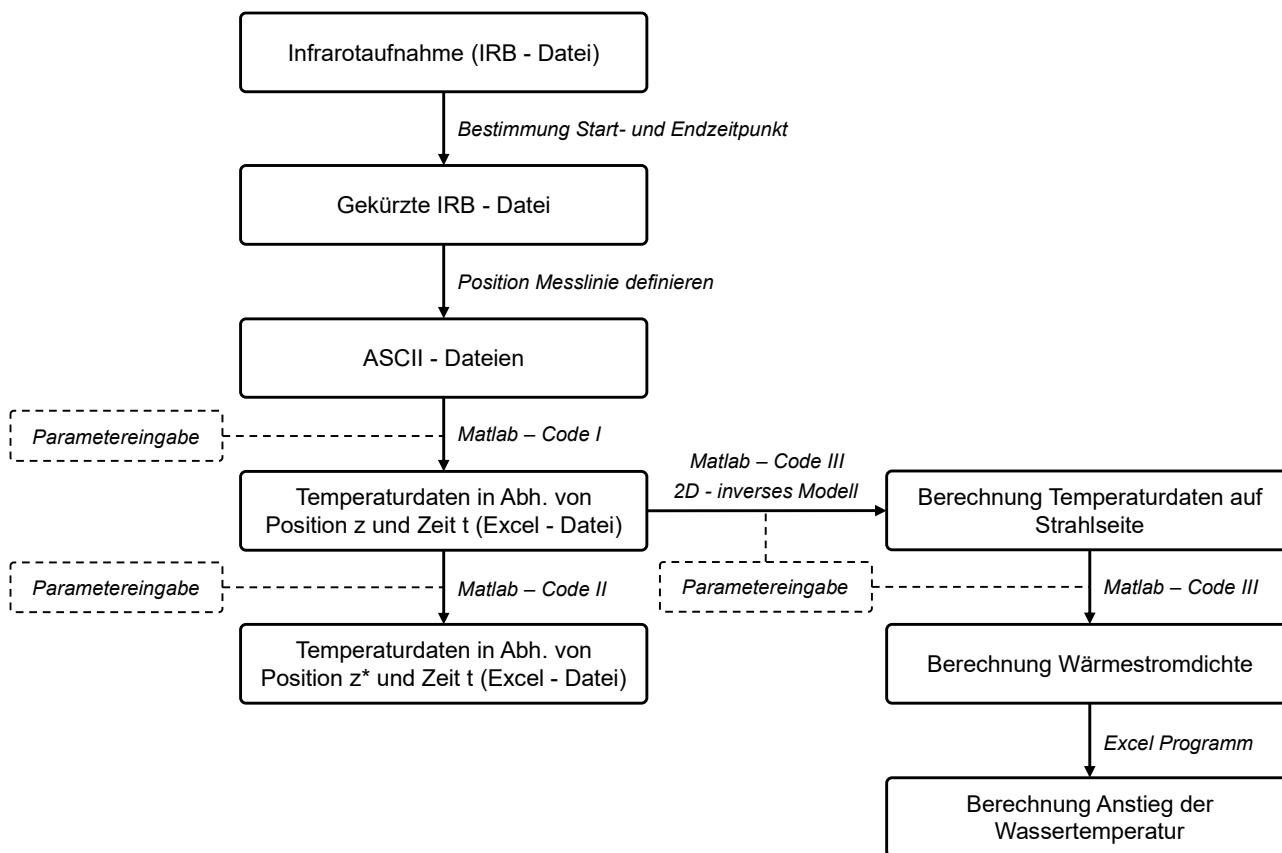


Abbildung 21: Schematischer Ablauf der Auswertung

### 4.2 Auswertung der gemessenen Infrarotdaten

Der Datenumfang einer einzigen Messung der Abkühlung beträgt je nach Kühlzeit ca. 3 bis 12 GB. Dieser Datenumfang ist so groß, dass nicht alle Aspekte der Temperaturprofilbildung betrachtet werden, sondern nur die Temperatur entlang einer Messlinie (ML), die als charakteristisch für die jeweils untersuchte Düsenkonfiguration gilt. Im Prinzip können beliebig viele vertikale und horizontale Messlinien im Infrarotbild definiert werden. Als repräsentativ erwies sich eine vertikale Messlinie fluchtend vor dem Wasserstrahl im Zentrum bzw. in der Mitte des Probeblechs.

$$\begin{array}{ll} X_1 = 639 & Y_1 = 229 \uparrow \\ X_2 = 0 & Y_2 = 229 \end{array}$$

Abbildung 22: Koordinaten der Messlinie (in Pixel) und Richtung

Die Temperaturdaten entlang einer Messlinie in Abhängigkeit von Zeit und Pixelposition werden in folgenden Schritten ausgelesen:

- Festlegung des ersten Wasserkontakts (Kühlzeit  $t = 0$  s) und zeitlichen Endpunkt des betrachteten Kühlversuchs
- Abspeichern der gekürzten IRB - Datei
- Datensätze im ASCII-Format abspeichern

- Matlab-Code I „Converting\_korrigiert“ aufrufen und Eingabe der zuvor erstellten ASCII-Dateien sowie der örtlichen Auflösung ( $\varrho$ ) in mm/Pixel
- Matlab-Berechnung starten mit der Maßgabe der Abspeicherung der Temperaturdaten der Messlinie in Abhängigkeit von Position  $z$  und Zeit  $t$  in Form einer Excel-Datei
- Matlab-Code II „Berechnung\_z\_stern“ aufrufen, welcher die Daten aus der zuvor erstellten Excel Tabelle aufruft und die Temperaturdaten über der Position  $z^*$  für verschiedene Kühlzeiten darstellt

Im Matlab-Code I „Converting\_korrigiert“ ist die Glättung (malowess - Funktion) der Messwerte integriert. In der von Matlab erzeugten Excel-Datei nimmt die angegebene Position Bezug auf die definierte Messlinie im Infrarotbild. Im Falle der Untersuchung eines bewegten Blechs müssen jedoch die Temperaturprofile in Bezug auf die Raumkoordinate  $z^*$  und der Koordinate  $z$  des Bleches gesetzt werden, um Aussagen zum Kühlprozess am Blech treffen zu können. In Abschnitt 4.3 ist die Zeit- und Koordinatendefinitionen für die Auswertung der Untersuchung bewegter Blechproben angegeben.

Für die Umrechnung von Pixelpositionen zu mm - basierten Positionen, wurde die Länge des Probeblechs in Pixel bestimmt. Hierzu wurde einmalig eine beliebige IRB - Datei in IRBIS geladen und mittels einer Hilfsmesslinie, welche von Ober- bis Unterkante des Blechs reicht, die Länge der ML in Pixel abgelesen. Das Verhältnis ( $\varrho$ ) von mm zu Pixel wird dann mit Hilfe der bekannten Blechlänge von  $L = 200$  mm berechnet:

$$\varrho = \frac{L}{L_{Pi}} = \frac{200 \text{ mm}}{291,12 \text{ Pi}} = 0,687 \text{ mm/Pi} \quad . \quad (4.1)$$

### 4.3 Zeit- und Koordinatendefiniton/ Definition Auftreffpunkt der Wasserstrahlen

Abbildung 23 zeigt die Position des Metallblechs zu drei verschiedenen Zeitpunkten. Die Kühlzeit beginnt mit dem Auftreffen der Kokillenstrahlen auf die Unterkante des Blechs. Diesem Zeitpunkt ist die Zeit  $t = 0$  s zugeordnet. Mit fortschreitender Zeit bewegt sich das Metallblech nach unten, ohne dass sich die räumliche Position des Auftreffpunktes der Wasserstrahlen ändert. Die Position des Auftreffpunktes der Kokillenstrahlen ist durch die Eulersche Koordinate  $z^*$  mit  $z^* = 0$  mm eindeutig bestimmt. Diese Koordinate ist in Richtung der Bewegung des Blechs ausgerichtet.

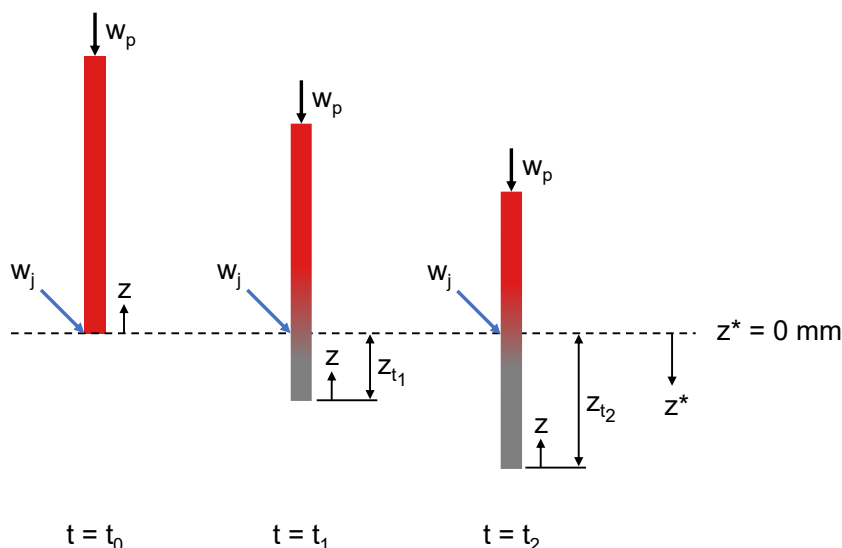


Abbildung 23: Zeit- und Koordinatendefinitionen

Das Temperaturfeld kann hierbei auf zwei verschiedene Weisen dargestellt werden. Mit Einführung der Ortskoordinate  $z$  erhält man einen Punkt, welcher stets mit der Unterkante des sich nach unten bewegenden Blechs verbunden ist und entgegen der Bewegungsrichtung definiert ist. Die Darstellung  $T = f(z)$  ergibt eine leicht verständliche Darstellung des Temperaturfeldes auf dem Blech für unterschiedliche Zeiten  $t$ . Unter Einbeziehung der Blechgeschwindigkeit  $w_p$  ergibt sich folgender Zusammenhang zwischen den Koordinaten  $z^*$  und  $z$ :

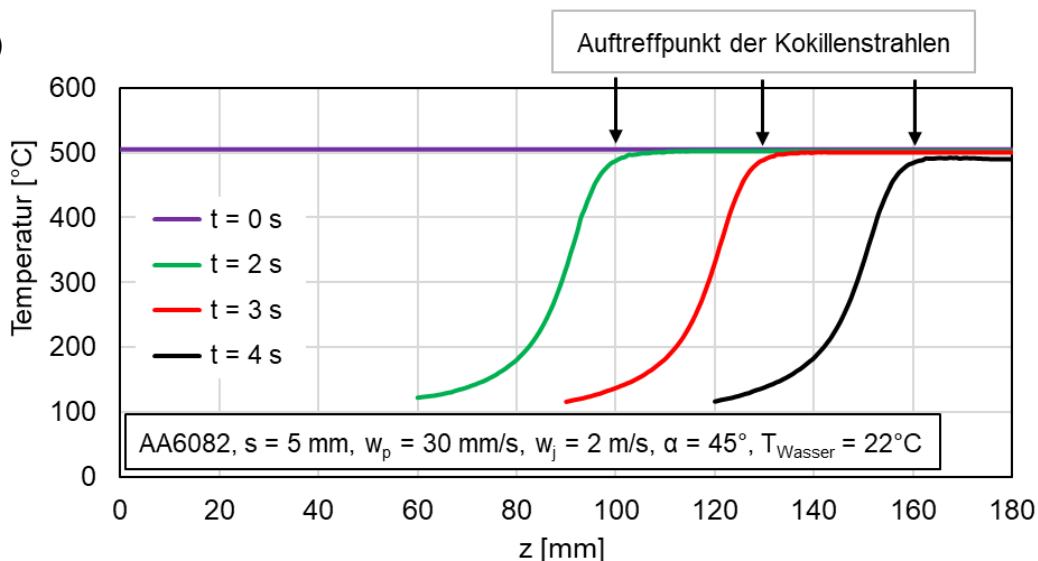
$$z^* = z_{t_n} - z = w_p \cdot t_n - z \quad (4.2)$$

$z^*$	gegenläufige Ortskoordinate in mm
$z_{t_n}$	Startversatz in mm
$z$	Ortskoordinate in mm
$w_p$	Blechgeschwindigkeit in mm/s
$t_n$	Versuchszeit in s.

Mit dieser Beziehung kann aus der Darstellung  $T = f(z)$  die Funktion  $T = f(z^*)$  für eine bestimmte Zeit  $t_n$  berechnet werden. Dieser Zusammenhang ist in dem Matlab Code „Berechnung\_z\_stern“ inkludiert, welcher von Mehdi [75] entwickelt wurde. Der Vorteil dieser Darstellung besteht darin, dass mit  $z^* = 0$  mm der Auftreffpunkt der Kokillenstrahlen sofort zu erkennen ist. Im negativen Bereich der  $z^*$ -Werte ist die Blechtemperatur vor Beginn der Kühlung zu erkennen, hierbei auftretende Temperaturgradienten sind eine Folge der Wärmeleitung in dem Metallblech in axialer Richtung. Im positiven Bereich der  $z^*$ -Werte sind die Temperaturgradienten Folge der Kühlung durch die Kokillenstrahlen und deren auf der Oberfläche herunterlaufenden Kühlwassers. Ein weiterer Vorteil besteht darin, dass der quasistationäre Zustand der Temperatur im mittleren Bereich des Metallblechs besonders gut herausgestellt werden kann. Das zeigt sich daran, dass die Temperaturkurven für verschiedene Zeiten fast deckungsgleich sind. In Abbildung 24 sind beide grafischen Darstellungen des Temperaturfeldes am Beispiel der Abkühlung eines auf 505 °C aufgeheizten Aluminiumblechs gegenübergestellt. Das Teilbild ① zeigt die Temperatur in Abhängigkeit von der fest mit dem Blech verbundenen Koordinate  $z$  für die Kühlzeiten von 0, 2, 3 und 4 Sekunden. Parallel dazu wird für die jeweiligen Zeiten die Position des Auftreffpunktes der Kokillenstrahlen auf dem Blech angezeigt. Hierdurch erkennt man, dass sich die Strahlen über das Blech bewegen. Visuell zeigen die Temperaturkurven zu den jeweiligen Zeiten eine große Ähnlichkeit. Spiegelt man diese Temperaturkurven um die Position des Auftreffpunktes der Wasserstrahlen und weist dieser stets den Wert  $z^* = 0$  mm zu, so entsteht das Teilbild ②.

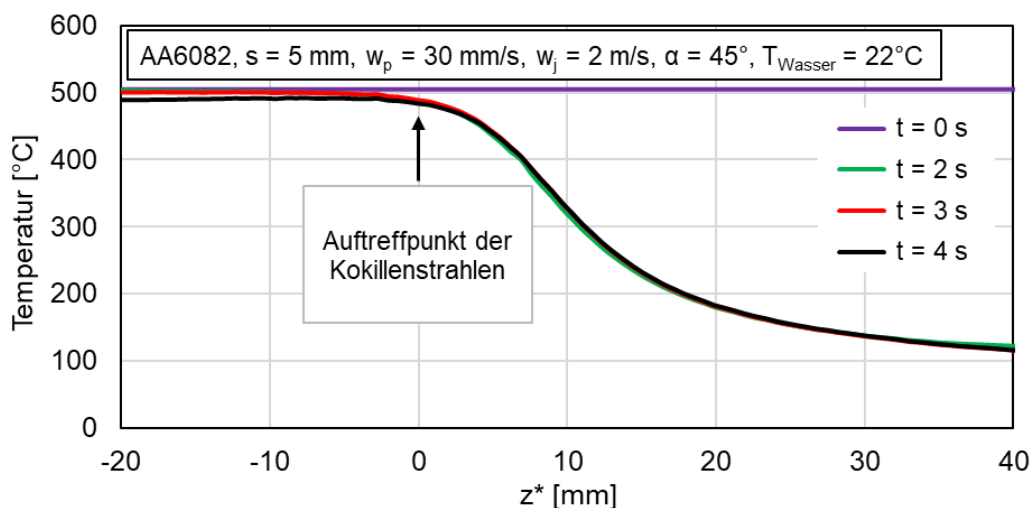
①

$T = f(z)$



②

$T = f(z^*)$



**Abbildung 24:** Möglichkeiten der Darstellung der Abkühlkurven

In Teilbild ② sind die Temperaturkurven für die Kühlzeiten 2, 3 und 4 Sekunden nahezu deckungsgleich. Das bedeutet, dass sich nach einer gewissen Anlaufzeit ein quasi-stationäres Temperaturfeld auf dem bewegten Blech in vertikaler Richtung ausbildet. Lediglich die Temperaturkurven zu Beginn und am Ende des Kühlprozesses werden von den hier dargestellten Kurven abweichen. Der Vorteil besteht darin, dass im quasistationären Bereich der Kühlprozess durch eine einzige Kurve gut angenähert werden kann, wodurch die Modellierung des Prozesses erleichtert wird.

## 4.4 Modellansätze zur Bestimmung der Boilingkurve aus Experimenten

### 4.4.1 1D-Modell für bewegte Bleche

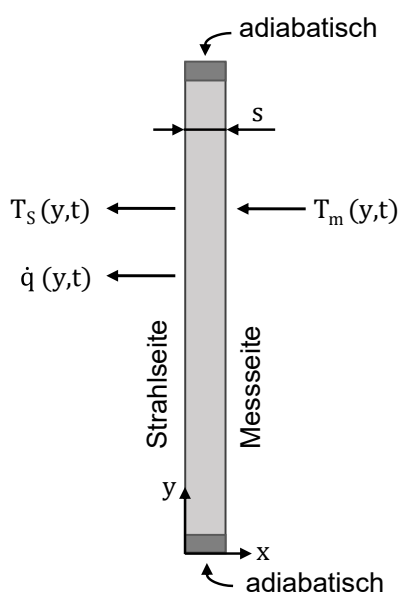
Wird ein Blech vor einer Düse bzw. einem Düsenfeld mit einer Blechgeschwindigkeit  $w_p$  bewegt, so stellt sich nach einer gewissen Kühlzeit ein quasistationäres Temperaturfeld längs der Bewegungsrichtung ein. Unter Zugrundelegung des quasistationären Temperaturfeldes kann bei Ausbildung einer geradlinigen Benetzungsfront die Wärmestromdichte (Heat Flux) mit nachfolgender Gleichung berechnet werden:

$$\dot{q}_z = w_p \cdot s \cdot \rho \cdot c_p \cdot \frac{dT}{dz} + \lambda \cdot s \cdot \left( \frac{d^2T}{dz^2} \right) . \quad (4.3)$$

Dieses Modell basiert auf der Annahme, dass die Oberflächentemperaturen auf der Strahlseite und der Rückseite der Bleche gleich sind. In Näherung wird dies bei sehr dünnen Blechen mit sehr hoher Wärmeleitfähigkeit erreicht. Dünne Bleche aus Aluminiumlegierungen mit einer Wärmeleitfähigkeit von ca. 190 W/m·K erfüllen annähernd diese Anforderungen.

### 4.4.2 2D-inverses Modell für bewegte Bleche

Kommen dickere Bleche mit geringer Wärmeleitfähigkeit zum Einsatz, so stellen sich große Temperaturunterschiede zwischen Strahlseite und Rückseite des Bleches ein. In diesen Fällen liefert eine eindimensionale Betrachtung falsche Ergebnisse. Unter der Annahme der Ausbildung eines zweidimensionalen quasistationären Temperaturfeldes wurde von Gopalkrishna [76] ein Berechnungsmodell zur Bestimmung der Wärmestromdichte (Heat Flux) aus gemessenen Temperaturfeldern entwickelt. Das inverse Wärmeleitmodell wurde entwickelt, um die Temperatur und die Wärmestromdichte des Blechs auf der Strahlseite zu berechnen, da die Temperaturen auf dieser Seite nicht zu bestimmen sind. Wie in Abbildung 25 dargestellt, werden die bekannten Temperaturen auf der Kameraseite verwendet, um den unbekanntem Wärmestrom und die Temperaturen auf der Strahlseite zu bestimmen. Die nachfolgende zweidimensionale Wärmeleichung (4.4) wird numerisch entlang der Länge (L bzw. y) und Dicke (s bzw. x) des Blechs berechnet.

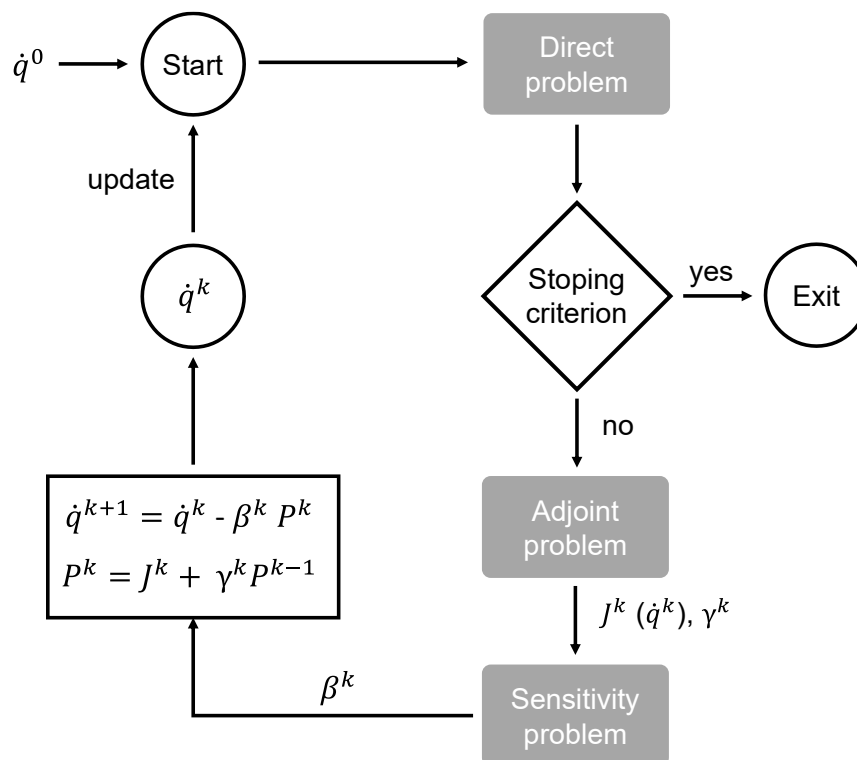


$$\rho \cdot c_p \frac{dT}{dt} = k \cdot \left[ \frac{dT}{dx^2} + \frac{dT}{dy^2} \right] \quad (4.4)$$

$\rho$	Dichte	in kg/m <sup>3</sup>
$c_p$	spez. Wärmekapazität	in W/kg·K
$t$	Zeit	in s
$T_m$	Temperatur Messeite	in K
$T_s$	Temperatur Strahlseite	in K
$k$	Wärmeleitfähigkeit	in W/m·K
$x, y$	Ortskoordinaten	in m

Abbildung 25: Mechanismus der 2D- inversen Methode

Zur Lösung des Problems kommt die konjugierte Gradientenmethode mit Adjungiertenproblem zur Anwendung. Das nachfolgende Schema beschreibt die Vorgehensweise des Algorithmus zur Lösung des Inversmodells.



**Abbildung 26:** Schematischer Ablauf der Auswertung für die 2D-inverse Methode

Für die Funktion wird zunächst ein Startwert ( $\dot{q}^0$ ) geschätzt. Iterationsanzahl ( $k$ ) wird gleich Null gesetzt und anschließend werden die folgenden Schritte ausgeführt:

1. Im „Direct problem“ werden die Blechtemperaturen numerisch berechnet, welche auf  $\dot{q}^0(y, t)$  basieren.
2. Die berechneten Temperaturen werden mit den gemessenen Temperaturen verglichen.
3. Mit Hilfe beider Temperaturscharen wird das „Adjoint problem“ gelöst und hierdurch  $\gamma^k$  berechnet.
4. Nachfolgend wird über den berechneten Gradienten  $J^k$  (gradient of descent) und dem konjugierten Koeffizienten  $\gamma^k$  (conjugate coefficient), die Zielrichtung  $P^k(t)$  (direction of descent) bestimmt.
5.  $\Delta q^k(t)$  und  $P^k(t)$  werden gleichgesetzt und somit die Temperaturdifferenz ( $\Delta T$ ) bestimmt mittels des „Sensitivity problem“.
6. Bei Kenntnis von  $\Delta T(y, t)$  wird die Schrittweite ( $\beta^k$ ) berechnet
7. Schließlich wird mit Hilfe von  $\beta^k$  und  $P^k(t)$  die neue Schätzung  $\dot{q}^{k+1}(t)$  berechnet und zu Schritt 1 zurückgekehrt.

Der Algorithmus wird so lange durchgeführt, bis die gemessenen und berechneten Temperaturen nahezu übereinstimmen.

## 4.5 Berechnungen

Nachfolgend wird angenommen, dass die Stoffwerte konstant sind und eine laminare Strömung dominiert. Diese Annahmen vereinfachen eine Berechnung und ermöglichen eine anschauliche Erläuterung der prinzipiellen Vorgänge [5]. In dieser Arbeit wird der Fall betrachtet, dass die Fluidgeschwindigkeit ( $w_F$ ) wesentlich größer als die Blechgeschwindigkeit ( $w_p$ ) ist. Hierbei ist die Fluidgeschwindigkeit an der Wasserfilmoberfläche am größten und nimmt in Richtung Blechoberfläche ab (siehe Abbildung 27).

### 4.5.1 Geschwindigkeits- und Temperaturprofile

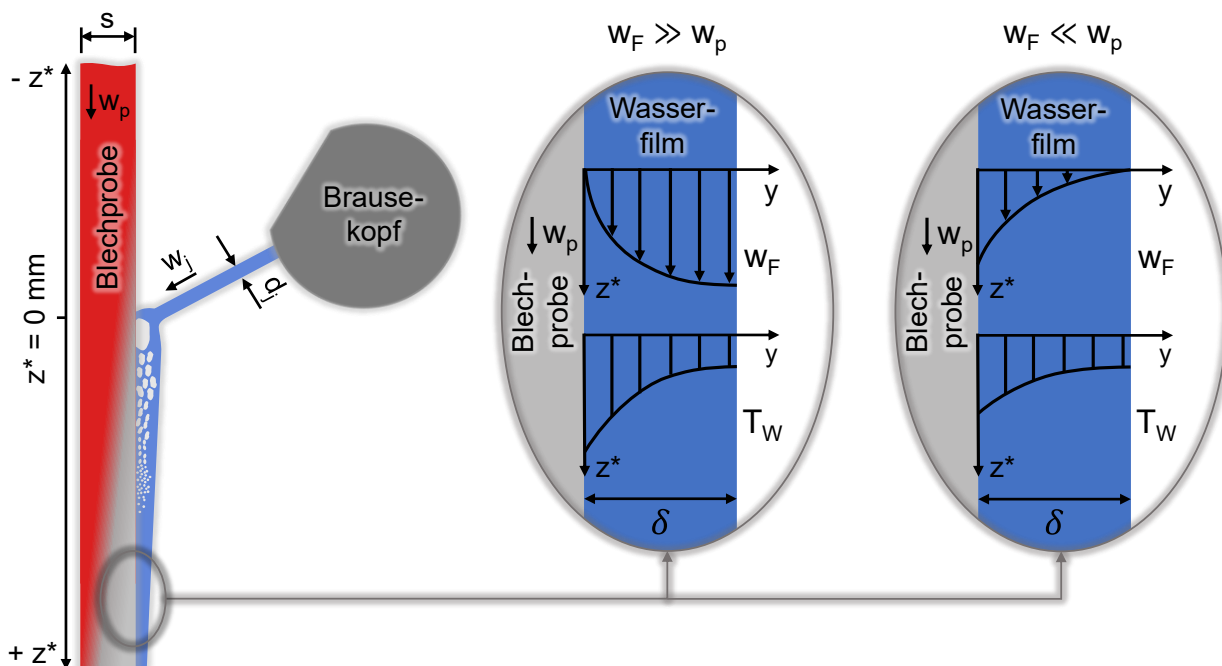


Abbildung 27: Geschwindigkeits- und Temperaturprofile

### 4.5.2 Anstieg der mittleren Wassertemperatur

Im Folgenden wird beschrieben, wie der Anstieg der mittleren Wassertemperatur berechnet wurde. Zunächst wird davon ausgegangen, dass die Wärmeenergie des Blechs ( $\dot{Q}$ ) während dessen Abkühlung zum größten Teil als Enthalpie in das Kühlwasser ( $\dot{H}_W$ ) übergeht.

$$d\dot{Q} = d\dot{H}_W \quad (4.5)$$

Die Änderung des Wärmestrom  $\dot{Q}$  lässt sich über die Multiplikation der Wärmestromdichte (in Abhängigkeit einer diskreten Position) mit der Wasserfilmbreite und der Änderung der Position ausdrücken:

$$d\dot{Q} = \dot{q}(z^*) \cdot B_F \cdot dz^* \quad (4.6)$$

Die Enthalpieänderung  $d\dot{H}_W$  des Wassers kann über die Multiplikation des Massestrom mit der spezifischen Wärmekapazität des Wassers und der Änderung der Wassertemperatur beschrieben werden:

$$d\dot{H}_W = \dot{M}_j \cdot c_W \cdot dT_W \quad (4.7)$$

Nach gleichsetzen von (4.6) und (4.7), der Umstellung nach der Änderung der Wassertemperatur sowie der Bildung eines Integrals in den Grenzen von  $T_{W_0}$  bis  $T_W$  bzw.  $z^* = 0$  bis  $z^*$  ergibt sich folgende Beziehung:

$$\int_{T_{W_0}}^{T_W} dT_W = \int_{z^*=0}^{z^*} \frac{\dot{q}(z^*) \cdot B_F}{\dot{M}_j \cdot c_W} dz^* \quad (4.8)$$

Mit der entsprechenden Anzahl von Strahlen ( $n_j$ ) sowie der eingestellten Strahlgeschwindigkeit ( $w_j$ ), den Stoffwerten und unabhängigen Größen in Tabelle 8 kann der Massenstrom ( $\dot{M}_j$ ) über:

$$\dot{M}_j = n_j \cdot \frac{\pi}{4} \cdot d_j^2 \cdot \rho_W \cdot w_j \quad (4.9)$$

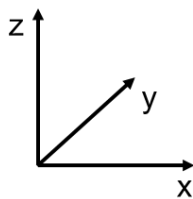
berechnet werden.

**Tabelle 8:** Stoffdaten für Wasser und unabhängige Größen

Physikalische Eigenschaft/ unabhängige Größe	Wert
Durchmesser Strahl ( $d_j$ )	$2 \cdot 10^{-3} \text{ m}$
Breite Wasserfilm ( $B_F$ )	$62 \cdot 10^{-3} \text{ m}$
Mittlere Dichte von Wasser für $T_W = 19 - 100 \text{ °C}$ ( $\rho_W$ )	988 kg/m <sup>3</sup> (gerundet)
Mittlere spezifische Wärmekapazität von Wasser ( $c_W$ )	4200 Ws/kg·K (gerundet)

Wie zuvor beschrieben (Kap. 1.2) ist zu beachten, dass es ab einer bestimmten Strahlgeschwindigkeit zu einem teilweisen Abprallen der Wasserstrahlen kommt. Zudem verdunstet ein Teil des Wassers. Diese beiden Einflüsse werden in der zugrundeliegenden Berechnung nicht beachtet. Der hierdurch berechnete Anstieg der Wassertemperatur stellt lediglich eine mittlere Wassertemperatur dar, da die Wassertemperaturen nahe der Blechoberfläche höher als nahe der Wasserfilmoberfläche sind (siehe Abbildung 27).

#### 4.5.3 Geschwindigkeitszunahme des Wasserfilms



**Abbildung 28:** Koordinatensystem

Aufgrund der Erdbeschleunigung nimmt die Geschwindigkeit des sich nach unten bewegendes Wasserfilms zu. In Abbildung 28 wird zunächst das für diese Betrachtung zugrundeliegende Koordinatensystem definiert. Hierbei strömt der Wasserfilm in gegenläufiger  $z$ -Richtung, definiert als  $z^*$ , nach unten.

Zur Bestimmung des Geschwindigkeitsfeldes werden die sogenannten Navier-Stokes'schen Differentialgleichungen verwendet. Für die dominierende Geschwindigkeitskomponente in  $z$ -Richtung lautet die Differentialgleichung für stationäre, inkompressible, nichtreaktive Fluide:

$$w_x \cdot \frac{\partial w_z}{\partial x} + w_y \cdot \frac{\partial w_z}{\partial y} + w_z \cdot \frac{\partial w_z}{\partial z} = \nu \cdot \left( \frac{\partial^2 w_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w_y}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 w_z}{\partial z^2} \right) + g \quad (4.10)$$

Die Strömung wird in erster Näherung als reibungsfrei angesehen, wodurch die Viskosität gegen null geht. An der Grenzfläche zu dem Probeblech gleitet somit der Wasserfilm nach unten. Die Geschwindigkeit des Wasserfilms in  $x$ - und  $y$ -Richtung ist vergleichsweise gering und wird hier vernachlässigt. Somit ergibt sich folgendes Integral:

$$\int_{w_0}^{w_{\text{Ende}}} w_z \cdot dw_z = \int_0^z g \cdot dz^* \quad (4.11)$$

Die Änderung der Geschwindigkeit kann dann schließlich über:

$$\Delta w^2 = w_0 \cdot g \cdot z^* \quad (4.12)$$

berechnet werden.

Beispielhaft zeigt sich eine Verdopplung der Wasserfilmgeschwindigkeit bei einer Strahlgeschwindigkeit von  $w_j = 2$  m/s, nachdem der Wasserfilm 200 mm am Blech hinabgelaufen ist.

#### 4.5.4 Abnahme der Wasserfilmdicke

*Filmdicke am Auftreffpunkt der Wasserstrahlen:*

Der Massestrom der aus der Kokille austretenden Wasserstrahlen  $\dot{M}_j$  kann über Gleichung (4.9) berechnet werden. Treffen die Wasserstrahlen auf das Probeblech bildet sich auf dessen Oberfläche ein Wasserfilm aus, dessen Massestrom  $\dot{M}_{F_0}$  über:

$$\dot{M}_{F_0} = B_{F_0} \cdot \delta_0 \cdot \rho_W \cdot w_{F_0} \quad (4.13)$$

berechnet werden kann.

Über die Gleichsetzung dieser beiden Massenströme kann die Filmdicke zu Beginn  $\delta_0$  (4.15) bestimmt werden:

$$\begin{aligned} \dot{M}_j &= \dot{M}_{F_0} \\ n_j \cdot \frac{\pi}{4} \cdot d_j^2 \cdot \rho_W \cdot w_{j_0} &= B_{F_0} \cdot \delta_0 \cdot \rho_W \cdot w_{F_0} \end{aligned} \quad (4.14)$$

$$\delta_0 = n_j \cdot \frac{\pi}{4} \cdot d_j^2 \cdot \frac{1}{B_{F_0}} \quad (4.15)$$

wobei  $w_{j_0} = w_j$  und  $w_{j_0} = w_{F_0}$  gilt.

Am Beispiel einer Kokillenkühlung mit 11 Vollstrahlen und den in Tabelle 8 angegebenen Werten ergibt sich eine Filmdicke am Auftreffpunkt von

$$\delta_0 = 0,55 \text{ mm.}$$

*Filmdicke am Blechende:*

Über eine triviale Massenbilanz (4.16) kann die Filmdicke am Blechende  $\delta_{Ende}$  (4.17), unter der Annahme  $B_{F_0} = B_{F_{Ende}}$ , berechnet werden.

$$\begin{aligned} \dot{M}_{F_0} &= \dot{M}_{F_{Ende}} \\ B_{F_0} \cdot \delta_0 \cdot \rho_W \cdot w_{F_0} &= B_{F_{Ende}} \cdot \delta_{Ende} \cdot \rho_W \cdot w_{F_{Ende}} \end{aligned} \quad (4.16)$$

$$\delta_{Ende} = \frac{\delta_0 \cdot w_{F_0}}{w_{F_{Ende}}} \quad (4.17)$$

Eine Verdopplung der Geschwindigkeit des Wasserfilms von 2 auf 4 m/s, würde somit eine Halbierung der Filmdicke am Blechende bewirken.

## 5 Experimentelle Untersuchungen

### 5.1 Basisparameter

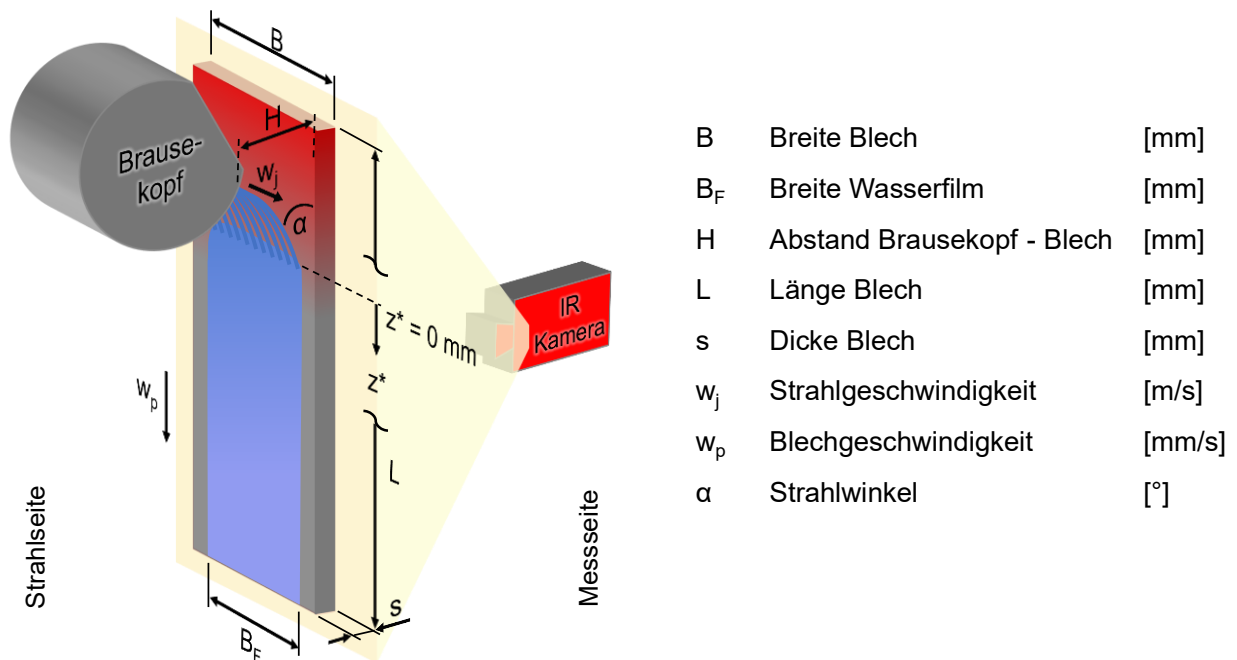


Abbildung 29: Parameter

Für die experimentellen Untersuchungen wurden Bleche mit Dicken von 3 mm und 5 mm verwendet. Je dünner die Bleche sind, desto geringer sind die Temperaturunterschiede zwischen Vorder- und Rückseite (Kühl- bzw. Messeite) und desto schneller und genauer wird die Auswertung. Jedoch steigt die Kühlgeschwindigkeit und die Zeitspanne zum Erreichen eines quasi-stationären Temperaturverlaufs wird kürzer. Mit zunehmender Dicke nimmt der Einfluss der Vorkühlung in Folge der axialen Wärmeleitung zu. Daher müssen für jede Metallart und für die verschiedenen Blechdicken die optimalen Parameter gewählt werden. Die Siedelinie wird jeweils in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur ermittelt und ist daher weitgehend unabhängig von der Blechdicke.

In den Diagrammen wird in der Legende durch eine Kennzeichnung mit einem „(e)“ ersichtlich, unter welchen Bedingungen Ejecting auftritt. Der Bahnverlauf der aus dem Brausekopf austretenden Vollstrahlen kann, hinsichtlich des kurzen Abstands von Brausekopf zu Blech ( $H = 30$  bzw.  $45$  mm), mit einer Geraden angenähert werden. Als praktikabel erwies sich eine minimale Strahlgeschwindigkeit von  $w_j = 1,5$  m/s, um diese Annahme zu erfüllen.

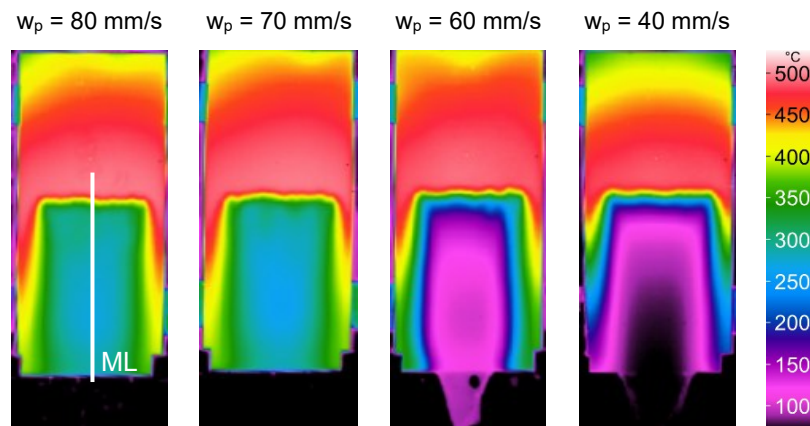
### 5.2 Grundlegende Untersuchungen

Zu Beginn wurden die grundlegenden Parameter wie Blech- und Strahlgeschwindigkeit sowie Blechdicke variiert. Betrachtet wird die Kühlung eines Aluminiumblechs (AA6082) durch 11 fluchtend angeordnete Vollstrahlen. Der Strahlwinkel beträgt  $45^\circ$  und der Brausekopf wurde in einer Distanz von  $H = 30$  mm zum Blech positioniert. Der Abkühlvorgang startet bei einer Blechtemperatur von  $T_0 = 500$  °C.

#### 5.2.1 Blechgeschwindigkeit

Aus den Infrarotaufnahmen gemäß den Abbildungen 30, 34 und 36 (Blechbewegung nach unten gerichtet) ergeben sich nach Auslesung der Temperaturen längs einer vertikalen Messlinie (ML) die quasistationären Temperaturverläufe wie in Abb. 31, 35, 37. Für Blechgeschwindigkeiten von 3,3 bis 120 mm/s sind die Temperaturen auf der Rückseite eines 3 mm dicken Blechs für ein

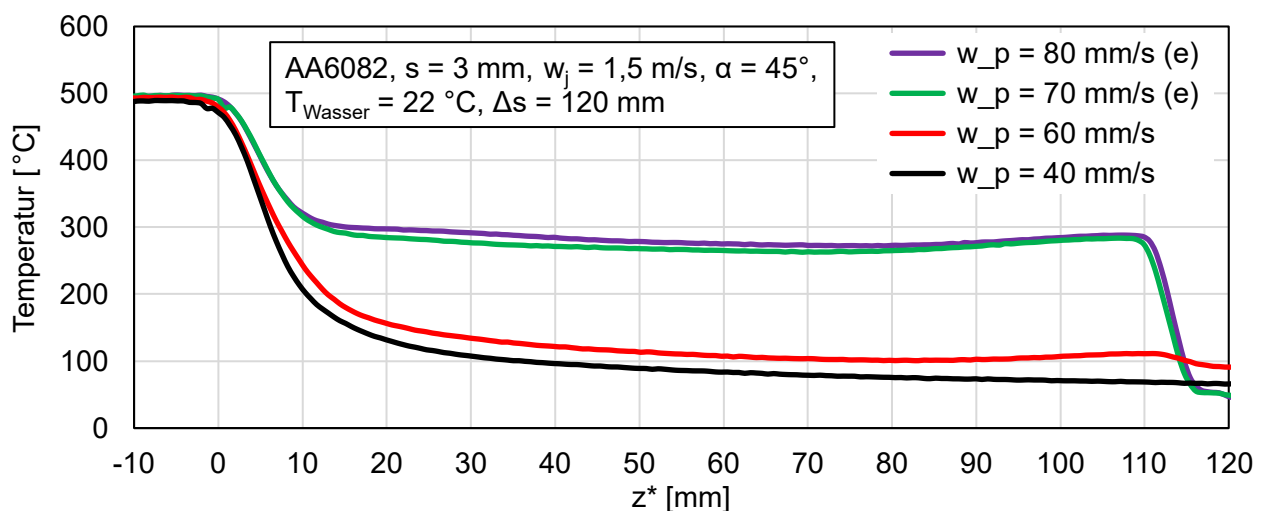
Volumenstrom von  $\dot{V}_{\text{Düse}} = 3 \text{ l/min}$  ( $w_j = 1,5 \text{ m/s}$ ) über  $z^*$  aufgetragen. Für die Untersuchung des Einflusses der Blechgeschwindigkeit wird nachfolgend jeweils der entsprechende Moment gezeigt, an dem das Blech eine festgelegte Kühlstrecke ( $\Delta s$ ) zurückgelegt hat.



**Abbildung 30:** IR-Bilder bei Variation der Blechgeschwindigkeit ( $T_W = 22 \text{ °C}$ )

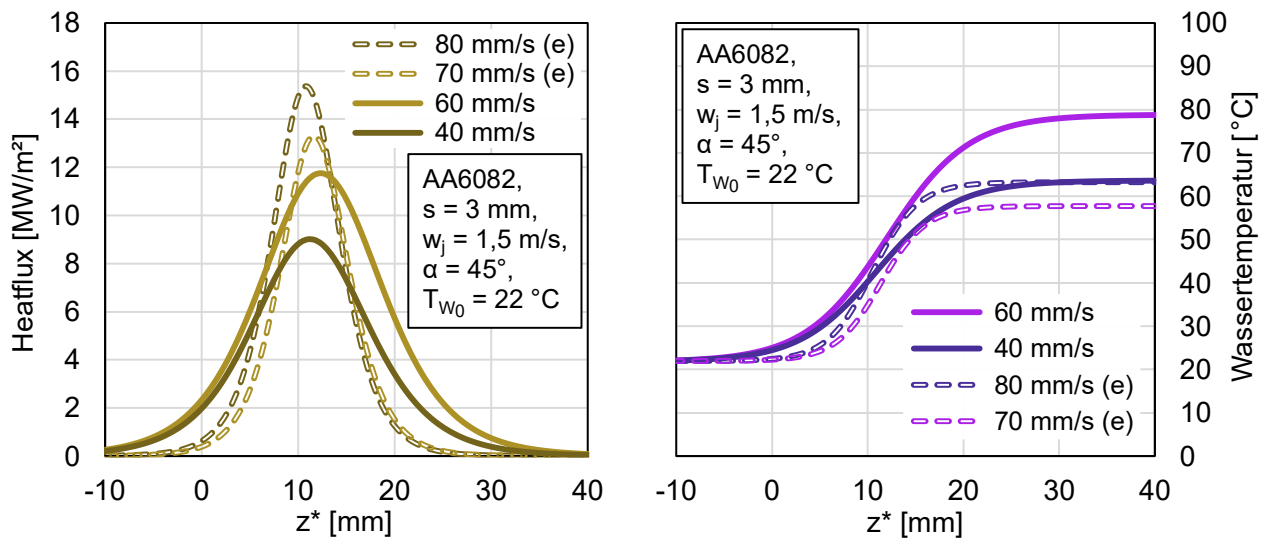
Grundsätzlich kühlt das Blech unterhalb des Auftreffpunktes der Vollstrahlen mit den hier gezeigten Blechgeschwindigkeiten sehr homogen ab. Über die erreichbaren minimalen Blechtemperaturen können die Kühlversuche bei variierender Blechgeschwindigkeit klar voneinander differenziert werden. So stagniert die Blechtemperatur aufgrund eines Wasserfilmabrisses ab einer bestimmten Blechgeschwindigkeit. Darüber hinaus ist festzustellen, dass die Benetzungsfront mit abnehmender Blechgeschwindigkeit von dem Auftreffpunkt der Wasserstrahlen ausgehend nach oben wandert (siehe Abbildung 30, 34 und 36). Zudem vergrößert sich der stark abgekühlte Bereich (unterhalb  $100 \text{ °C}$ ), wobei das Blech bis zu den äußeren Rändern gekühlt wird.

Die Kühlung mit Magdeburger Leitungswasser bei einer Wassertemperatur von  $T_W = 22 \text{ °C}$  wird anhand der Temperaturverläufe in Abbildung 31 dargestellt. Die Position  $z^* = 0 \text{ mm}$  zeigt den Auftreffpunkt der Wasserstrahlen an. Die Endkühltemperatur nimmt mit steigender Blechgeschwindigkeit zu und erreicht ab einer Blechgeschwindigkeit von  $w_p = 70 \text{ mm/s}$  lediglich  $270 \text{ °C}$ . Im Bereich zwischen einer Blechgeschwindigkeit von 60 und 70 mm/s führt ein Abprallen des Wasserfilm (Ejecting) dazu, dass die Blechtemperatur etwa 10 mm unterhalb des Auftreffpunktes der Wasserstrahlen auf einem hohen Niveau (260 bis  $280 \text{ °C}$ ) stagniert. Die axiale Vorkühlung ausgehend vom Strahlen - Auftreffpunkt ( $z^* = 0 \text{ mm}$ ) in negativer Richtung ist minimal und somit unbedeutend für den Abkühlvorgang.



**Abbildung 31:** Temperaturverteilung bei Variation der Blechgeschwindigkeit ( $T_W = 22 \text{ °C}$ )

Die Boilingkurven gemäß Abbildung 32 sind das Ergebnis einer 2-D inversen Berechnung. Als Eingabewerte fungieren die quasistationären Temperaturwerte aus Abbildung 31 und die thermophysikalischen Eigenschaften der Aluminiumlegierung AA6082.

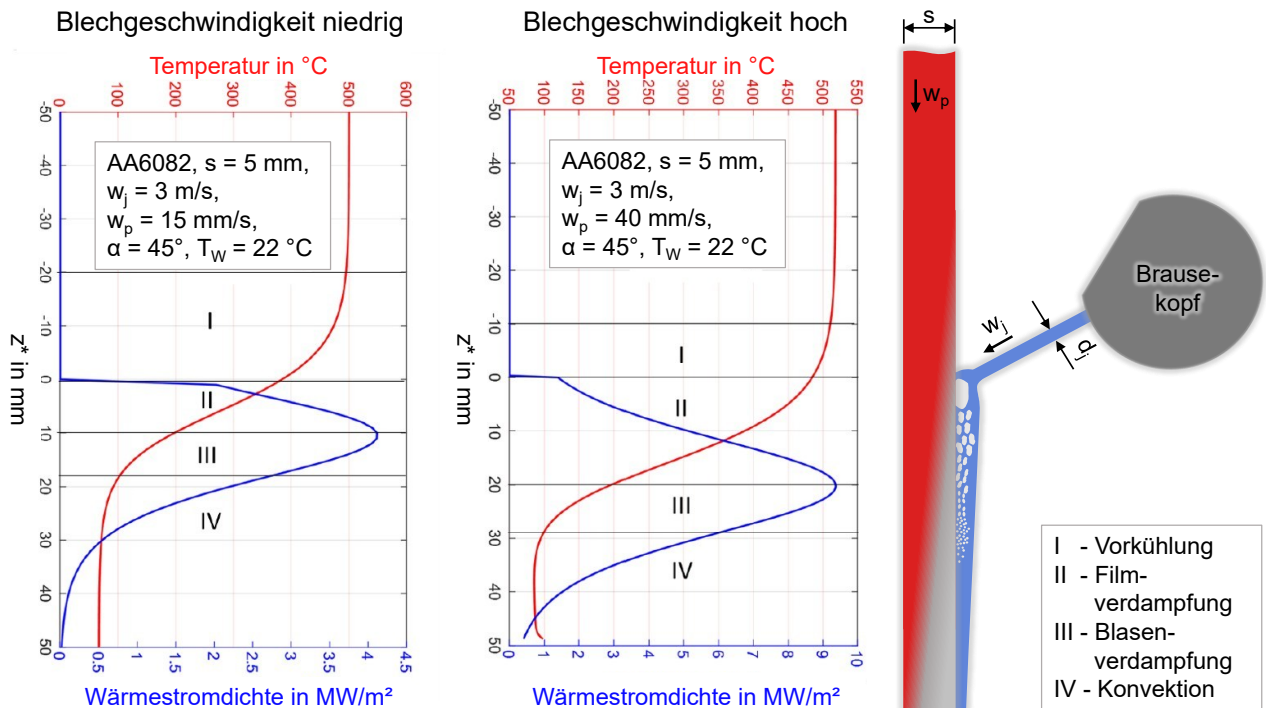


**Abbildung 32:** Heatflux und Anstieg der mittleren Wassertemperatur (Var.  $w_p$ )

Die typische Kennlinie für das Siedeverhalten in Abbildung 32 zeigt, dass die maximale Wärmestromdichte mit der Blechgeschwindigkeit von  $9 \text{ MW/m}^2$  auf  $15,4 \text{ MW/m}^2$  ansteigt. Im Fall einer intensiven Kühlung ohne Ejecting ( $w_p = 40$  und  $60 \text{ mm/s}$ ) beginnt der Anstieg der Wärmestromdichte, aufgrund einer Vorkühlung in axialer Richtung, bereits etwa  $10 \text{ mm}$  oberhalb des Auftreffpunktes der Wasserstrahlen. Wohingegen die Kühlversuche mit Einfluss des Ejecting bei Blechgeschwindigkeiten höher  $70 \text{ mm/s}$  zeigen, dass die Wärmestromdichte erst mit Auftreffen der Wasserstrahlen ansteigt. Die entsprechenden DNB-Temperaturen steigen von  $211 \text{ °C}$  auf  $287 \text{ °C}$  an (siehe Tabelle 12 im Anhang). Mit dem Anstieg der Blechgeschwindigkeit bewegt sich der DNB-Punkt in Richtung höherer Temperaturen.

Bei einer Blechgeschwindigkeit von  $w_p = 40 \text{ mm/s}$  wurde nach einer Verfahrstrecke von  $\Delta s = 120 \text{ mm}$  eine mittlere Wassertemperatur von  $63 \text{ °C}$  berechnet. Mit Anstieg der Blechgeschwindigkeit auf  $w_p = 60 \text{ mm/s}$  steigt die mittlere Wassertemperatur auf  $79 \text{ °C}$  und sinkt bei  $w_p = 70 \text{ mm/s}$  (Ejecting) auf  $58 \text{ °C}$ . Nach einer weiteren Erhöhung der Blechgeschwindigkeit auf  $w_p = 80 \text{ mm/s}$  steigt die mittlere Wassertemperatur wie zuvor bei  $w_p = 40 \text{ mm/s}$  auf  $63 \text{ °C}$  an.

Der Anstieg der maximalen Wärmestromdichte mit zunehmender Blechgeschwindigkeit wird anhand der Abbildung 33 näher betrachtet. Bei einer geringen Blechgeschwindigkeit ist der Einfluss der Vorkühlung, geprägt von einer axialen Wärmeleitung und einem geringen Wärmeübergang, auf den gesamten Kühlprozess vergleichsweise groß. Mit steigender Blechgeschwindigkeit nimmt der Einfluss der Vorkühlung ab. Die sich anschließende Phase der Filmverdampfung, welche nahe des Auftreffpunktes der Wasserstrahlen beginnt und zu Beginn einen fast geschlossenen Dampffilm aufweist, ist im Falle einer geringen Blechgeschwindigkeit deutlich kleiner als bei hohen Blechgeschwindigkeiten. Im weiteren Verlauf nach unten kommt es zu einem lokalen Zusammenbrechen des Dampffilms mit zunehmendem Wärmeübergang und sehr hohen Temperaturgradienten. Sobald die maximale Wärmestromdichte erreicht ist, beginnt die Phase der Blasenverdampfung, wobei der Wärmeübergang abnimmt. Diese Phase wird von der Blechgeschwindigkeit nicht beeinflusst. Anschließend kühlt das Blech bei weiter abnehmendem Wärmeübergang durch freie Konvektion ab.



**Abbildung 33:** Mechanismus des Wärmeübergangs

Mit zunehmender Blechgeschwindigkeit zeigt sich in Abbildung 33 eine Erhöhung des maximalen Wärmeübergangs und dessen Position wandert vom Auftreffpunkt der Wasserstrahlen nach unten weg. Hierbei treffen die Wasserstrahlen bei hohen Blechgeschwindigkeiten auf eine heißere Blechoberfläche als bei niedrigen Blechgeschwindigkeiten, aufgrund des geringeren Vorkühleffektes. Ein identischer Mechanismus findet sich bei zunehmender Blechdicke und ansteigender Blechanfangstemperatur. Im Vergleich zur Geschwindigkeit des Wassers ist die Geschwindigkeit des Blechs klein. Somit kann die Blechgeschwindigkeit keinen direkten Einfluss auf die Strömung des Wassers und damit verbunden den Wärmeübergang haben. Während des Kühlvorgangs nimmt die Geschwindigkeit des Wassers aufgrund der Erdbeschleunigung nach unten hin zu.

Die Abbildungen 35 und 37 zeigen die Temperaturverläufe bei der Kühlung mit  $29 \text{ }^{\circ}\text{C}$  bzw.  $60 \text{ }^{\circ}\text{C}$  warmen Magdeburger Leitungswasser. Auch hier zeigen sich ähnliche Tendenzen wie zuvor. So ist bei einer Kühlwassertemperatur von  $T_W = 29 \text{ }^{\circ}\text{C}$  und ab einer Blechgeschwindigkeit von  $60 \text{ mm/s}$  Ejecting nachweisbar. Mit weiter zunehmender Blechgeschwindigkeit steigt die minimal zu erreichende Blechtemperatur unterhalb des Benetzungsbereichs.

In Abbildung 37 ist der Temperaturverlauf u.a. bei einer Blechgeschwindigkeit von  $3,3 \text{ mm/s}$  gezeigt, was einer Geschwindigkeit von  $200 \text{ mm/min}$  entspricht und mitunter industrieseitig gefahren wird.

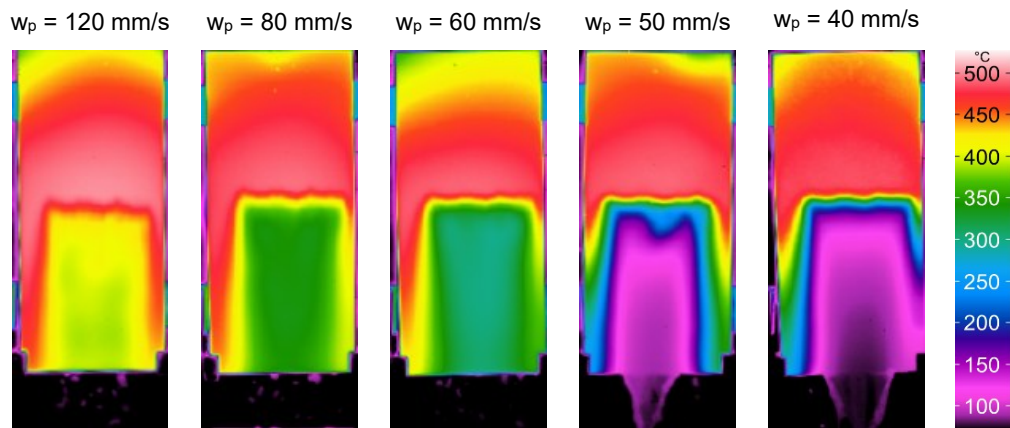


Abbildung 34: IR-Bilder bei Variation der Blechgeschwindigkeit ( $T_W = 29$  °C)

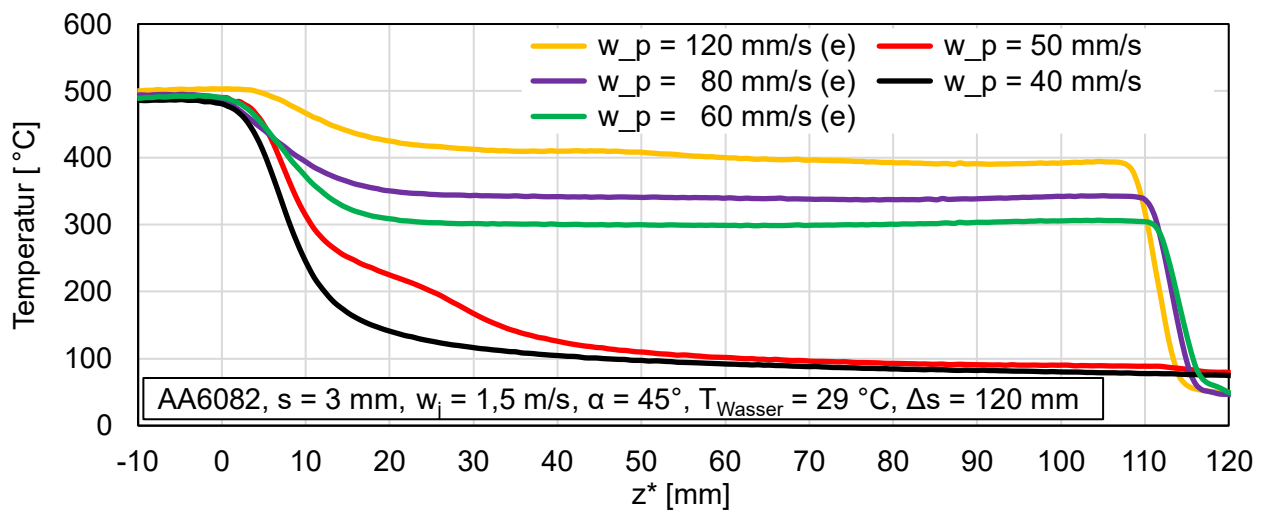


Abbildung 35: Temperaturverteilung bei Variation der Blechgeschwindigkeit ( $T_W = 29$  °C)

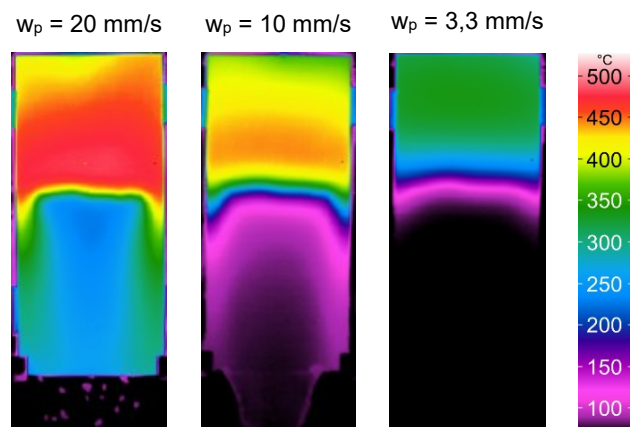


Abbildung 36: IR-Bilder bei Variation der Blechgeschwindigkeit ( $T_W = 60$  °C)

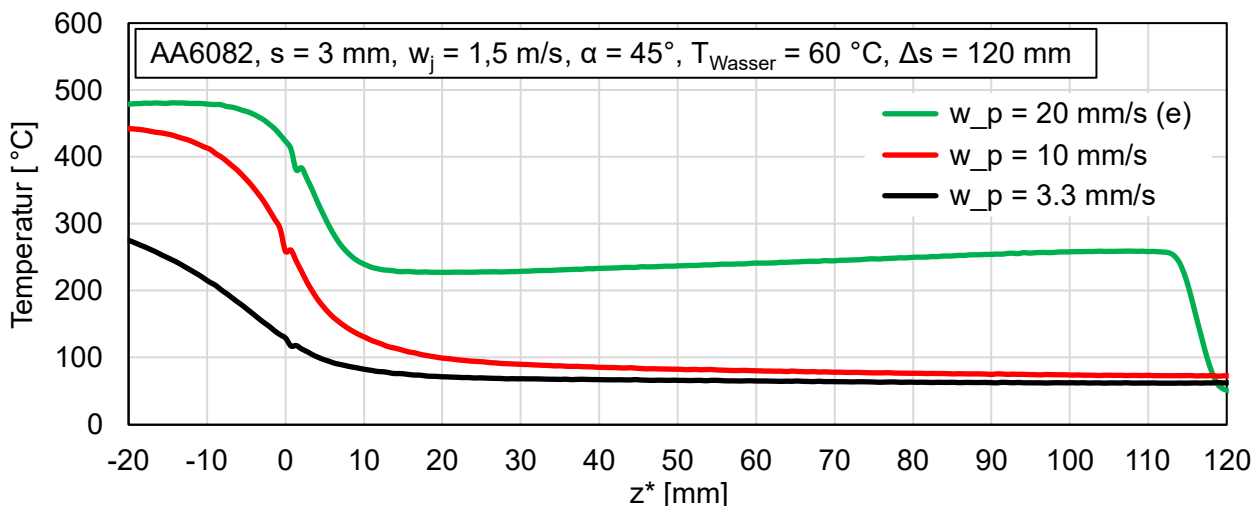


Abbildung 37: Temperaturverteilung bei Variation der Blechgeschwindigkeit ( $T_w = 60 \text{ }^\circ\text{C}$ )

Entsprechende Berechnungen der Wärmestromdichteverteilung sowie des Anstiegs der mittleren Wassertemperatur für die Kühlung bei erhöhter Kühlwasserstarttemperatur und variierenden Blechgeschwindigkeiten sind im Anhang zu finden.

### 5.2.2 Strahlgeschwindigkeit

Der Einfluss der Strahlgeschwindigkeit auf das Abkühlverhalten von Metallen spielt besonders im praktischen Betrieb eine Rolle. Ist die Strahlgeschwindigkeit zu gering, wird der Strang nicht richtig benetzt. Die Strahlgeschwindigkeit wird über den Volumenstrom (siehe Kap. 3 Tabelle 3) gesteuert. Da der Volumenstrom eine Funktion der Strahlgeschwindigkeit  $\dot{V} = f(w_j)$  ist, sorgt eine Erhöhung der Strahlgeschwindigkeit zu einer Erhöhung des Volumenstromes.

In den Infrarotaufnahmen (Abbildung 38 und 41) ist zu sehen, dass sich die Benetzungsfrent mit steigender Strahlgeschwindigkeit von dem Auftreffpunkt der Wasserstrahlen ausgehend nach oben bewegt. Mit abnehmender Strahlgeschwindigkeit kommt es zu einer verstärkten Wiederaufheizung im Bereich des unteren Blechbereich, ausgehend von den schmalen nicht direkt gekühlten Rändern links und rechts des Kühlbereichs. Hierdurch verringert sich die Breite der Kühlfläche an der Unterkante.

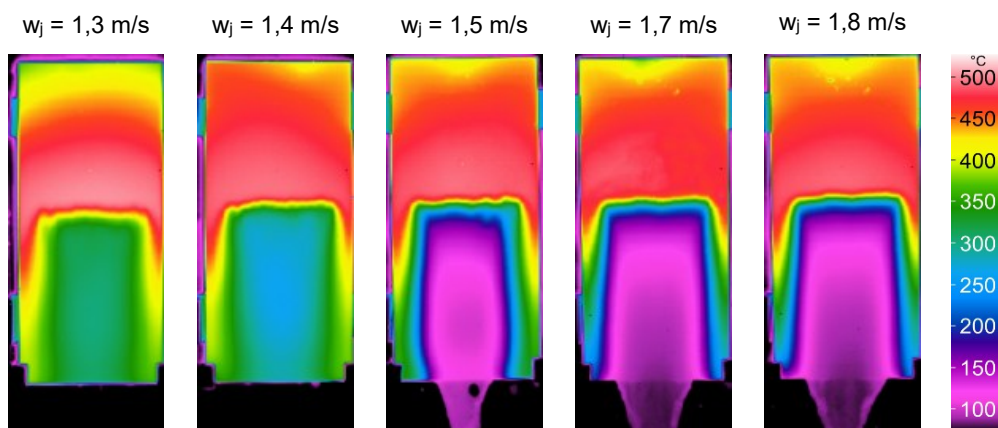
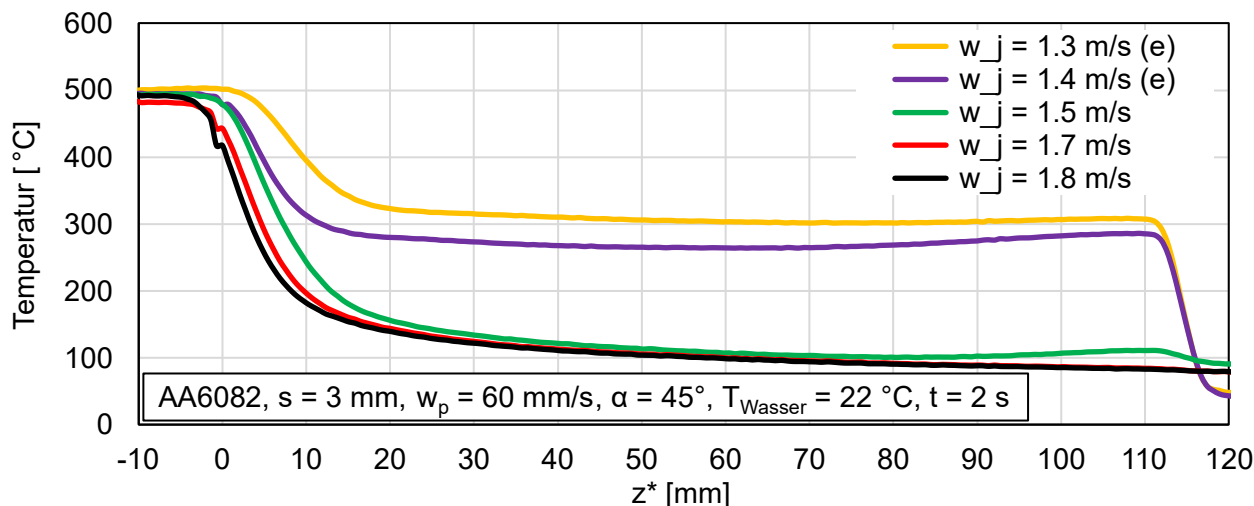
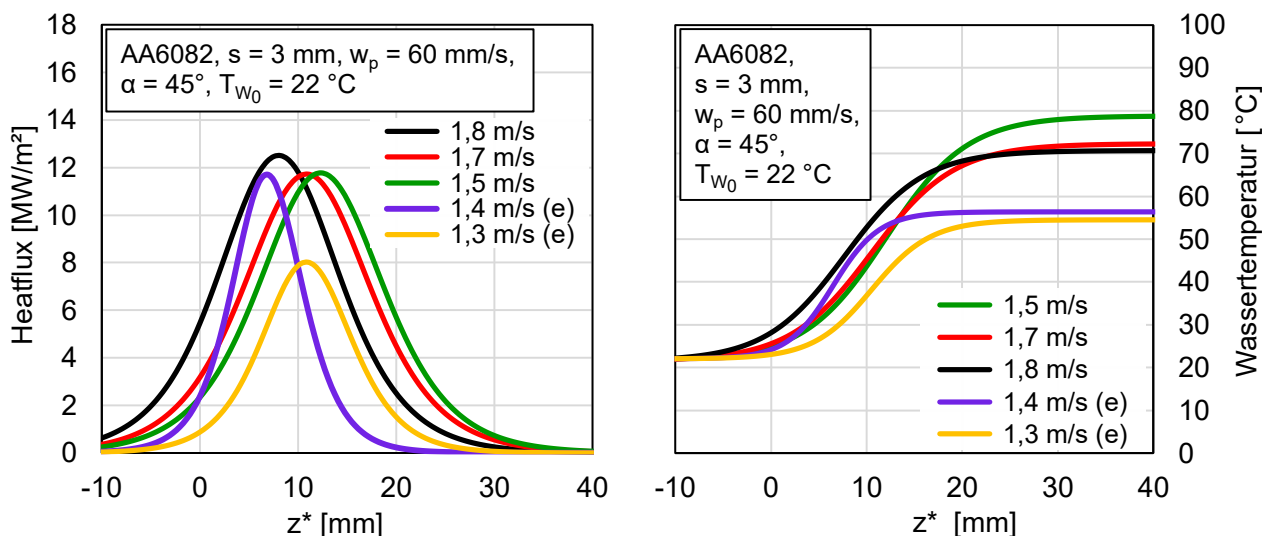


Abbildung 38: IR-Bilder bei Variation der Strahlgeschwindigkeit ( $s = 3 \text{ mm}$ ,  $T_w = 22 \text{ }^\circ\text{C}$ )



**Abbildung 39:** Temperaturverteilung bei Variation der Strahlgeschwindigkeit ( $s = 3 \text{ mm}$ ,  $T_w = 22 \text{ }^\circ\text{C}$ )

Die Ausbildung der Temperaturprofile bei der Abkühlung von 3 mm dicken Blechen aus AA6082 bei Strahlgeschwindigkeiten  $w_j$  von 1,3 bis 1,8 m/s zeigt die Abbildung 39. Mit steigender Strahlgeschwindigkeit nimmt die axiale Vorkühlung oberhalb des Auftreffpunktes der Wasserstrahlen zu, wenn auch in vergleichsweise geringen Maßstäben. Visuell sind keine großen Unterschiede in den Abkühlgradienten für Strahlgeschwindigkeiten von 1,5 bis 1,8 m/s auszumachen. Bemerkenswert ist das Auftreten des Ejecting Effektes nach einer minimalen Reduzierung der Strahlgeschwindigkeit von 1,5 auf 1,4 m/s. Dies entspricht einer Volumenstromänderung von lediglich  $\Delta \dot{V} = 0,2 \text{ l/min}$ .

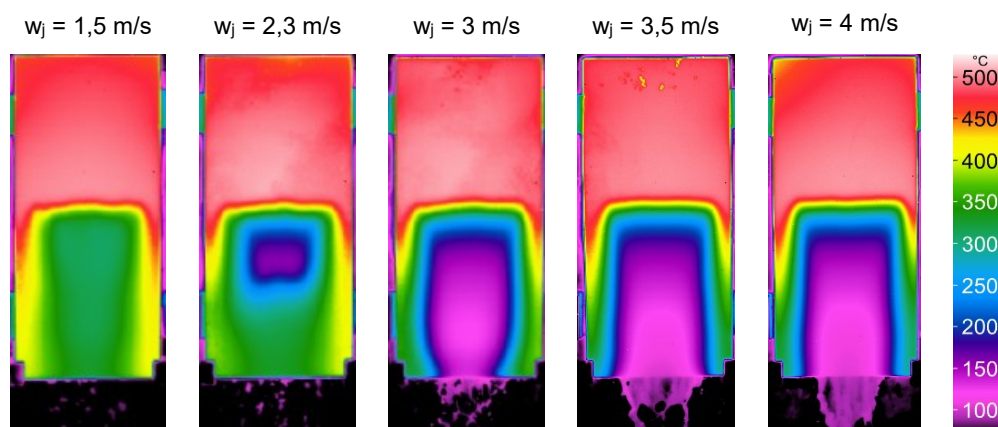


**Abbildung 40:** Heatflux und Anstieg der mittleren Wassertemperatur (Var.  $w_j$ )

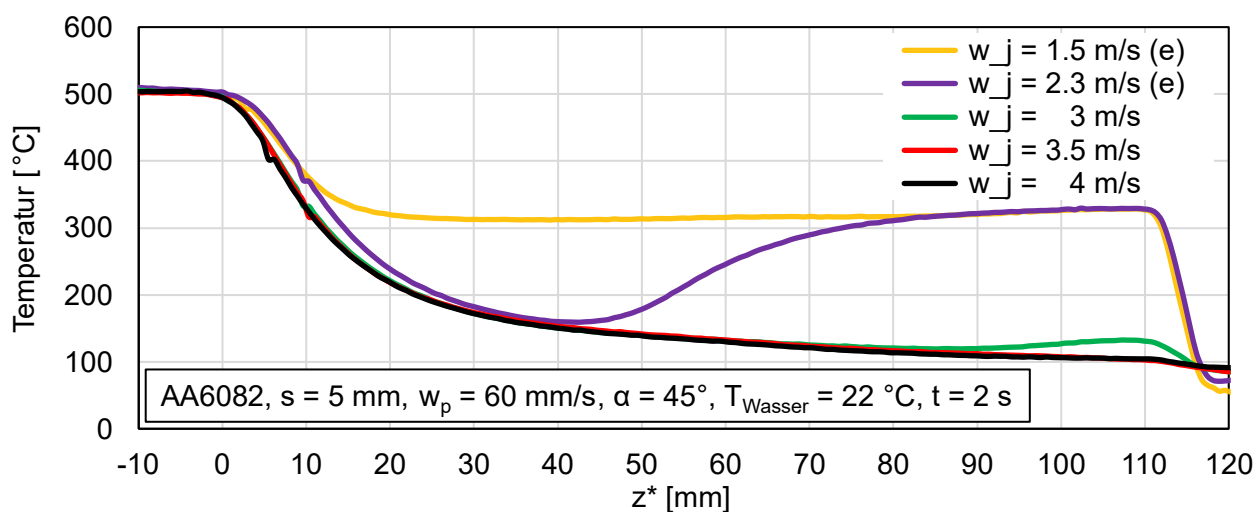
Ausgehend von den Temperaturprofilen aus Abbildung 39 wurden die Wärmestromdichteverteilungen berechnet und in Abbildung 40 dargestellt. Der Maximalwert der Wärmestromdichte steigt mit der Strahlgeschwindigkeit an und bewegt sich zwischen  $8 \text{ MW/m}^2$  und  $12,5 \text{ MW/m}^2$ . Für eine Strahlgeschwindigkeit von 1,3 m/s, bei der Ejecting auftritt, wurde eine maximale Wärmestromdichte von  $8 \text{ MW/m}^2$  berechnet. Bei einer Strahlgeschwindigkeit von 1,4 m/s ist ebenfalls Ejecting nachweisbar und der Maximalwert der Wärmestromdichte steigt sprunghaft auf etwa  $11,9 \text{ MW/m}^2$ . Eine Erhöhung der Strahlgeschwindigkeit auf 1,5 bzw. 1,7 m/s führt zu keiner Erhöhung der maximalen Wärmestromdichte. Für eine Strahlgeschwindigkeit von 1,8 m/s kann ein leichter Anstieg der maximalen Wärmestromdichte um  $0,6 \text{ MW/m}^2$  auf  $12,5 \text{ MW/m}^2$  festgestellt werden.

Die berechnete mittlere Wassertemperatur nach einer Verfahrstrecke von  $\Delta s = 120$  mm steigt von  $54$  °C auf  $56$  °C bei Erhöhung der Strahlgeschwindigkeit von  $1,3$  m/s auf  $1,4$  m/s. Bei einer Strahlgeschwindigkeit von  $1,5$  m/s steigt die mittlere Wassertemperatur bis auf  $79$  °C an und sinkt anschließend wieder auf etwa  $70$  °C bei Erhöhung der Strahlgeschwindigkeit auf  $1,7$  bzw.  $1,8$  m/s.

Mit Erhöhung der Blechdicke der Alulegierung AA6082 auf  $s = 5$  mm ergeben sich nachfolgende Infrarotaufnahmen bzw. Temperaturverteilungen in Abhängigkeit von der Strahlgeschwindigkeit nach Abbildung 41 und 42.



**Abbildung 41:** IR-Bilder Variation der Strahlgeschwindigkeit ( $s = 5$  mm,  $T_W = 22$  °C)



**Abbildung 42:** Temperaturverteilung bei Variation der Strahlgeschwindigkeit ( $s = 5$  mm,  $T_W = 22$  °C)

Während bei 3 mm dicken Blechen 50 mm unterhalb des Auftreffpunktes der Wasserstrahlen bereits Blechtemperaturen von  $100$  °C erreicht werden können (siehe Abbildung 39,  $w_j = 1,5$  m/s), verschiebt sich dieser Punkt ( $z^* = 100$  mm) bei 5 mm dicken Blechen und etwa doppelter Strahlgeschwindigkeit deutlich weiter nach unten. Im Vergleich zu 3 mm dicken Blechen sind die Abkühlgradienten bei 5 mm wesentlich geringer. Bei einer Blechdicke von 3 mm kühlt das Blech mit  $w_j = 1,5$  m/s nach 2 s im Zentrum des Kühlbereichs bis  $100$  °C ab, wohingegen die verwendeten 5 mm dicken Bleche unter gleichen Bedingungen aufgrund des Ejecting - Effekts auf lediglich  $305$  °C abkühlen. Wird die Strahlgeschwindigkeit auf  $w_j = 2,3$  m/s erhöht, kühlt das Blech zunächst auf bis zu  $260$  °C ab. Bei einer Blechposition von etwa  $z^* = 43$  mm reißt der Wasserfilm ab und die Blechtemperaturen steigen erneut an. Anhand der Infrarotaufnahmen zeigt sich eine Temperaturerhöhung entlang der Mittellinie durch Wärmeleitung in Probenbreitenrichtung, ausgehend von den ungekühlten Rändern. Die unbeaufschlagten Blechränder wirken somit als Energiespeicher bei unterbrochener Kühlung.

Ab  $z^* = 82$  mm bis zum unteren Blehede gleichen sich die Temperaturdaten schließlich exakt mit denen der Kühlung bei einer Strahlgeschwindigkeit von  $w_j = 1,5$  m/s. Für Strahlgeschwindigkeiten ab 3 m/s ergeben sich gleiche Abkühlgradienten sowie sehr ähnliche Verläufe der Temperaturkurven. Lediglich bei einer Strahlgeschwindigkeit von 3 m/s zeigt sich eine leichte Wiedererwärmung im unteren Blehbereich. Dieser Effekt kann durch eine Erhöhung des Volumenstroms nivelliert werden.

Die Berechnungen der Wärmestromdichteverteilung sowie des Anstiegs der mittleren Wassertemperatur für die Kühlung von 5 mm dicken Aluminiumblechen sind im Anhang untergebracht.

### 5.2.3 Blechdicke

Die Abbildungen 43 und 44 zeigen die Infrarotaufnahmen bzw. die Oberflächentemperaturprofile im quasistationären Zustand für Blechdicken von 3 und 5 mm bei einer Blechgeschwindigkeit von  $w_p = 60$  mm/s, einer Strahlgeschwindigkeit von  $w_j = 1,5$  m/s, einem Strahlwinkel von  $\alpha = 45^\circ$  und einer Wassertemperatur von  $T_w = 22$  °C.

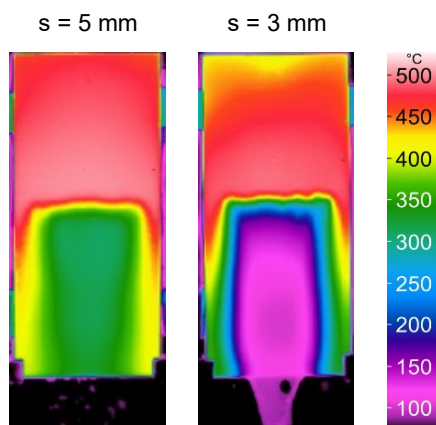


Abbildung 43: IR-Bilder bei Variation der Blechdicke

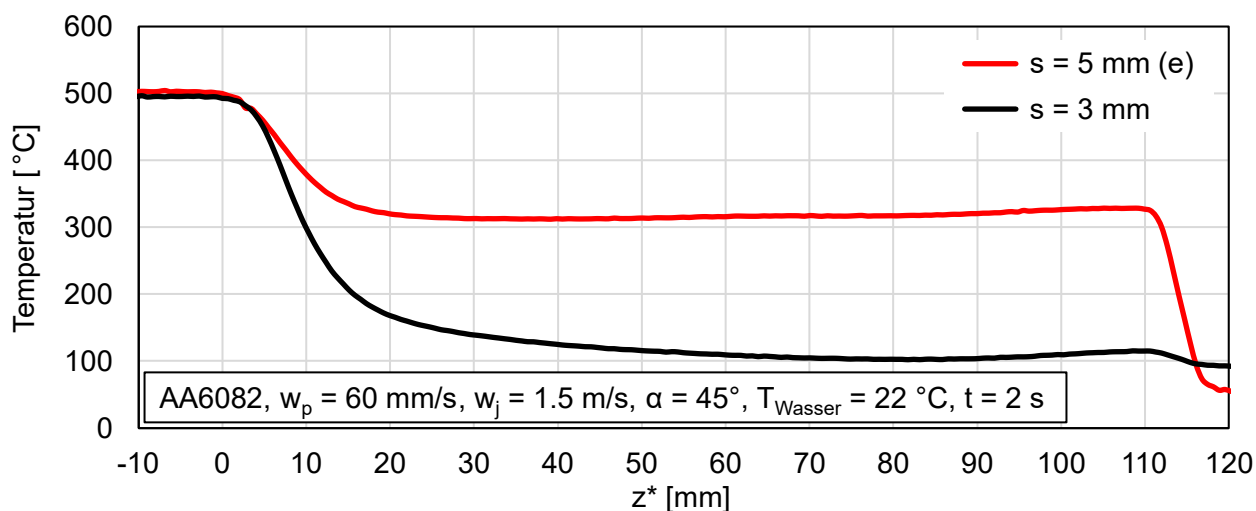


Abbildung 44: Temperaturverteilung bei Variation der Blechdicke

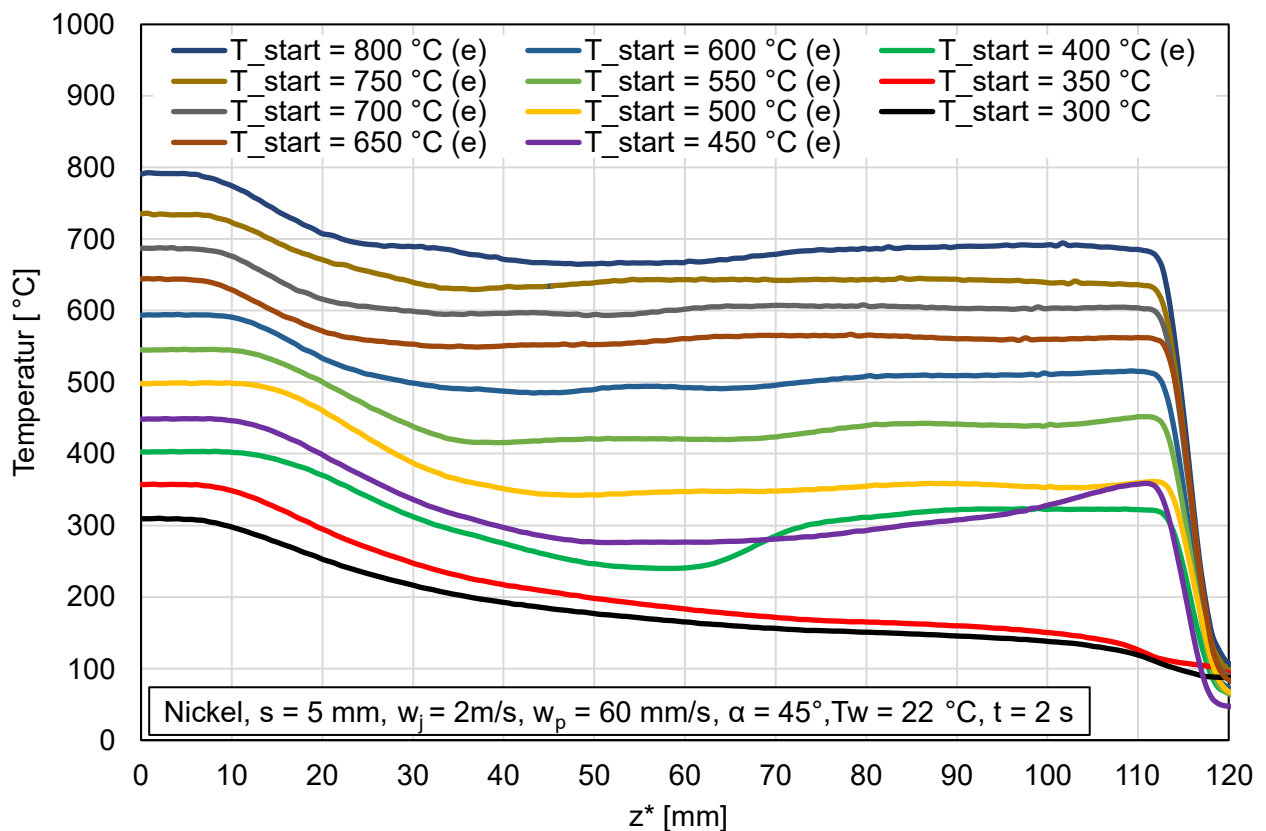
Wie zuvor bereits festgestellt, nimmt der Abkühlgradient mit zunehmender Blechdicke ab. Bei einer Blechgeschwindigkeit von  $w_p = 60$  mm/s ist die eingestellte Strahlgeschwindigkeit von  $w_j = 1,5$  m/s ausreichend, um das Blech bis 100 °C abzukühlen. Wohingegen es bei einem 5 mm dicken Blech zu einem Filmabriss kommt und in Folge dessen, der untere Blehbereich lediglich Minimaltemperaturen von durchschnittlich 305 °C erreicht.

### 5.3 Starttemperatur und Wassertemperatur

Nachfolgend wird der Einfluss der Starttemperatur auf die Abkühlung anhand von Nickelblechen untersucht, da bei diesem Material Blechtemperaturen von 800 °C möglich sind. Der Einfluss der Wassertemperatur wurde hingegen wieder mit Aluminiumblechen untersucht.

#### 5.3.1 Starttemperatur

Für die Untersuchung des Einflusses der Starttemperatur auf die Abkühlung wurden 5 mm dicke Nickelbleche verwendet. Hierbei waren Parameter wie die Blechgeschwindigkeit ( $w_p = 60$  mm/s), die Strahlgeschwindigkeit ( $w_j = 2$  m/s), der Strahlwinkel ( $\alpha = 45^\circ$ ) und die Wassertemperatur ( $T_w = 22$  °C) konstant. Mit gradueller Zunahme der Starttemperatur, ergeben sich Temperaturverläufe entsprechend Abbildung 45. Der Änderungsbereich der Starttemperatur erstreckt sich von 300 °C bis 800 °C in 50 °C - Schritten.



**Abbildung 45:** Temperaturverteilung bei Variation der Starttemperatur

Beginnend mit einer Starttemperatur von 300 °C wurde nach einer Kühlzeit von 2 s eine minimale Blechtemperatur von etwa 120 °C gemessen. Steigt die Starttemperatur an, so vergrößert sich der Abkühlgradient und die minimal zu erreichenden Blechtemperaturen erhöhen sich entsprechend. Ab einer Starttemperatur von 400 °C ist der Ejecting - Effekt nachweisbar.

#### 5.3.2 Wassertemperatur

Welchen Einfluss die Temperatur des Kühlmediums auf das Abkühlverhalten hat, wurde anhand von 3 mm dicken Aluminiumblechen untersucht. Für einen ersten Vergleich, bei dem das Kühlmedium nur moderat erwärmt wurde, blieben die Blechgeschwindigkeit mit  $w_p = 60$  mm/s, die Strahlgeschwindigkeit mit  $w_j = 1,5$  m/s und der Strahlwinkel mit  $\alpha = 45^\circ$  unverändert.

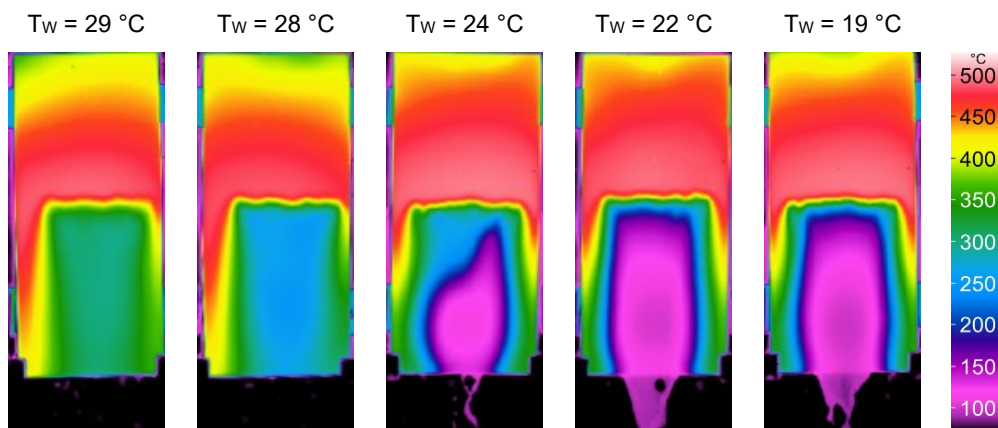


Abbildung 46: IR-Bilder bei Variation der Wassertemperatur ( $w_p = 60 \text{ mm/s}$ )

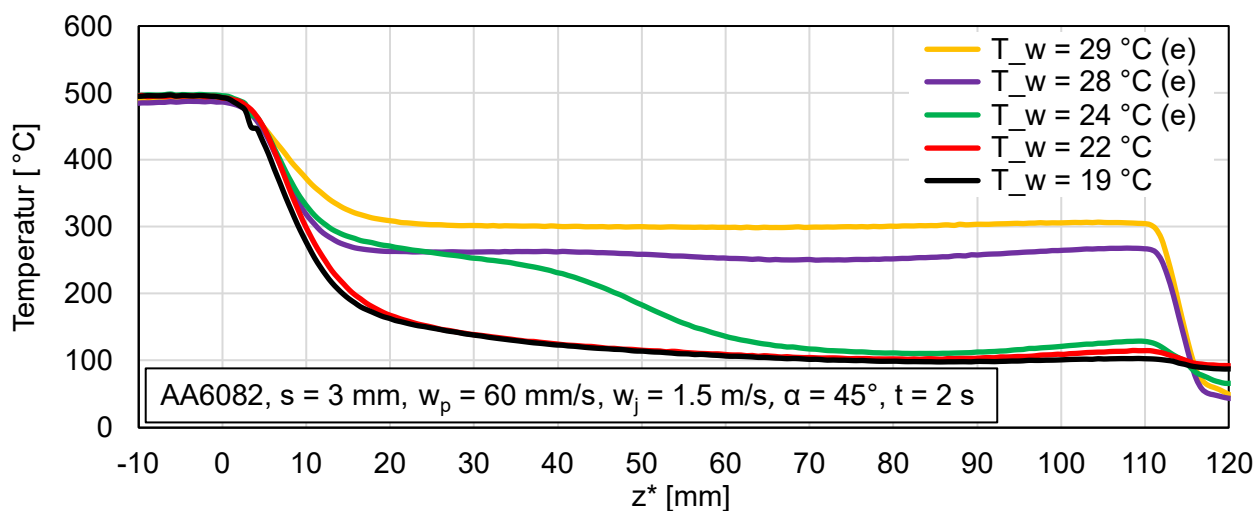
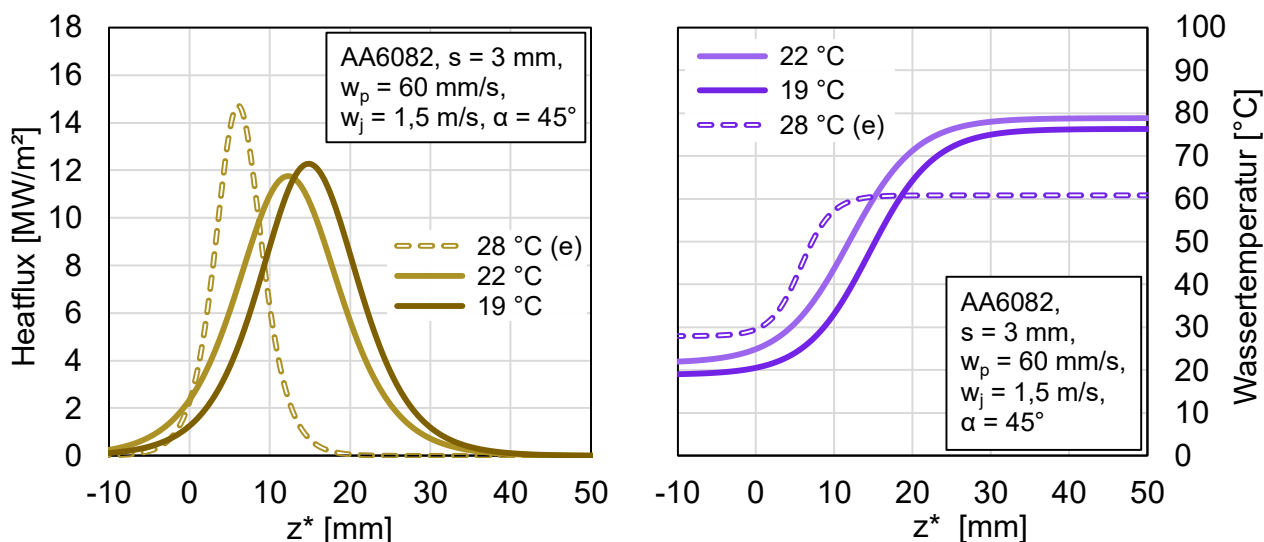


Abbildung 47: Temperaturverteilung bei Variation der Wassertemperatur ( $w_p = 60 \text{ mm/s}$ )

Wird das Probeblech durch Wasser mit Temperaturen von 19 bzw. 22 °C heruntergekühlt, bildet sich auf der Blechoberfläche unterhalb des Auftreffpunktes ein geschlossener Wasserfilm aus und führt zu einer gleichmäßigen Temperaturverteilung entlang des Kühlbereichs. Hierbei sind keine Unterschiede hinsichtlich des Abkühlgradienten festzustellen (siehe Abbildung 47). Bei der Kühlung mit leicht temperiertem Wasser ( $T_w > 24 \text{ °C}$ ) kommt es hingegen zu einem Abprallen der Wasserstrahlen. Die Abkühlung mit  $T_w = 24 \text{ °C}$  zeigt einen sehr inhomogenen Temperaturverlauf entlang der Blechbreite (siehe Abbildung 46). Der Verlauf der Abkühlkurve weist einen teilweisen Filmabriss im Bereich von etwa 10 bis 65 mm unterhalb des Auftreffpunktes der Wasserstrahlen auf. Anschließend breitet sich die Benetzungsfront aus und es erfolgt eine Abkühlung bis ca. 110 °C. Im unteren Blechbereich ist eine starke Wiedererwärmung ausgehend von den Blechrändern feststellbar.



**Abbildung 48:** Heatflux und Anstieg der mittleren Wassertemperatur (Var.  $T_w$ ,  $w_p = 60$  mm/s)

In Abbildung 48 ist die lokale Wärmestromdichte gezeigt. Für eine Wassertemperatur von  $19^\circ\text{C}$  und  $22^\circ\text{C}$  wurde nach einer Kühlstrecke von  $\Delta s = 120$  mm eine maximale Wärmestromdichte von etwa  $12 \text{ MW}/\text{m}^2$  berechnet. Bei einer Anfangstemperatur des Kühlwassers von  $28^\circ\text{C}$ , tritt während des Abkühlvorgangs Ejecting auf und die maximale Wärmestromdichte steigt auf rund  $14,5 \text{ MW}/\text{m}^2$  an. In Abbildung 48 ist ebenfalls der lokale Anstieg der mittleren Temperatur des Wasserfilms gezeigt. Während der Abkühlung eines 3 mm dicken Aluminiumblechs durch Kühlwasser mit einer Temperatur von  $19^\circ\text{C}$  zu Beginn, steigt die berechnete mittlere Wassertemperatur auf bis zu  $76^\circ\text{C}$  an. Dem Trend folgend, steigt bei Erhöhung der Anfangstemperatur des Kühlwassers um  $3^\circ\text{C}$  die mittlere Wassertemperatur auf ca.  $79^\circ\text{C}$  an. Wird die Kühlwassertemperatur zu Beginn auf  $28^\circ\text{C}$  eingestellt, steigt die mittlere Wassertemperatur, aufgrund der kurzen Kontaktzeit mit der Blechoberfläche, auf lediglich  $60^\circ\text{C}$  an. Bei der Kühlwassertemperatur von  $28^\circ\text{C}$  liegt der Ort der maximalen Wärmestromdichte deutlich näher an dem Auftreffpunkt der Wasserstrahlen. Der Bereich der Blasenverdampfung wird also eher erreicht. Die höhere maximale Wärmestromdichte deutet auf eine sehr intensive Blasenbildung hin. Nach Abbildung 47 scheint der Film etwa nach einer Länge von  $z^* = 8$  mm weggeschleudert zu werden. Entsprechend Abbildung 48 ist dies ungefähr der Ort der maximalen Wärmestromdichte, also der stärksten Blasenbildung. Dies weist darauf hin, dass der Filmabriss (Ejecting) auf eine überaus starke Bildung von Dampfblasen zurückzuführen ist. Je höher die Anfangstemperatur des Kühlwassers ist, desto weniger der abgeführten Wärme aus dem Blech kann in diesem gespeichert werden. Folglich wird mehr Wärme in Verdampfungsenthalpie umgewandelt, was entsprechend zu einer stärkeren Blasenbildung führt. Ab einer gewissen Stärke der Blasenbildung wird dann der Wasserfilm fortgeschleudert.

Die Stärke der Blasenbildung bei Verdampfungsvorgängen kann physikalisch noch nicht modelliert und damit berechnet werden. Folglich kann noch kein quantitatives Kriterium für das Ejecting hergeleitet werden.

Bei einer deutlichen Erhöhung der Wassertemperatur zu Beginn auf 45 °C und 60 °C (siehe Abbildung 49 und 50) muss gleichermaßen die Blechgeschwindigkeit reduziert werden, um Blechtemperaturen von mindestens 100 °C erreichen zu können. Im Folgenden betrug die Blechgeschwindigkeit  $w_p = 20 \text{ mm/s}$ .

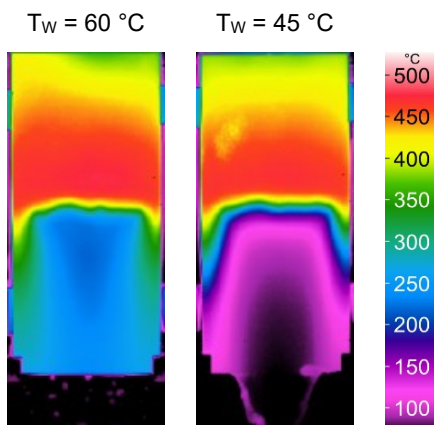


Abbildung 49: IR-Bilder bei Variation der Wassertemperatur ( $w_p = 20 \text{ mm/s}$ )

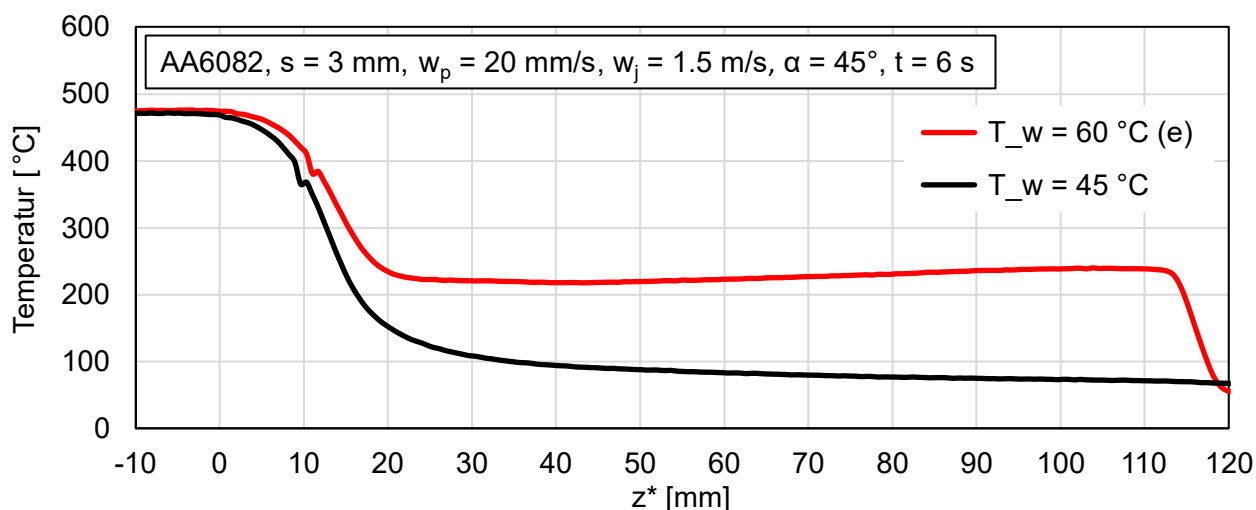
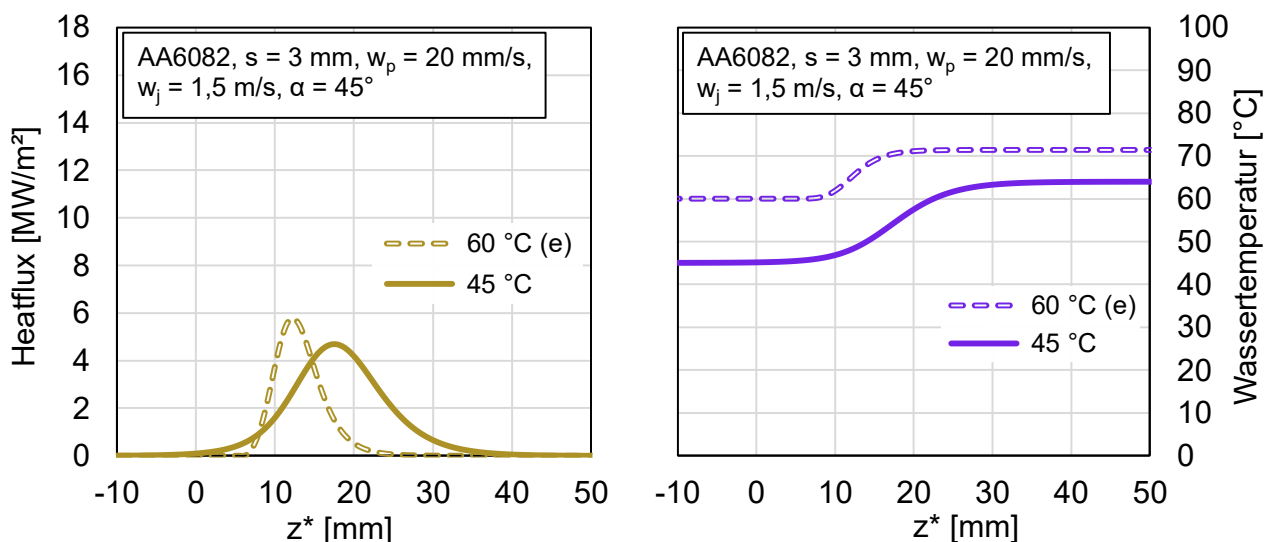


Abbildung 50: Temperaturverteilung bei Variation der Wassertemperatur ( $w_p = 20 \text{ mm/s}$ )

Mit einer Kühlwassertemperatur von 45 °C ist eine intensive Kühlung möglich, bei 60 °C tritt dagegen Ejecting auf (siehe Abbildung 50).



**Abbildung 51:** Heatflux und Anstieg der mittleren Wassertemperatur (Var.  $T_{W0}$ ,  $w_p = 20$  mm/s)

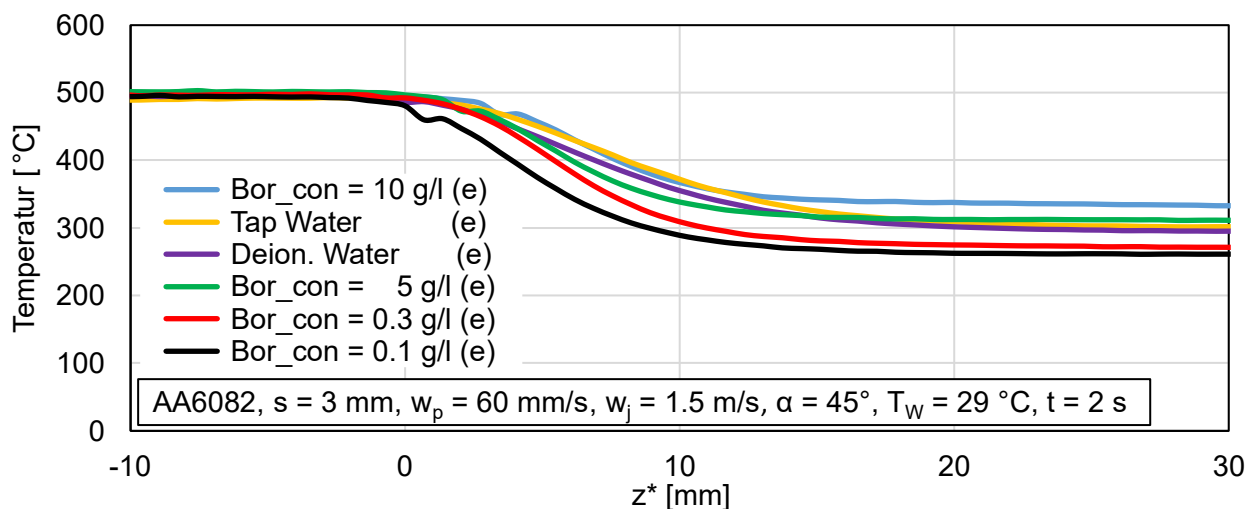
In Abbildung 51 sind die zugehörigen lokalen Verläufe der Wärmestromdichte und der mittleren Wassertemperatur gezeigt. Bei einer geringen Blechgeschwindigkeit und hohen Kühlwassertemperaturen, im Vergleich zu den Kühlbedingungen in Abbildung 48, ergeben sich laut Berechnung mit  $4,8$  MW/m<sup>2</sup> für  $T_{W0} = 45$  °C und  $6$  MW/m<sup>2</sup> für  $T_{W0} = 60$  °C deutlich geringere maximale Wärmestromdichten. Die maximale Wärmestromdichte steigt entsprechend Abbildung 33 mit der Blechgeschwindigkeit an. Bei der hier sehr geringen Blechgeschwindigkeit von  $20$  mm/s ist die maximale Wärmestromdichte demzufolge gering. Der Ort der maximalen Wärmestromdichte ist bei  $60$  °C gegenüber  $45$  °C wieder näher zum Auftreffpunkt der Wasserstrahlen verschoben. Der höhere Wert der maximalen Wärmestromdichte deutet wiederum darauf hin, dass es bei  $60$  °C eine starke Dampfblasenentwicklung geben muss als bei  $45$  °C. Die maximale Wärmestromdichte bei  $60$  °C tritt ungefähr nach einer Länge von  $z^* = 12$  mm auf. Dies scheint ebenfalls der Ort zu sein, bei dem nach Abbildung 50 der Wasserfilm fortgeschleudert wird.

Beträgt die Wassertemperatur vor Kontakt mit dem heißem Blech  $45$  °C, wurde ein Anstieg der mittleren Wassertemperatur um  $19$  °C auf  $64$  °C berechnet. Bei einer Wassertemperatur von  $60$  °C zu Beginn, erhöht sich die mittlere Wassertemperatur lediglich um  $11$  °C auf  $71$  °C.

#### 5.4 Wasserqualität

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Kühlversuche von 3 mm dicken Aluminiumblechen mit variierenden Wasserqualitäten gezeigt, um den Einfluss des Salzgehaltes im Kühlwasser auf den Abkühlprozess beurteilen zu können. Als Basis fungiert ein Kühlversuch mit Leitungswasser (MLW bzw. Tap Water), bei einer Blechgeschwindigkeit von  $w_p = 60$  mm/s, einer Strahlgeschwindigkeit von  $w_j = 1,5$  m/s, einem Strahlwinkel von  $\alpha = 45^\circ$  und einer Wassertemperatur von  $T_W = 29$  °C. Um einen möglichen Effekt auf die Kühlleistung bei Reduzierung des Salzgehaltes aufzuzeigen, wurde zunächst Deionisiertes Wasser verwendet. Außerdem wurde in weiteren Kühlversuchen dem Leitungswasser unterschiedliche Mengen Borax beigemischt, um die Salzkonzentration zu steigern.

Eine entsprechende Übersicht der elektrischen Leitfähigkeit als Indikator für den Gesamtgehalt an gelösten Feststoffen ist in Kapitel 3.4 zu finden.

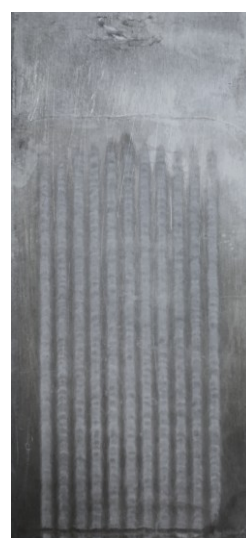


**Abbildung 52:** Temperaturverteilung bei Variation der Wasserqualität

Wie in Abbildung 52 zu sehen, wird der Abkühlgradient mit steigendem Salzgehalt größer. Die Unterschiede in den Kurvenverläufen für Deionisiertes Wasser und Leitungswasser sind sehr gering. Für die Kühlversuche, bei denen dem Kühlwasser Borax hinzugefügt wurde, zeigt sich, dass die Ejecting-Temperatur mit zunehmendem Salzgehalt ansteigt.



Borax Konz. = 5 g/l



Borax Konz. = 10 g/l

**Abbildung 53:** Salzablagerungen

Die nach den Kühlversuchen kühlseitig aufgenommenen Kameraaufnahmen (vgl. Abbildung 53) zeigen deutlich die mit steigendem Salzgehalt einhergehende Zunahme der Intensität der Salzablagerungen. Aufgrund der nicht sichtbaren Salzablagerungen bei Kühlversuchen mit einer Boraxkonzentration im Kühlwasser von 0,3 g/l und weniger wurde auf die Darstellung dieser Blechproben verzichtet.

Im Anhang ist der Einfluss der Blechgeschwindigkeit auf die Kühlung bei Verwendung von deionisiertem Wasser zu finden.

## 5.5 Kokillenart

Um den Einfluss der Kokillenart auf den Kühlprozess zu untersuchen, wurde der Strahlwinkel sowie die Anzahl der Öffnungen an dem Modellbrausekopf bzw. der Vollstrahlen variiert. Die Kühlung von 3 mm dicken Aluminiumblechen wird im Folgenden gezeigt, wobei die Blechgeschwindigkeit ( $w_p = 60$  mm/s), die Strahlgeschwindigkeit ( $w_j = 1,5$  m/s) und die Wassertemperatur ( $T_w = 22$  °C) konstant waren.

### 5.5.1 Strahlwinkel

Abbildung 54 zeigt die Infrarotbilder der Kühlung von Aluminiumblechen bei verschiedenen Strahlwinkeln nach einer Kühlstrecke von 120 mm, um den jeweiligen Abkühlprozess zu beurteilen.

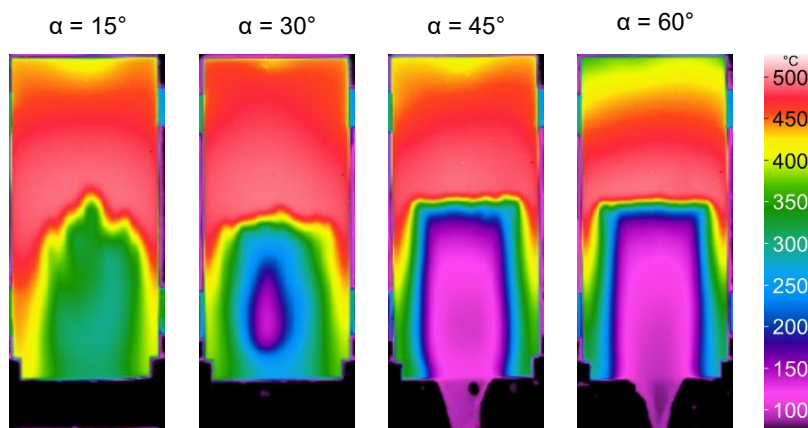


Abbildung 54: IR-Bilder bei Variation des Strahlwinkels

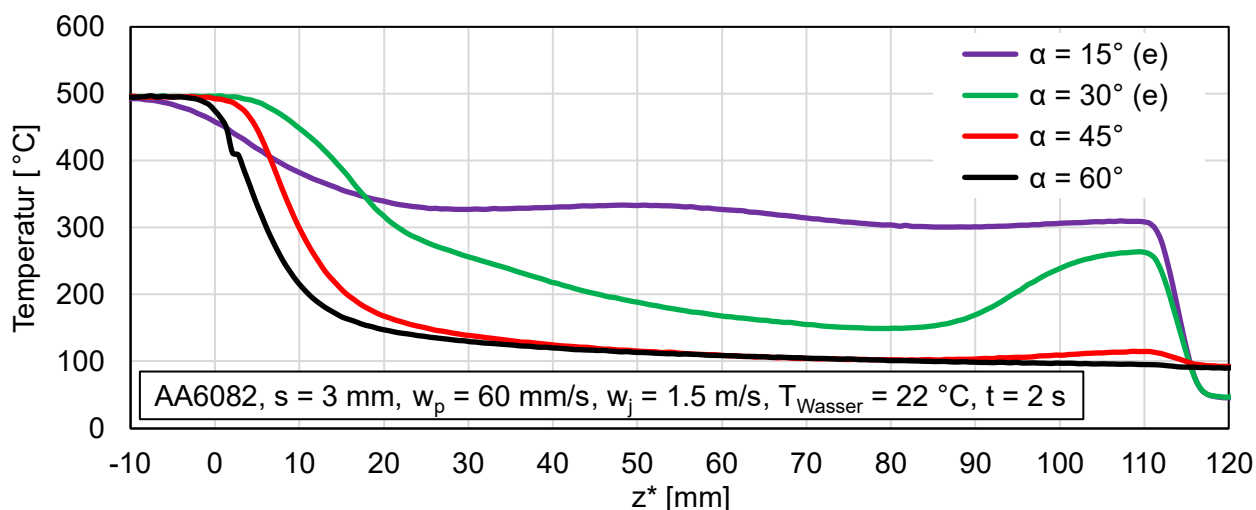


Abbildung 55: Temperaturverteilung bei Variation des Strahlwinkels

Die Abkühlung bei einem eingestellten Strahlwinkel von  $\alpha = 60^\circ$  bzw.  $\alpha = 45^\circ$  führt zu einer guten Temperaturvergleichmäßigkeit sowohl entlang der Blechlänge als auch -breite, wobei Blechtemperaturen von  $100^\circ\text{C}$  erreicht werden können. Bei einem Strahlwinkel unterhalb von  $\alpha = 45^\circ$ , respektive  $\alpha = 15^\circ$  und  $30^\circ$ , reißt der Wasserfilm während der Kühlung ab. In Folge dessen formiert sich keine lineare Benetzungsfront und die Abkühlung ist entlang der Blechbreite sehr inhomogen. Bei  $\alpha = 15^\circ$  prallen die Wasserstrahlen bereits nach einer kurzen Distanz von ca. 15 mm unterhalb des Auftreffpunktes ab (siehe Abbildung 55). Wohingegen die Vollstrahlen bei  $\alpha = 30^\circ$  zunächst einen geschlossenen Wasserfilm auf der Blechoberfläche bilden. Deutlich weiter unten (ca. 85 mm) kommt es schließlich zu einem Filmabriss, wodurch eine Wiedererwärmung des Bleches im unteren Bereich befördert wird. Hinsichtlich des Abkühlgradienten und des Verlaufs der Kühlung bei einem Strahlwinkel von  $\alpha = 45^\circ$  und  $60^\circ$  sind keine großen Unterschiede feststellbar. Lediglich der Effekt der Vorkühlung durch axiale Wärmeleitung ist bei  $60^\circ$  stärker ausgeprägt und verschiebt somit die Position der beginnenden Intensivkühlung um 4 mm nach oben. Zudem zeigt sich eine leichte Wiedererwärmung um etwa  $15^\circ\text{C}$  des zuvor gekühlten Bereichs am unteren Blechende bei einem Strahlwinkel von  $45^\circ$ .

Es wird angenommen, dass bei steilen Strahlwinkeln (z.B.  $15^\circ$  oder  $30^\circ$ ) das Kühlwasser auf einer entstehenden Dampfschicht gleitet, während bei flachen Winkeln ein intensives Durchschlagen der Dampfhaut erfolgt.

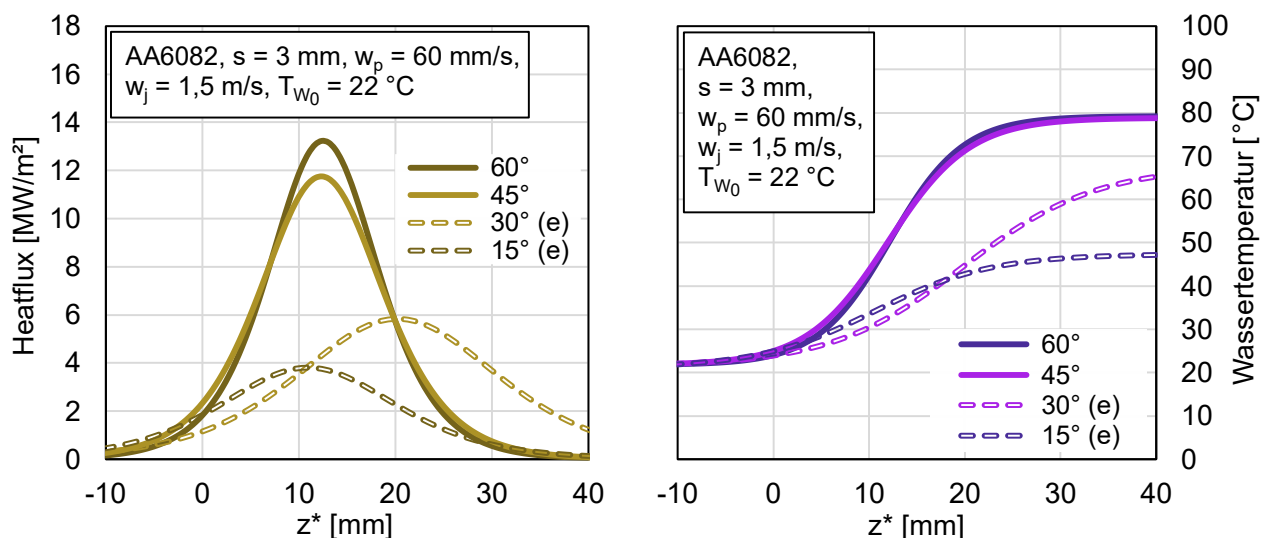



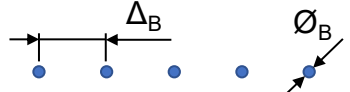
Abbildung 56: Heatflux und Anstieg der mittleren Wassertemperatur (Var.  $\alpha$ )

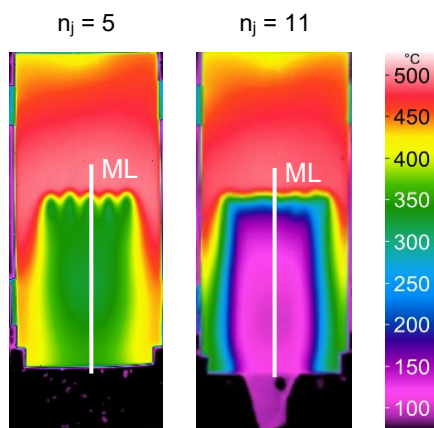
Anhand der berechneten Wärmestromdichteverteilung in Abbildung 56 zeigt sich ein Anstieg der maximalen Wärmestromdichte von  $4\text{ MW}/\text{m}^2$  auf  $13,3\text{ MW}/\text{m}^2$  mit zunehmenden Strahlwinkel. Ausgehend von einer Kühlwasserstarttemperatur von  $22^\circ\text{C}$  steigt die berechnete mittlere Wassertemperatur während der Kühlung bei einem Strahlwinkel von  $\alpha = 15^\circ$  auf bis zu  $\bar{T}_W = 48^\circ\text{C}$ . Wird der Strahlwinkel auf  $\alpha = 30^\circ$  erhöht, steigt die maximale mittlere Wassertemperatur auf  $\bar{T}_W = 65^\circ\text{C}$  an. Ab einem Strahlwinkel von  $\alpha = 45^\circ$  ist unter den gegebenen Kühlbedingungen eine maximale mittlere Wassertemperatur von  $\bar{T}_W = 80^\circ\text{C}$  zu erwarten. Eine weitere Erhöhung des Strahlwinkels, bspw. auf  $\alpha = 60^\circ$ , führt zu keinen höheren maximalen mittleren Wassertemperaturen. Der optimale Strahlwinkel sollte demnach zwischen  $45^\circ$  und  $60^\circ$  liegen.

### 5.5.2 Anzahl Vollstrahlen

Die in dieser Arbeit gezeigten Untersuchungen wurden mit einem Modellbrausekopf mit 11 Öffnungen durchgeführt. An dieser Stelle wird der Einfluss der Anzahl der Vollstrahlen auf die Kühlung eines Aluminiumbleches gezeigt. Damit verbunden werden die Auswirkungen einer Vergrößerung des Abstandes zwischen den einzelnen Strahlen auf den Kühlprozess verdeutlicht.

**Tabelle 9: Variation der Vollstrahlenanzahl**

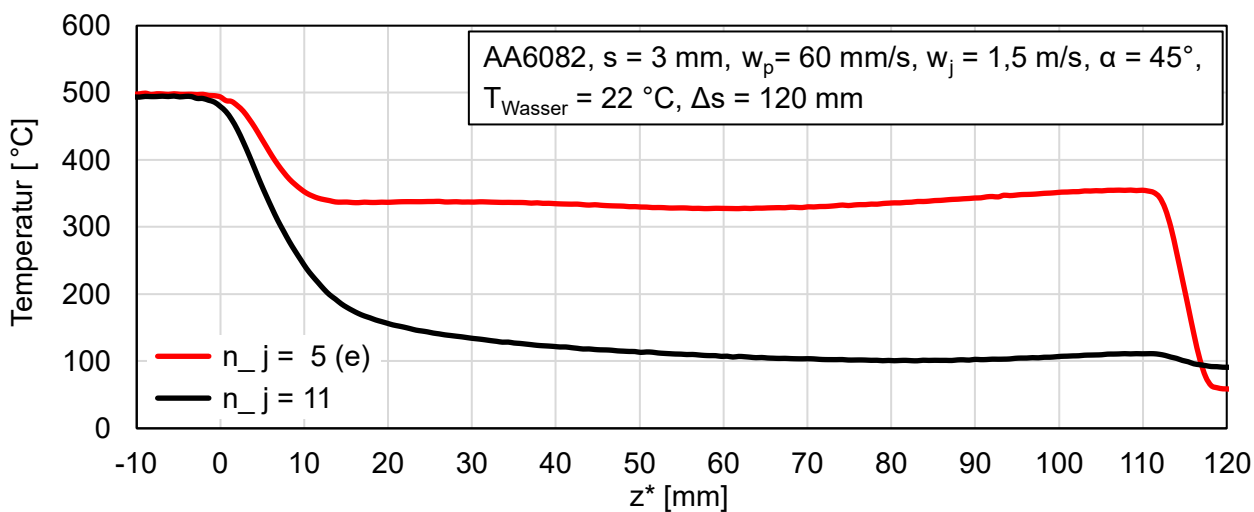
Anzahl Vollstrahlen	schematische Darstellung	Mittenabstand zwischen benachbarten Bohrungen	Durchmesser Bohrung
$n_j = 11$		$\Delta_B = 6 \text{ mm}$	$\text{Ø}_B = 2 \text{ mm}$
$n_j = 5$		$\Delta_B = 12 \text{ mm}$	



**Abbildung 57: IR-Bilder bei Variation der Strahlenanzahl**

Die Infrarotaufnahme für die Kühlung mit 5 Vollstrahlen in Abbildung 57 zeigt, dass sich im Bereich des Auftreffpunktes der Wasserstrahlen auf Grund des großen Abstands der Strahlen zueinander keine lineare Kühlf front ausbildet. Anschließend kühlt das Blech dennoch relativ homogen ab, wobei die Blechtemperaturen 300 °C nicht unterschreiten.

Nach auslesen der Temperaturdaten entlang einer Messlinie (ML), ergeben sich folgende Temperaturverteilungen entlang der Position  $z^*$ .



**Abbildung 58: Temperaturverteilung bei Variation der Strahlenanzahl**

Wie in Abbildung 58 zu sehen, führt eine Herabsetzung der Kühlleistung durch Reduzierung der Strahlenanzahl dazu, dass der Film etwa 10 mm unterhalb des Auftreffpunktes der Wasserstrahlen abreißt und die Blechtemperatur in einem Bereich zwischen 320 und 350 °C stagniert. Aufgrund der geringeren Menge an Kühlwasser bei 5 Vollstrahlen, kann dieses weniger Wärme aufnehmen. Die abgeführte Wärme vom Blech bewirkt somit wieder eine verstärkte Blasenbildung, was zum Ejecting führt.

Im Anhang ist der Einfluss der Blechgeschwindigkeit auf die Kühlung bei Verwendung von 5 Vollstrahlen zu finden.

## 5.6 Einfluss der Metallart - Nickel

### 5.6.1 Vergleich Aluminium und Nickel

Anhand einer Gegenüberstellung der Kühlversuche mit einem Aluminium- und einem Nickel - Blech wird der Einfluss der Metallart auf das Abkühlverhalten gezeigt. Beide Versuche wurden bei gleichen Kühlbedingungen durchgeführt. Dementsprechend waren Parameter wie die Blechdicke mit  $s = 3$  mm, die Blechgeschwindigkeit mit  $w_p = 60$  mm/s, die Strahlgeschwindigkeit mit  $w_j = 1,5$  m/s, der Strahlwinkel mit  $\alpha = 45^\circ$  und die Wassertemperatur mit  $T_w = 22$  °C konstant.

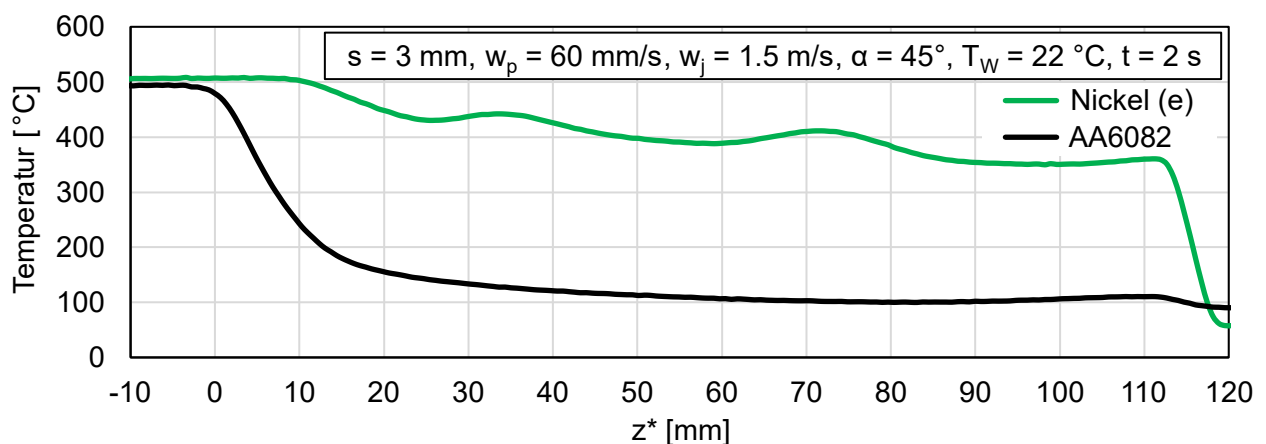
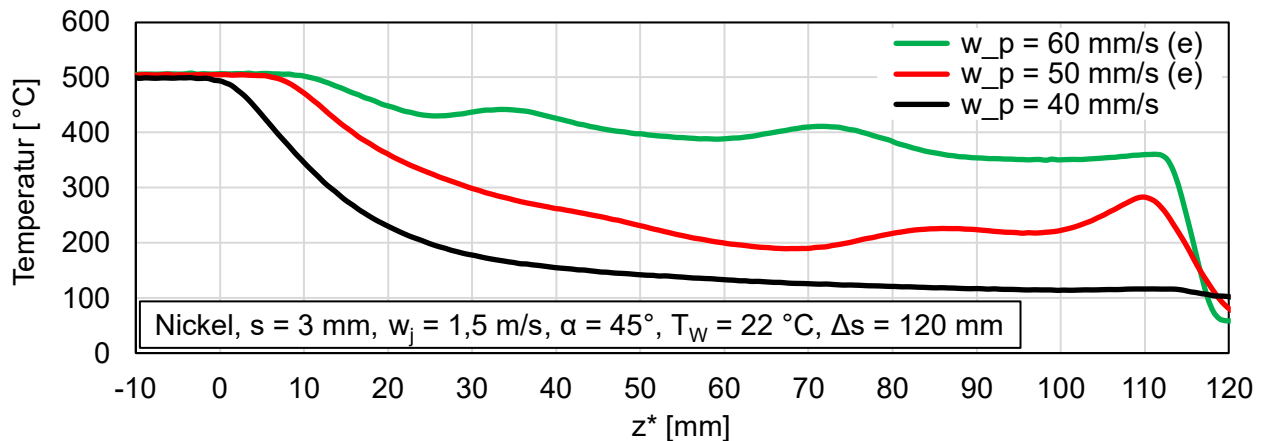


Abbildung 59: Temperaturverteilung - AA6082 vs. Nickel

Wie in Abbildung 59 zu sehen, fällt die Temperatur des Aluminiumblechs nahe des Auftreffpunktes der Kokillenstrahlen ( $z^* = 0$  mm) rapide ab. Bei Nickel hingegen zeigt sich ein Temperaturabfall erst 10 mm unterhalb des Strahlauftreffpunktes. Die Kühlkurve für AA6082 weist zudem im Vergleich zu der für Nickel einen höheren Abkühlgradienten auf. Die Ursache für diese Unterschiede in der Abkühlung ist auf eine Kombination der deutlich höheren Dichte und die geringere Wärmeleitfähigkeit von Nickel zurückzuführen (siehe Tabelle 5). Darüber hinaus ist bei einer Blechgeschwindigkeit von 60 mm/s ein Filmabriss für Nickel nachweisbar.

### 5.6.2 Blechgeschwindigkeit - Nickel

Wie zuvor gezeigt, muss die Blechgeschwindigkeit bei Kühlung eines Nickelblechs, im Vergleich zu der eines Aluminiumblechs, reduziert werden, um Ejecting zu vermeiden. Daher wurde die Blechgeschwindigkeit im Bereich von 60 bis 40 mm/s variiert, um deren Einfluss auf die Kühlung beurteilen zu können. Das 3 mm dicke Blech wurde mit einer Strahlgeschwindigkeit von  $w_j = 1,5$  m/s und einem Strahlwinkel von  $\alpha = 45^\circ$  abgekühlt. Die Wassertemperatur betrug  $T_w = 22$  °C. In folgender Abbildung werden die Temperaturverläufe für die entsprechende Blechgeschwindigkeit gezeigt, nachdem das Blech eine Strecke von  $\Delta s = 120$  mm zurückgelegt hat.



**Abbildung 60:** Temperaturverteilung bei Variation der Blechgeschwindigkeit (Nickel)

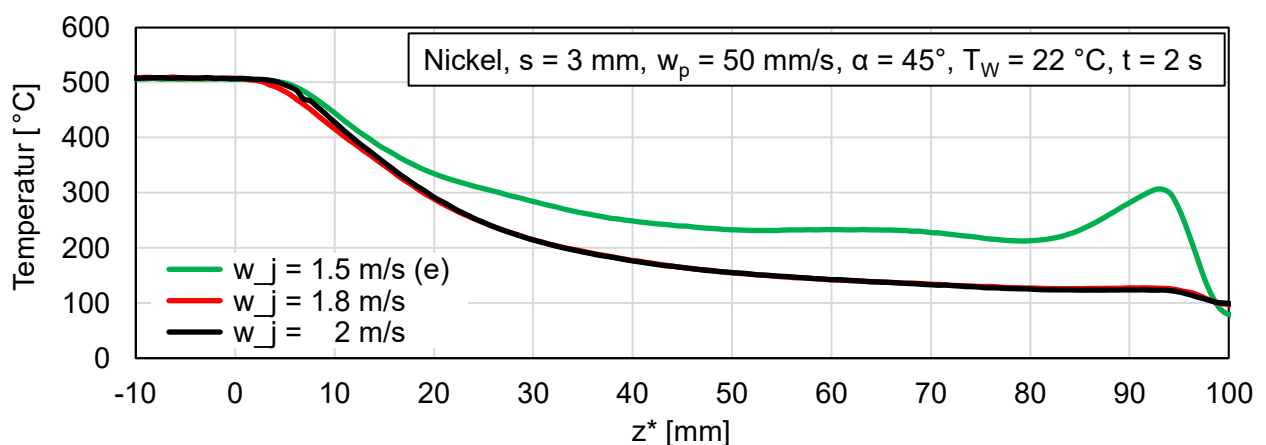
Bei einer Blechgeschwindigkeit von 50 bzw. 60 mm/s ist Ejecting festzustellen (siehe Abbildung 60), wobei sich entlang der Messlinie relativ starke Fluktuationen zeigen. Derartige Schwankungen im Temperaturverlauf waren bei keinem Kühlversuch mit Aluminium zu sehen.

Nach einer Kühlzeit von  $t = 2$  s kann bei einer Blechgeschwindigkeit von 60 mm/s lediglich eine minimale Blechtemperatur von 350 °C erreicht werden. Bei einer Blechgeschwindigkeit von 50 mm/s und einer Kühlzeit von  $t = 2,4$  s kühlt das Blech zunächst bis auf eine minimale Blechtemperatur von circa 195 °C ab. Etwa 70 mm unterhalb des Auftreffpunkts der Wasserstrahlen prallt dann plötzlich der Wasserfilm vom Blech ab. Aufgrund des Ejectings ist das Blech im unteren Bereich nicht mit Wasser benetzt und die Temperaturen steigen wieder auf bis zu 290 °C. Der Kühlversuch mit einer Blechgeschwindigkeit von 40 mm/s weist eine homogene und intensive Abkühlung des Blechs auf. Hierbei kann das Blech im unteren Bereich nach  $t = 3$  s auf nahezu 100 °C abgekühlt werden.

Hinsichtlich des messseitigen Temperaturabfalls, wandert dieser mit steigender Blechgeschwindigkeit, vom Auftreffpunkt der Wasserstrahlen bei  $z^* = 0$  mm ausgehend, nach unten. Dies entspricht der positiven  $z^*$ -Richtung im Diagramm.

### 5.6.3 Strahlgeschwindigkeit - Nickel

Ausgehend von dem Kühlversuch bei einer Strahlgeschwindigkeit von  $w_j = 1,5$  m/s in Kombination mit einer Blechgeschwindigkeit von  $w_p = 50$  mm/s, bei dem es lediglich im unteren Blechbereich zum Abprallen des Wasserfilms kommt, wird dieser nachfolgend mit Kühlversuchen bei leicht erhöhter Strahlgeschwindigkeit verglichen. Die Temperaturverteilungen werden hierbei für eine Kühlzeit von  $t = 2$  s gegenübergestellt.

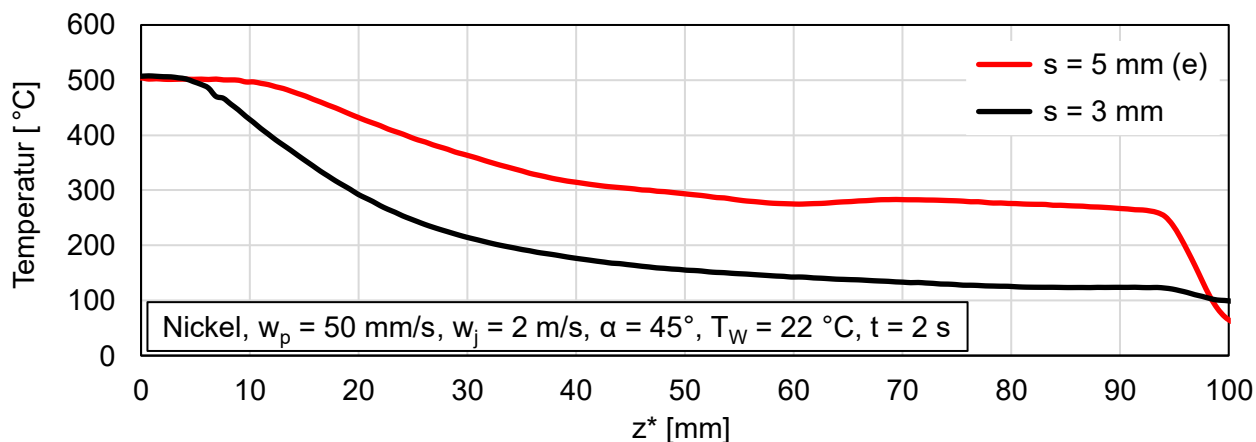


**Abbildung 61:** Temperaturverteilung bei Variation der Strahlgeschwindigkeit (Nickel)

Wie in Abbildung 61 zu sehen, kann durch eine leichte Erhöhung der Strahlgeschwindigkeit auf 1,8 m/s Ejecting vermieden werden. Eine weitere Erhöhung auf 2 m/s führt zu keiner merklichen Änderung im Temperaturverlauf.

#### 5.6.4 Blechdicke - Nickel

Für die Untersuchung des Einflusses der Blechdicke auf die Abkühlung eines Nickelblechs werden die Parameter Blechgeschwindigkeit ( $w_p = 50$  mm/s), Strahlgeschwindigkeit ( $w_j = 2$  m/s), Strahlwinkel ( $\alpha = 45^\circ$ ) und die Wassertemperatur ( $T_W = 22$  °C) konstant gehalten und die Temperaturverläufe der Kühlung eines 3 mm und 5 mm dicken Blechs gegenübergestellt.

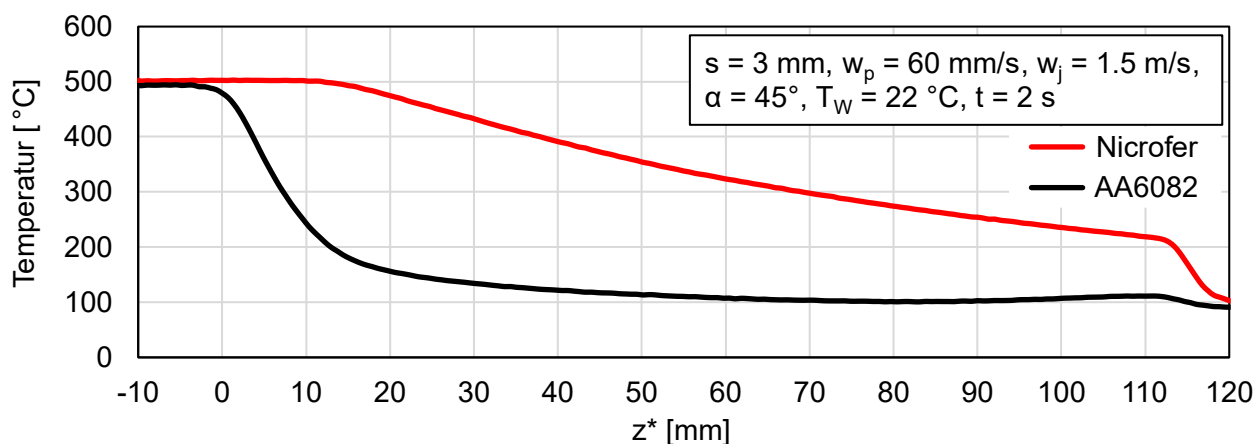


**Abbildung 62:** Temperaturverteilung bei Variation der Blechdicke (Nickel)

Wie bereits bei der Untersuchung des Einflusses der Blechdicke auf die Kühlung anhand von Abkühlversuchen mit Aluminiumblechen, kann auch hier festgestellt werden, dass bei dickeren Blechen die Kühlparameter anzupassen sind, da ansonsten Ejecting zu erwarten ist (siehe Abbildung 62). So sollte bspw. die Blechgeschwindigkeit reduziert und/oder die Strahlgeschwindigkeit erhöht werden, um intensiv abkühlen zu können.

### 5.7 Einfluss der Metallart - Nicrofer

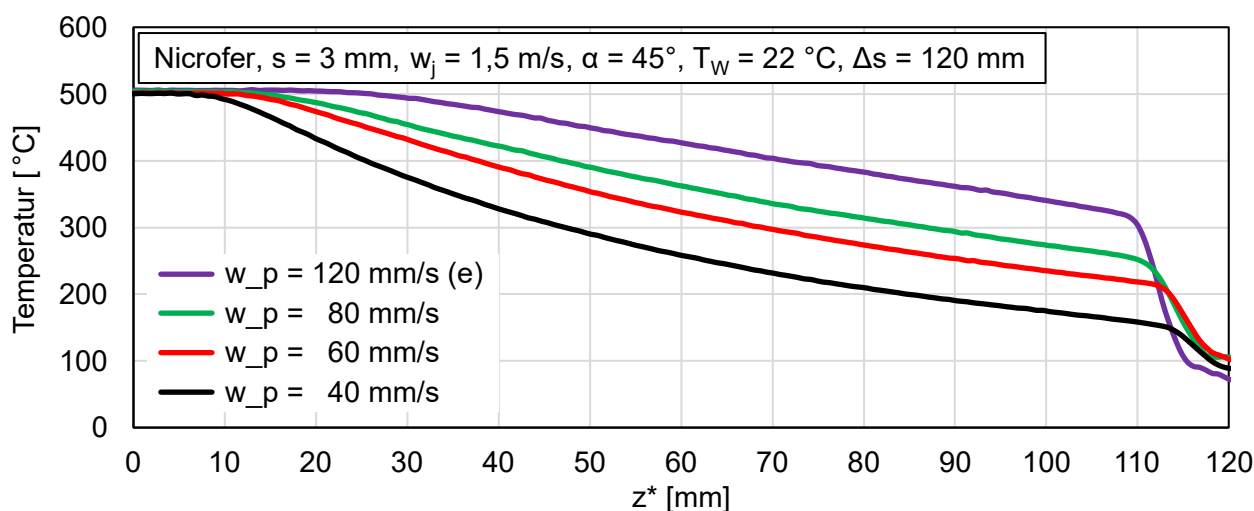
Nachfolgend werden die Ergebnisse der Abkühlversuche mit 3 mm dicken Aluminium- und Nicrofer-Blechen bei gleichen Abkühlbedingungen gegenübergestellt. Die Blechgeschwindigkeit ( $w_p = 60$  mm/s), die Strahlgeschwindigkeit ( $w_j = 1,5$  m/s), der Strahlwinkel ( $\alpha = 45^\circ$ ) und die Wassertemperatur ( $T_w = 22$  °C) sind konstant.



**Abbildung 63:** Temperaturverteilung - AA6082 vs. Nicrofer

Der Temperaturverlauf entlang der Messlinie bei Nicrofer zeigt ein gänzlich anderes Abkühlverhalten im Vergleich zu AA6082. Zum einen ist der Temperaturgradient bei Nicrofer wesentlich niedriger und zum anderen wird unter diesen Kühlbedingungen nach 2 s lediglich eine Blechtemperatur von ca. 200 °C erreicht.

Der Einfluss der Blechgeschwindigkeit auf die Kühlung eines 3 mm dicken Nicrofer- Blechs wird anhand von Kühlversuchen gezeigt, bei denen die Strahlgeschwindigkeit auf  $w_j = 1,5$  m/s und der Strahlwinkel auf  $\alpha = 45^\circ$  eingestellt wurde. Die Wassertemperatur betrug  $T_w = 22$  °C.

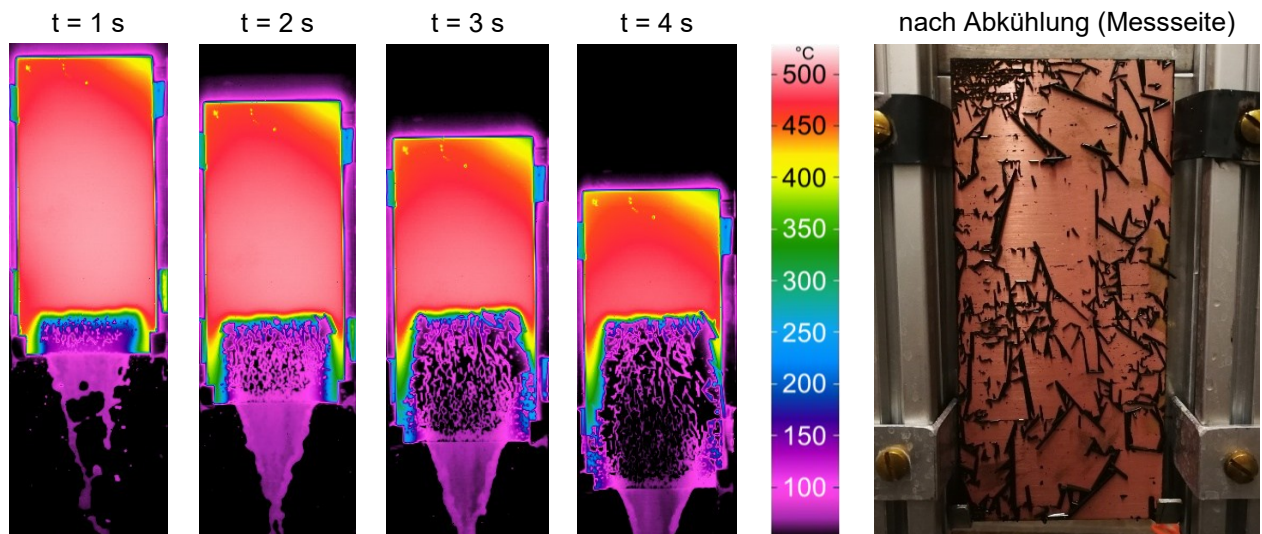


**Abbildung 64:** Temperaturverteilung bei Variation der Blechgeschwindigkeit (Nicrofer)

Ebenso wie bei Aluminium und Nickel steigt auch bei Nicrofer die minimal zu erreichende Blechtemperatur mit steigender Blechgeschwindigkeit an. Bemerkenswert ist, dass sich der Ejecting - Effekt bei der Kühlung von Nicrofer erst bei stark erhöhter Blechgeschwindigkeit zeigt.

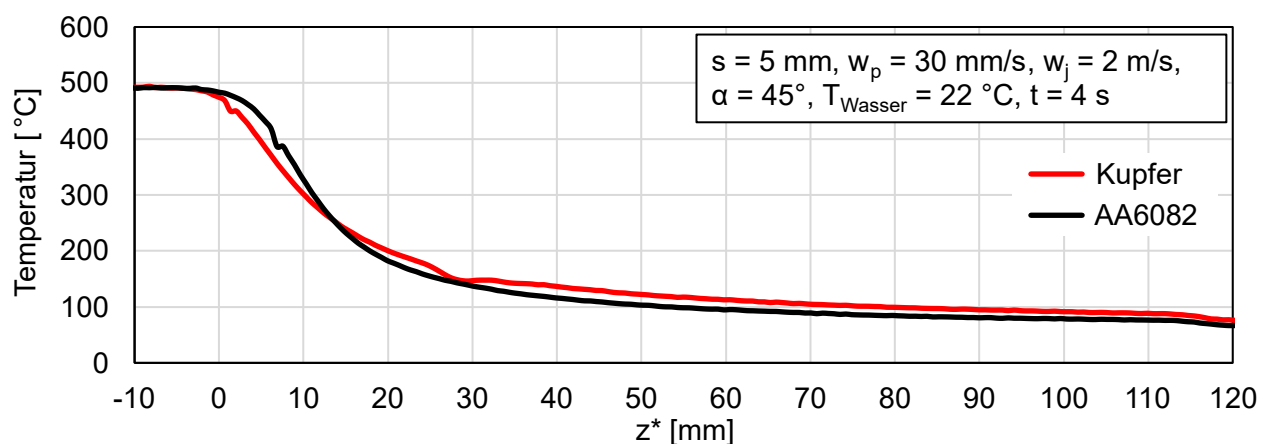
### 5.8 Einfluss der Metallart - Kupfer

Für eine elementare Beurteilung des Abkühlverhaltens von Kupferlegierungen wurden experimentelle Untersuchungen mit 3 und 5 mm dicken Kupferblechen der Legierung B14 durchgeführt. Im Vorfeld war bekannt, dass sich bei Blechtemperaturen oberhalb von ca. 550 °C eine Oxidationsschicht auf der Blechoberfläche ausbildet und somit die Kühlung sowie die Messung der Oberflächentemperaturen beeinflussen kann. Aufgrund dessen wurden die Kupferbleche auf maximal 520 °C im Ofen erwärmt. Auch nach mehrmaligem Wiederholen der Versuche mit fabrikneuen 3 mm dicken Kupferblechen war es nicht möglich belastbare Oberflächentemperaturen mit der Infrarotkamera zu messen, da sich die zuvor aufgetragene Emissionsschicht auf der Messseite bei strahlseitigem Wasserkontakt sofort von der Blechoberfläche löste (siehe Abbildung 65).



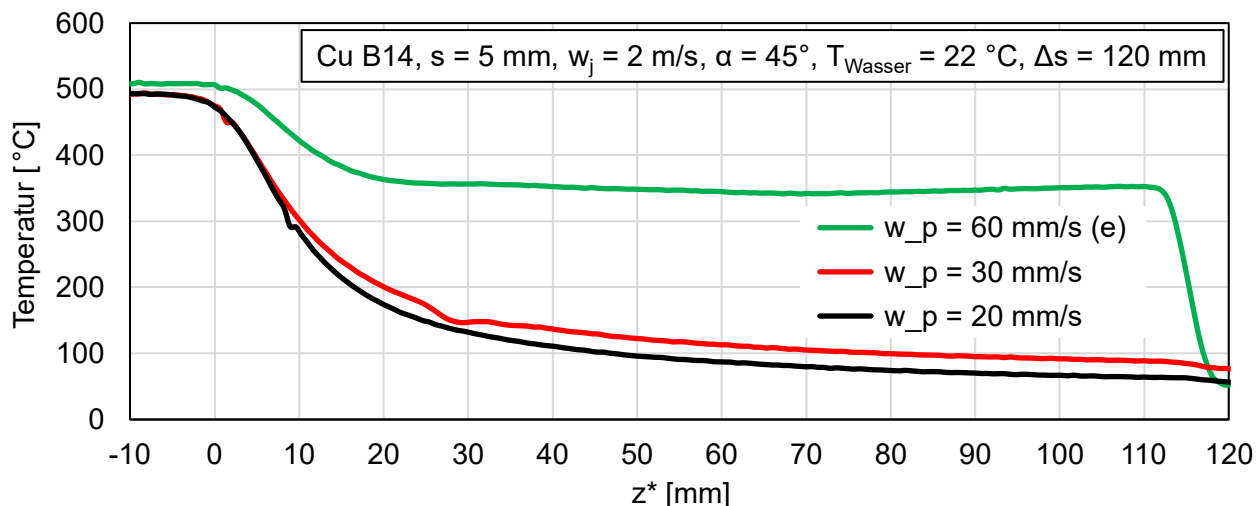
**Abbildung 65:** IR-Bilder & Fotoaufnahme (B14,  $s = 3\text{ mm}$ ,  $w_p = 30\text{ mm/s}$ ,  $w_j = 1,5\text{ m/s}$ ,  $\alpha = 45^\circ$ ,  $T_W = 22\text{ }^\circ\text{C}$ )

Bei der Verwendung von zuvor mehrmals verwendeten 5 mm dicken Kupferblechen löste sich die Emissionsschicht erst zum Ende der Verfahrstrecke. Daher wurde nachfolgend der Fokus auf diese Blechstärke gelegt. Für eine generelle Einordnung des Kühlverhaltens wird zunächst die Kühlung eines Kupferblechs mit der eines Aluminiumblechs in untenstehender Abbildung gegenübergestellt.



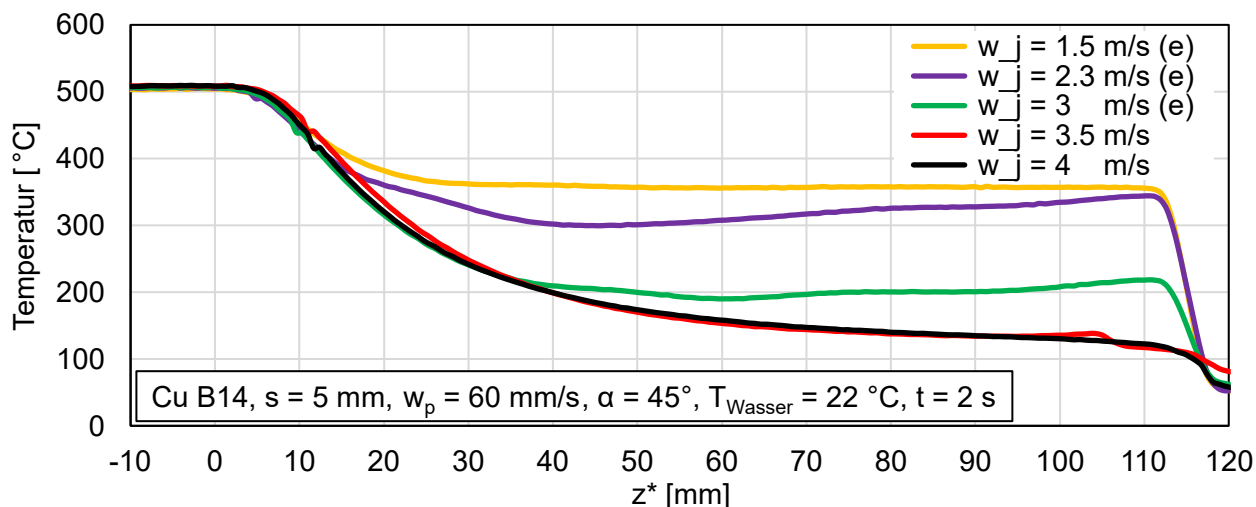
**Abbildung 66:** Temperaturverteilung - AA6082 vs. Kupfer

Das Abkühlverhalten von Kupfer weist Ähnlichkeiten mit dem von AA6082 auf (Abbildung 66). Wobei sich für Kupfer etwas geringere Abkühlgradienten ergeben. Unter gleichen Bedingungen kühlen beide Blechproben dennoch auf bis zu 90 °C ab.



**Abbildung 67:** Temperaturverteilung bei Variation der Blechgeschwindigkeit (Cu B14)

Wie ein Vergleich der Abbildungen 67 und 93 (siehe Anhang, für AA6082,  $s = 5$  mm,  $w_j = 2$  m/s) zeigt, tritt bei einer Blechgeschwindigkeit von 60 mm/s sowohl bei der Kupfer- als auch bei der Aluminiumprobe während der Kühlung ein plötzlichen Filmabriss etwas unterhalb des Auftreffpunktes der Wasserstrahlen auf. Die sich anschließend einstellende Blechtemperatur (Ejecting Temperatur) beträgt bei beiden Metallen zw. 320 und 350 °C. Wird die Blechgeschwindigkeit um die Hälfte reduziert, sind minimale Blechtemperaturen von 100 °C problemlos zu erreichen.



**Abbildung 68:** Temperaturverteilung bei Variation des Strahlgeschwindigkeit (Cu B14)

Die Temperaturkurven in Abbildung 68 weisen teilweise leichte Fluktuationen in ihrem Verlauf auf. Für Strahlgeschwindigkeiten bis  $w_j = 3$  m/s ist der Ejecting - Effekt nachweisbar. Somit sind diese Volumenströme für eine intensive Kühlung eines 5 mm dicken Kupferblechs zu gering. Bei AA6082 (vgl. Abbildung 42) genügt eine Strahlgeschwindigkeit von 3 m/s, um minimale Blechtemperaturen von 110 °C erreichen zu können.

### 5.9 Pulsation des Kühlwassers

In diesem Abschnitt wird der Einfluss der Pulsation der Wassermenge untersucht. Zur Verringerung der Kühlgeschwindigkeit kann die Wassermenge nicht beliebig reduziert werden, da ab einem bestimmten Wert das Wasser nicht mehr auf den Strang trifft. Bei zu hoher Wassermenge und damit Austrittsgeschwindigkeit werden die Strahlen reflektiert, was die Benetzung behindert. Daher wird insbesondere in der Aluminiumindustrie das Wasser beim Start des Gießvorganges gepulst, um den Wärmeübergang zu verringern.

In diesem Abschnitt wurden die Blechgeschwindigkeit und die Höhe der Aussparung variiert, wodurch sich die Frequenz der Pulsation ändert. Ziel dieser Untersuchungen ist es also, wie die Kühlgeschwindigkeit gezielt reduziert werden kann. Der Abstand vom Brausekopf zum Blech betrug  $H = 45 \text{ mm}$ .

Tabelle 10: Pulsationsfrequenzen

Frequenz $f \text{ [Hz]}$		Höhe Aussparung $h \text{ [mm]}$		
		32	20	10
Blechgeschwindigkeit $w_p \text{ [mm/s]}$	3,3	0,05	0,08	0,17
	10	0,16	0,25	0,5
	20	0,31	0,5	1
	60	0,94	1,5	3

Mit einer Pulsstrecke von  $h = 32 \text{ mm}$  werden in Abbildung 69 vergleichsweise große Zeitintervalle zwischen dem Wechsel von Kühlung und Kühlpause gezeigt. Die Frequenzen sind entsprechend gering. Beispielhaft sind 3 Kühlphasen eingezeichnet, wobei die Kühlphase 1 (Puls 1) den Kühlbereich am unteren Blechende repräsentiert.

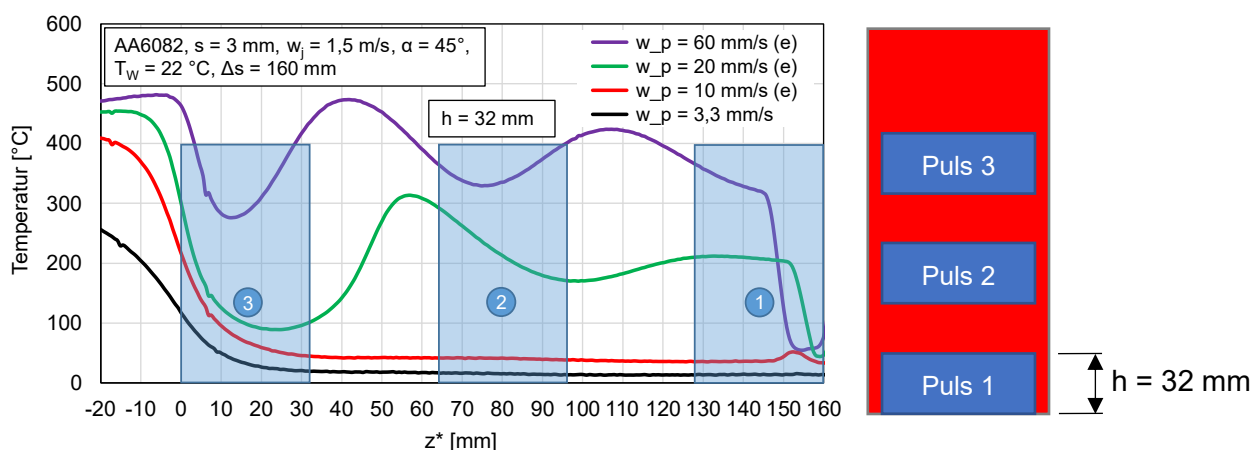
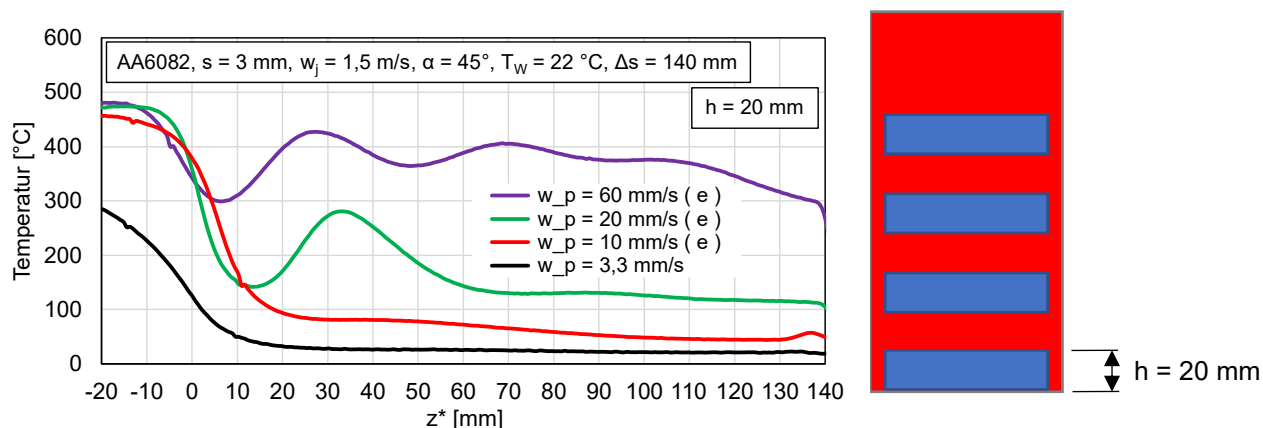


Abbildung 69: Pulsation bei  $h = 32 \text{ mm}$

Bei einer Blechgeschwindigkeit von  $w_p = 3,3 \text{ mm/s}$  kühlt der obere Blechbereich (nicht direkt gekühlt) bereits durch freie Konvektion stark ab (Abbildung 69). Dieses Ergebnis ist daher nicht direkt auf die Kühlung eines Barrens mit deutlich größeren Abmessungen im Industriemaßstab übertragbar. Wird das Blech mit einer Blechgeschwindigkeit von  $w_p = 10 \text{ mm/s}$  gekühlt, können nach dem 3. Puls minimale Blechtemperaturen von unter  $50 \text{ }^\circ\text{C}$  erreicht werden. Bei  $w_p = 20 \text{ mm/s}$  sinkt die Blech-

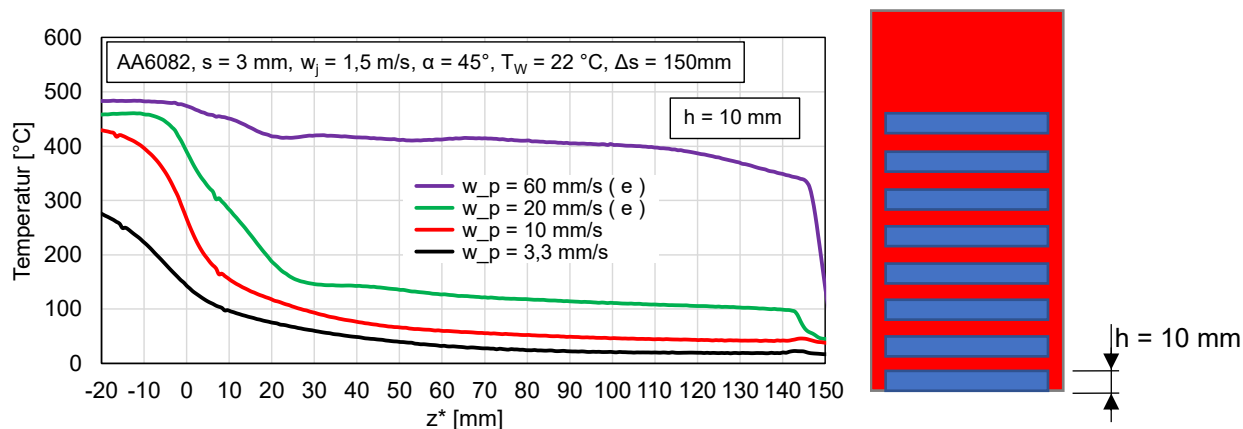
temperatur entlang der Messlinie auf etwa 100 °C nach dem dritten Puls. Die Temperaturen der zuvor durch Puls 1 bzw. Puls 2 gekühlten Blechbereiche erwärmen sich auf Grund der langen ungekühlten Teilstrecken wieder auf 210 °C bzw. 310 °C. Für eine Blechgeschwindigkeit von  $w_p = 60$  mm/s ergibt sich ein ähnlicher Kurvenverlauf, wobei das Blech nach dem ersten und zweiten Puls auf 320 °C bzw. 330 °C abkühlt. Nach dem dritten Puls beträgt die Minimaltemperatur 285 °C.

In Abbildung 70 und Abbildung 71 sind die Ergebnisse für höhere Frequenzraten bei identischer Variation der Blechgeschwindigkeit dargestellt.



**Abbildung 70:** Pulsation bei  $h = 20$  mm

Bei einer einzelnen Pulsstrecke von  $h = 20$  mm (Abbildung 70) ergeben sich nach dem letzten Puls (Verfahrweg  $\Delta s = 140$  mm) ähnliche minimale Blechtemperaturen, welche mit  $h = 32$  mm und  $\Delta s = 160$  mm (Abbildung 69) erreicht werden können. Für eine Blechgeschwindigkeit  $w_j \geq 10$  mm/s kann während der ersten Pulse, anhand von Videoaufnahmen, Ejecting nachgewiesen werden.



**Abbildung 71:** Pulsation bei  $h = 10$  mm

Nach dem letzten Puls und einem Verfahrweg von  $\Delta s = 140$  bzw. 150 mm weisen die Blechtemperaturen am unteren Blechende für  $h = 20$  und 10 mm ähnliche Werte auf. Bei Halbierung der Pulsstrecke von  $h = 20$  mm auf  $h = 10$  mm kann bei einer Blechgeschwindigkeit von  $w_p = 10$  mm/s Ejecting vermieden werden (Abbildung 71).

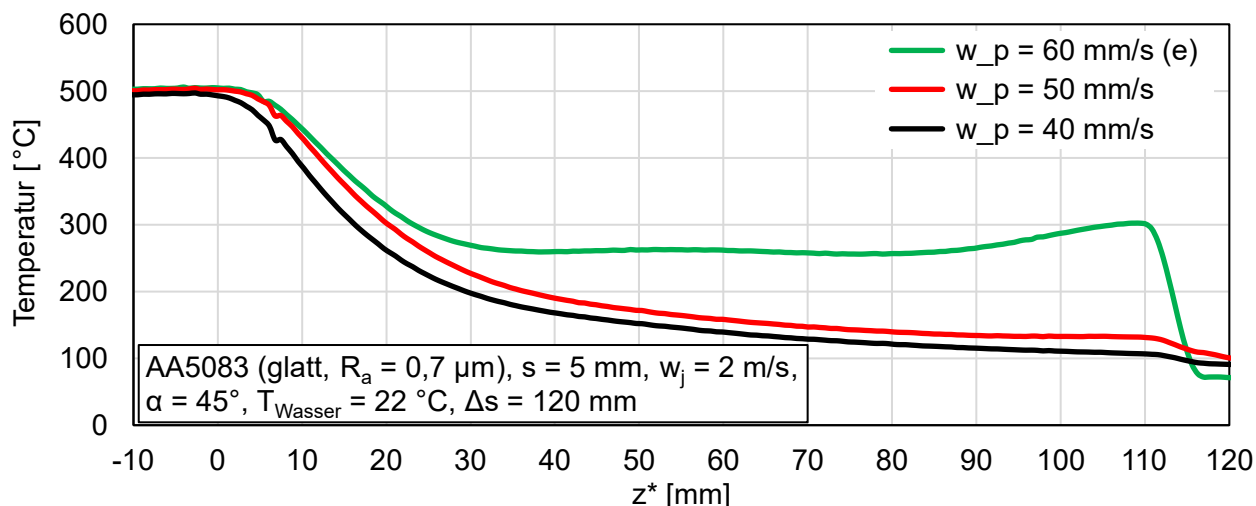
Die Ergebnisse der Kühlversuche mit 5 mm dicken Aluminiumblechen bei Variation der Blechgeschwindigkeit und Pulsfrequenz sind im Anhang zu finden.

## 5.10 Rauigkeit der Stranggussoberfläche

Nachfolgend wird der Einfluss der Rauheit realer Stranggussoberflächen auf die Kühlung in Abhängigkeit vom Gussverfahren, anhand der Aluminiumlegierung AA5083, untersucht.

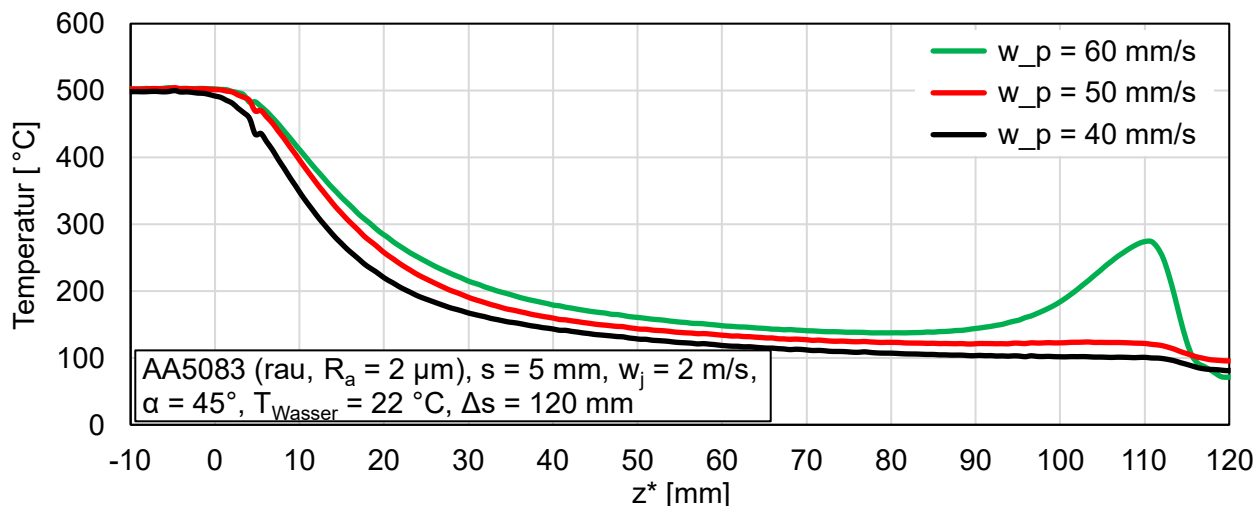
### 5.10.1 Blechgeschwindigkeit

Für unterschiedliche Oberflächenrauigkeiten sind bei Variation der Blechgeschwindigkeit von 40 bis 60 mm/s die gemessenen Temperaturen auf der Rückseite von 5 mm dicken Blechen über  $z^*$  aufgetragen. Der Volumenstrom mit  $\dot{V}_{\text{Düse}} = 4,1 \text{ l/min}$  ( $w_j = 2 \text{ m/s}$ ), der Strahlwinkel mit  $\alpha = 45^\circ$  und die Wassertemperatur mit  $T_W = 22 \text{ °C}$  waren dabei konstant.



**Abbildung 72:** Temperaturverteilung bei Variation der Blechgeschwindigkeit (glatt,  $R_a = 0,7 \mu\text{m}$ )

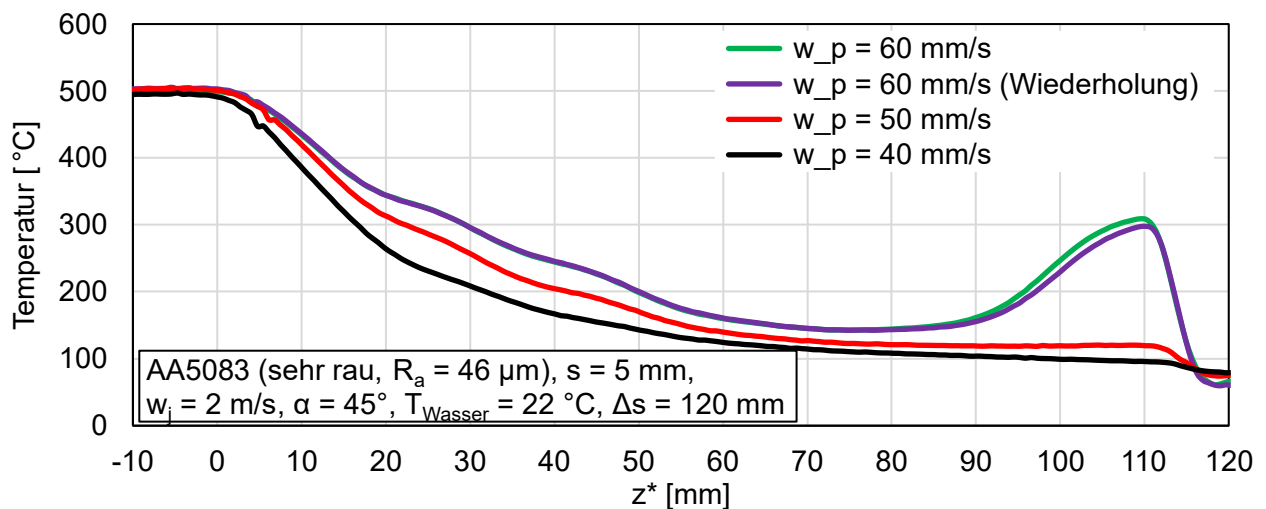
Die Ergebnisse der Temperaturmessungen in Abbildung 72 zeigen die Kühlung von Blechen mit technisch glatter Oberfläche, wobei der gemittelte arithmetische Mittenrauwert  $R_a = 0,7 \mu\text{m}$  beträgt. Bei einer Blechgeschwindigkeit von  $w_p = 40 \text{ mm/s}$  sind nach einer Verfahrstrecke von  $\Delta s = 120 \text{ mm}$  im unteren Blechbereich Oberflächentemperaturen von  $100 \text{ °C}$  erreichbar. Mit steigender Blechgeschwindigkeit nimmt die Endkühltemperatur zu und erreicht bei einer Blechgeschwindigkeit von  $60 \text{ mm/s}$  aufgrund des Ejectings lediglich ca.  $260 \text{ °C}$ . Die Abkühlgradienten für eine Blechgeschwindigkeit von  $40$  und  $50 \text{ mm/s}$  sind rein visuell identisch. Mit Erhöhung der Blechgeschwindigkeit auf  $60 \text{ mm/s}$  nimmt der Abkühlgradient etwas ab.



**Abbildung 73:** Temperaturverteilung bei Variation der Blechgeschwindigkeit (rau,  $R_a = 2 \mu\text{m}$ )

Die Kühlung einer realen rauen Stranggussoberfläche mit einem mittleren arithmetischen Mittenrauwert in Stranggussrichtung von  $R_a = 2 \mu\text{m}$  wird anhand der Temperaturverläufe in Abbildung 73 dargestellt.

Auch bei rauen Oberflächen ( $R_a = 2 \mu\text{m}$ ) wurden bei einer Blechgeschwindigkeit von  $w_p = 40 \text{ mm/s}$  nach einer Kühlzeit von 3 s minimale Blechtemperaturen von  $100 \text{ }^\circ\text{C}$  gemessen. Mit steigender Blechgeschwindigkeit nimmt die Endkühltemperatur zu. Ab etwa  $z^* = 85 \text{ mm}$  unterhalb des Auftreffpunktes der Wasserstrahlen kommt es bei einer Blechgeschwindigkeit von  $60 \text{ mm/s}$  zu einer deutlichen Wiedererwärmung des Blechs von etwa  $130 \text{ }^\circ\text{C}$  auf  $280 \text{ }^\circ\text{C}$ . Wie zuvor bei einer glatten Oberfläche festgestellt, ist der Abkühlgradient bei einer Blechgeschwindigkeit von  $w_p = 40$  und  $50 \text{ mm/s}$  nahezu identisch und bei  $w_p = 60 \text{ mm/s}$  etwas geringer.



**Abbildung 74:** Temperaturverteilung bei Variation der Blechgeschwindigkeit (sehr rau,  $R_a = 46 \mu\text{m}$ )

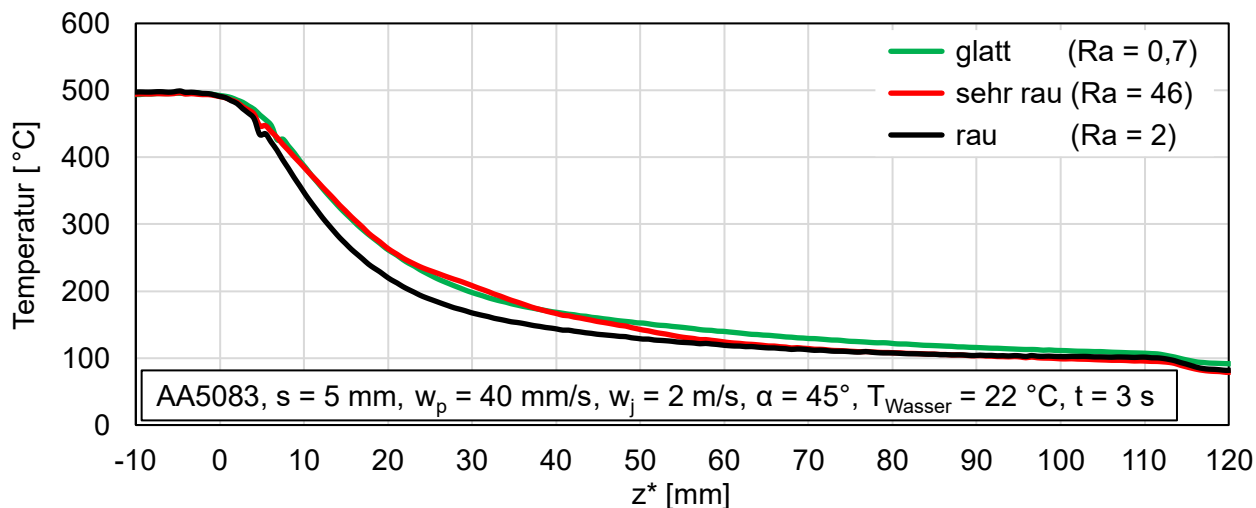
Die gemessenen Temperaturdaten entlang der Blechlänge in Abbildung 74 veranschaulichen die Kühlung bei sehr rauen Metalloberflächen ( $R_a = 46 \mu\text{m}$ ). Für alle hier gefahrenen Blechgeschwindigkeiten zeigen sich bei sehr rauen Oberflächen moderate Fluktuationen entlang des Temperaturverlaufs. Analog dem Kühlverhalten von Blechen mit einer rauen Oberfläche ( $R_a = 2 \mu\text{m}$ ), tritt auch bei sehr rauen Blechen und einer hohen Blechgeschwindigkeit eine Wiedererwärmung von zunächst abgekühlten Blechbereichen am unteren Blechende auf.

Anhand einzelner Wiederholungsmessungen mit der gleichen Blechprobe, kann gezeigt werden, dass die Oberflächenrauigkeit keinen Einfluss auf die Reproduzierbarkeit der Messergebnisse hat.

Bei Verwendung einer alternativen sehr rauen Materialprobe, sind aufgrund der divergierenden Oberflächenbeschaffenheit geringfügige Abweichungen in den Kurvenverläufen zu erwarten. Diese Abweichungen sind auf die unterschiedliche Verortung der lokalen Minima und Maxima in den Rauheitsprofilen zurückzuführen.

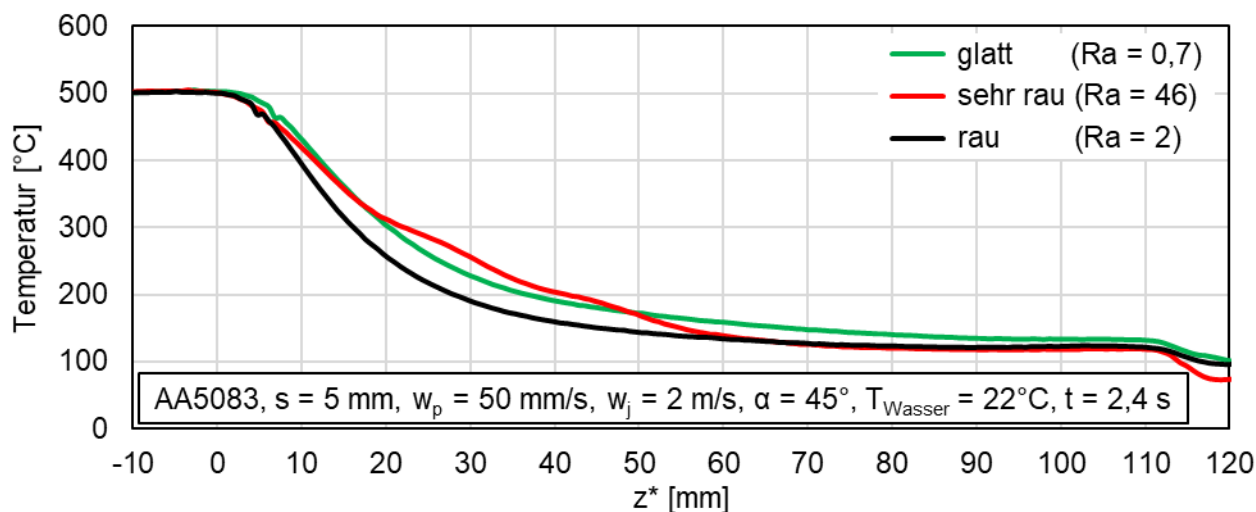
### 5.10.2 Rauigkeit

Nachfolgend werden die Ergebnisse der Kühlversuche mit unterschiedlich rauen Blechproben bei jeweils gleicher Blechgeschwindigkeit direkt gegenübergestellt, um den Einfluss der Rauigkeit auf den Kühlprozess beurteilen zu können.



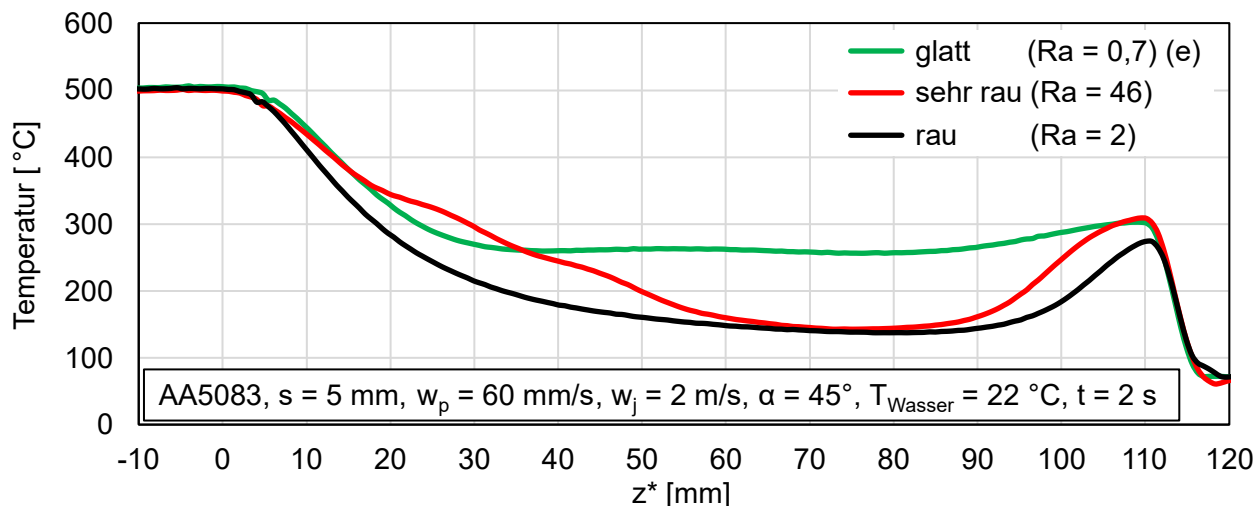
**Abbildung 75:** Temperaturverteilung bei Variation der Rauigkeit ( $w_p = 40 \text{ mm/s}$ )

Abbildung 75 zeigt, dass die Bleche mit einer Rauigkeit von  $R_a = 2$  und  $46 \mu\text{m}$  bei einer Blechgeschwindigkeit von  $w_p = 40 \text{ mm/s}$  bereits 90 mm unterhalb des Auftreffpunktes der Wasserstrahlen auf eine Temperatur von  $100 \text{ }^\circ\text{C}$  abkühlen. Wohingegen diese Endkühltemperatur bei einer glatten Oberfläche erst weiter unten erreicht wird ( $z^* = 110$  bis  $120 \text{ mm}$ ).



**Abbildung 76:** Temperaturverteilung bei Variation der Rauigkeit ( $w_p = 50 \text{ mm/s}$ )

Auch bei einer Erhöhung der Blechgeschwindigkeit um 25% ergeben sich ähnliche Kurvenverläufe (siehe Abbildung 76). Das raue Probeblech mit  $R_a = 2 \mu\text{m}$  kühlt am schnellsten und erreicht nach einer Kühlzeit von 2,4 s die gleiche Endkühltemperatur wie das sehr raue Blech mit  $R_a = 46 \mu\text{m}$ . Die minimal erreichbare Blechtemperatur bei einem Blech mit einer technisch glatten Oberfläche liegt geringfügig darüber.



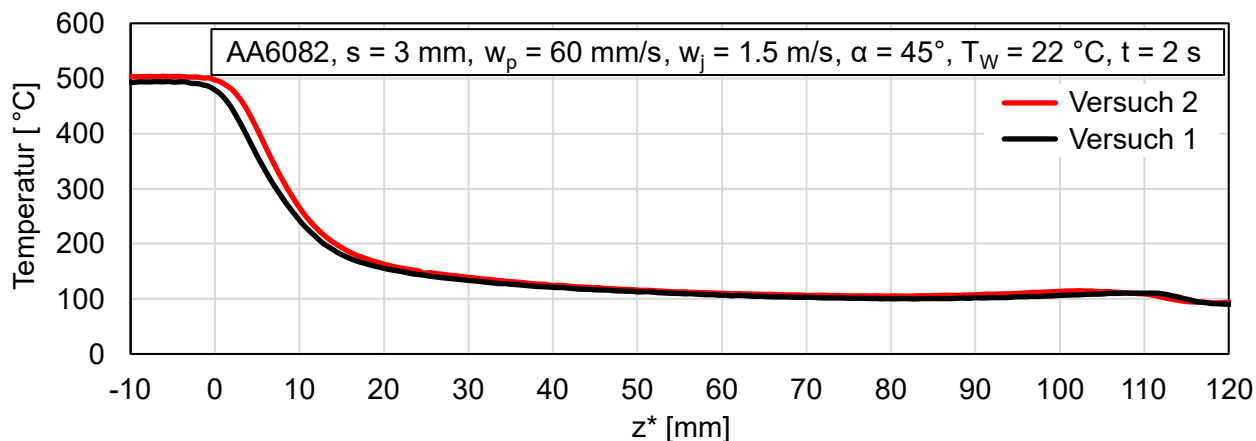
**Abbildung 77:** Temperaturverteilung bei Variation der Rauigkeit ( $w_p = 60 \text{ mm/s}$ )

Mit weiter zunehmender Blechgeschwindigkeit (siehe Abbildung 77) kommt es bei den Blechen mit rauer Oberfläche zu einer Wiedererwärmung im unteren Blechbereich, wobei das Maximum der Wiedererwärmung bei dem sehr rauen Blech etwa  $40 \text{ °C}$  höher liegt als bei dem rauen Blech. Bei glatter Oberfläche reißt der Film etwa  $25 \text{ mm}$  unterhalb des Auftreffpunktes der Wasserstrahlen ab, sodass das Blech lediglich auf  $260 \text{ °C}$  abkühlbar ist.

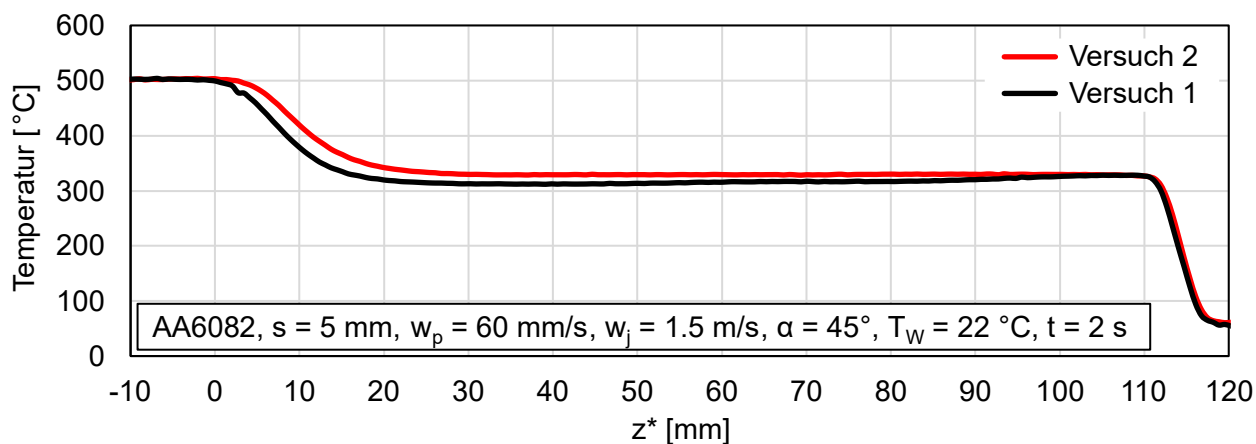
Abschließend lässt sich feststellen, dass eine erhöhte Oberflächenrauigkeit die Gefahr des Filmabrisses vermindert.

### 5.11 Reproduzierbarkeit der Messergebnisse

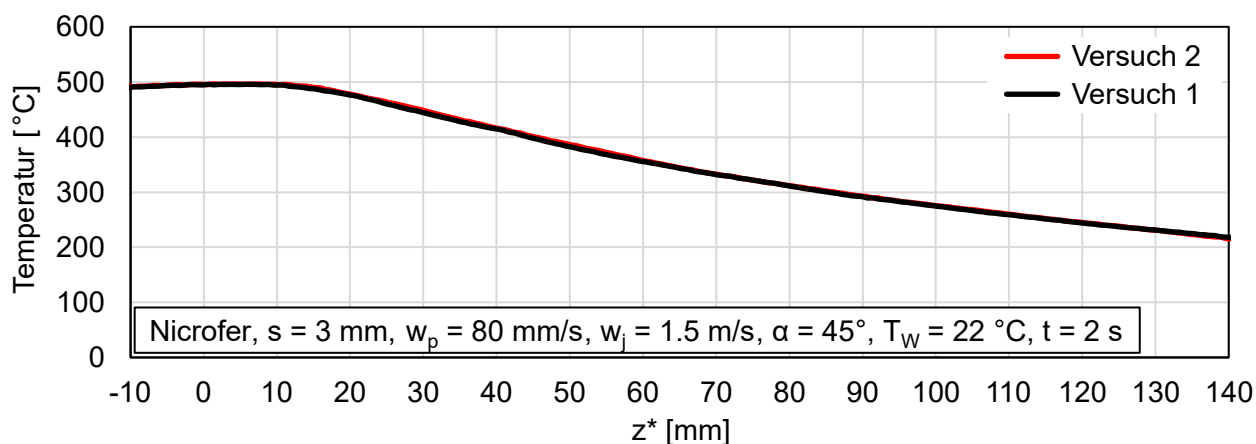
Um die Reproduzierbarkeit der experimentellen Versuche in dieser Arbeit zu veranschaulichen, wurden die Temperaturmessungen bei Versuchen mit identischen Parametern wiederholt. Zudem wurden unterschiedliche Blechproben verwendet und die jeweiligen Wiederholversuche zeitversetzt durchgeführt. Für einen möglichst großen repräsentativen Querschnitt, sind nachfolgend einige Wiederholversuche mit unterschiedlichen Werkstoffen, Blechdicken und Wasserqualitäten aufgeführt (siehe Abb. 78 bis 81). Mit Abbildung 74 wurde bereits der Nachweis erbracht, dass die Reproduzierbarkeit unabhängig von der Oberflächenrauheit erreicht wird.



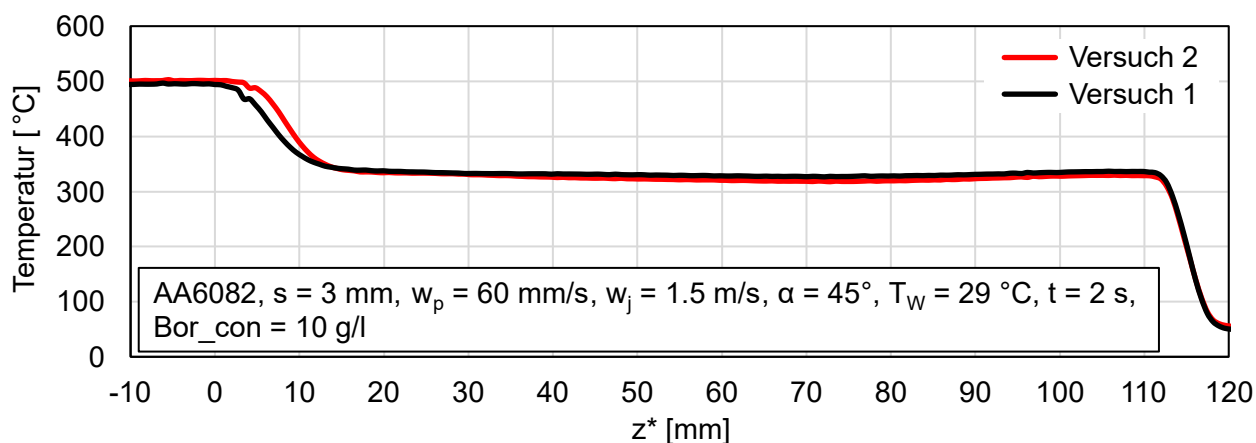
**Abbildung 78:** Reproduzierbarkeit der Messergebnisse (AA6082,  $s = 3 \text{ mm}$ )



**Abbildung 79:** Reproduzierbarkeit der Messergebnisse (AA6082,  $s = 5 \text{ mm}$ )



**Abbildung 80:** Reproduzierbarkeit der Messergebnisse (Nicrofer,  $s = 3 \text{ mm}$ )



**Abbildung 81:** Reproduzierbarkeit der Messergebnisse (AA6082,  $s = 3 \text{ mm}$ , 10 g/l Borax)

Es ist bemerkenswert, dass die gemessenen Temperaturprofile für die Wiederholversuche ein hohes Maß an Übereinstimmung aufweisen, mit einer Temperaturdifferenz von maximal  $15 \text{ }^\circ\text{C}$  zwischen den beiden Messungen. Dies belegt sowohl die Genauigkeit und Konsistenz der Temperaturmessungen als auch die Zuverlässigkeit des Versuchsaufbaus. Durch Wiederholung der Versuche konnte gezeigt werden, dass die Messungen nach Erreichen des quasistationären Zustands reproduzierbar sind.

## 6 Schlussfolgerungen

### 6.1 Zusammenfassung der Erkenntnisse

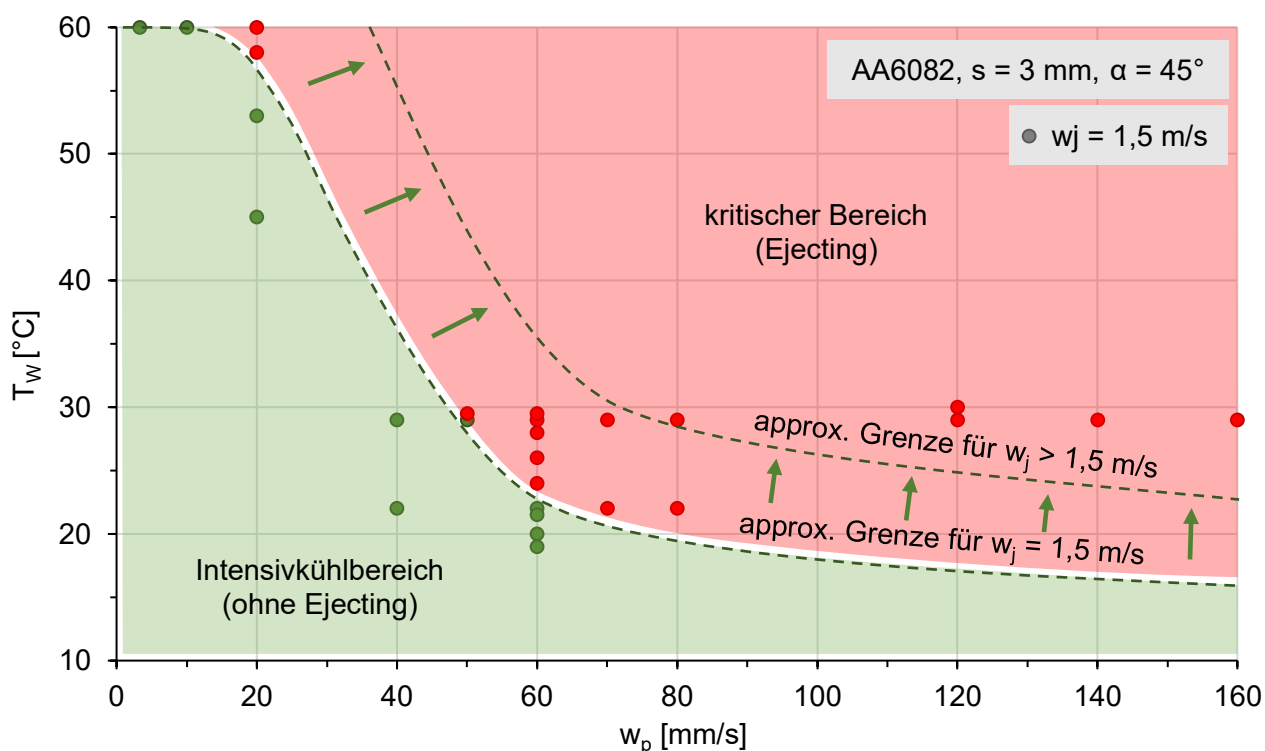
Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein entsprechender Versuchsstand aufgebaut, mit dem der Einfluss eines plötzlichen Filmabriss auf die Kühlung beim Stranggießen von NE-Metallen untersuchbar bzw. die Ermittlung der Abkühlraten und des Wärmeaustrags möglich ist. Hierzu kann eine vertikal gelagerte Blechprobe mit einem Kühlmedium aus einem Modellbrausekopf beaufschlagt werden. Während des Abkühlvorgangs ist die Blechprobe vertikal verfahrbar. Es besteht die Möglichkeit die wesentlichen Parameter (Blechgeschwindigkeit, Strahlgeschwindigkeit, etc.) zu variieren und damit deren Einfluss zu untersuchen.

Nachfolgende Tabelle gibt einen Überblick über die ermittelten Erkenntnisse. Hierbei wird der Einfluss eines Anstiegs des jeweiligen Parameters auf die Abkühlrate und Wahrscheinlichkeit des Auftretens des Ejecting- Phänomens gezeigt.

**Tabelle 11: Zusammenfassung der Erkenntnisse**

		Merkmal der Abkühlung	
		Abkühlrate	Wahrscheinlichkeit Ejecting
Einflussparameter ( $\tau$ )	$w_j$	++	--
	$w_p$	--	++
	$s$	--	++
	$\alpha$	++	--
	$T_w$	--	++
	$T_0$	++	++
	$f$ (Frequenz)	++	++

++ ... steigt an  
 -- ... nimmt ab



**Abbildung 82: Zusammenfassung der experimentellen Versuche bei  $w_j = 1,5 \text{ m/s}$  (AA6082,  $s = 3 \text{ mm}$ )**

Anhand des Schaubildes in Abbildung 82 lässt sich eine einfache Abschätzung darüber treffen, ob bei den individuellen Parametereinstellungen wie der Blechgeschwindigkeit  $w_p$  und der Strahlgeschwindigkeit  $w_j$  sowie der vorhandenen Kühlwassertemperatur  $T_w$  mit dem Auftreten von Ejecting zu rechnen ist. Jeder dargestellte Punkt repräsentiert einen experimentellen Versuch bei einer konstanten Strahlgeschwindigkeit von  $w_j = 1,5$  m/s sowie variierenden Kühlwassertemperaturen und Blechgeschwindigkeiten. Die mittels Regressionsanalyse approximierte Grenzlinie für  $w_j = 1,5$  m/s kennzeichnet den Übergang vom Intensivkühlbereich in einen kritischen Bereich, in dem das Auftreten von Ejecting mit hoher Wahrscheinlichkeit zu erwarten ist. Eine Erhöhung der Strahlgeschwindigkeit bewirkt eine Verschiebung dieser Grenzlinie in nordöstliche Richtung, wodurch das Risiko eines plötzlichen Filmabbrisses während der Abkühlung verringert wird. Diese quantitative Beschreibung der Zusammenhänge zwischen den unabhängigen Variablen lässt eine Prognose zu und liefert somit eine zentrale Grundlage zur Prozessoptimierung im Stranggießverfahren. Da die Strahlgeschwindigkeit – wie in dieser Arbeit eingangs erläutert – aufgrund wärmetechnischer Limitationen nicht beliebig gesteigert werden sollte, empfiehlt es sich, alternativ die Blechgeschwindigkeit (bzw. die Stranggeschwindigkeit) und/oder die Kühlwassertemperatur entsprechend anzupassen, um das Ejecting zuverlässig zu vermeiden.

Die dargelegten Forschungsergebnisse verbessern das Prozessverständnis für den Strangguss von NE-Metallen. Dazu wurden die örtlichen Verläufe des Wärmeübergangs und die Wirkung der Einflussparameter bereitgestellt. Die Erkenntnisse ermöglichen daher eine bessere Auslegung und ein verbessertes Design von Kühleinrichtungen von Stranggussanlagen. Betreiber von Stranggussanlagen werden von vielen klein- und mittelständischen Ingenieur-Dienstleistern bei der Planung, Realisierung, Optimierung und Automatisierung der Anlagen und Prozesse unterstützt. Dazu zählen beispielsweise auch die Entwickler von Prozessmodellen für Qualitätssicherung, modell-prädiktive Regelung und Anwendung im Rahmen der Industrie-4.0-Agenda. Diese Modellentwickler benötigen ein detailliertes Verständnis des örtlichen Wärmeübergangs mit belastbaren Messwerten als Randbedingung. Die Forschungsergebnisse liefern diese Werte und somit einen Beitrag zur Optimierung bestehender Dienstleistungen, sowie die Grundlage für neue Dienstleistungsangebote. Bei den Dienstleistern handelt es sich größtenteils um KMU. Als Folge der optimierten Prozessabläufe profitieren ebenso die Anlagenbetreiber. Durch eine Verminderung des Ausschusses, infolge der Vermeidung von Rissen im Strang und von Brüchen des Stranges, wird ein Beitrag zum volkswirtschaftlichen und gesamtgesellschaftlichen Ziel der Energie- und Ressourceneffizienz geleistet. Die Produktivität kann dadurch gesteigert werden. Des Weiteren können durch eine Weiterentwicklung der Kühlkonzepte neue Legierungen entwickelt und risikoärmer vergossen werden. Dies erweitert die bestehenden Geschäftsfelder sowohl für Anlagenbauer und als auch die assoziierten Dienstleister.

## 6.2 Nutzung zur Prozesssimulation

Für die Simulation von Erstarrungsprozessen benötigt man für die Fourier'sche Differentialgleichung zur Berechnung der Temperaturverläufe als Randbedingung die örtliche Wärmestromdichte. Diese hängt bei Kühlprozessen von heißen Metallen auf Grund der Verdampfung von der Oberflächentemperatur ab. Die prinzipielle Abhängigkeit von der Oberflächentemperatur ist in Abbildung 83 dargestellt.

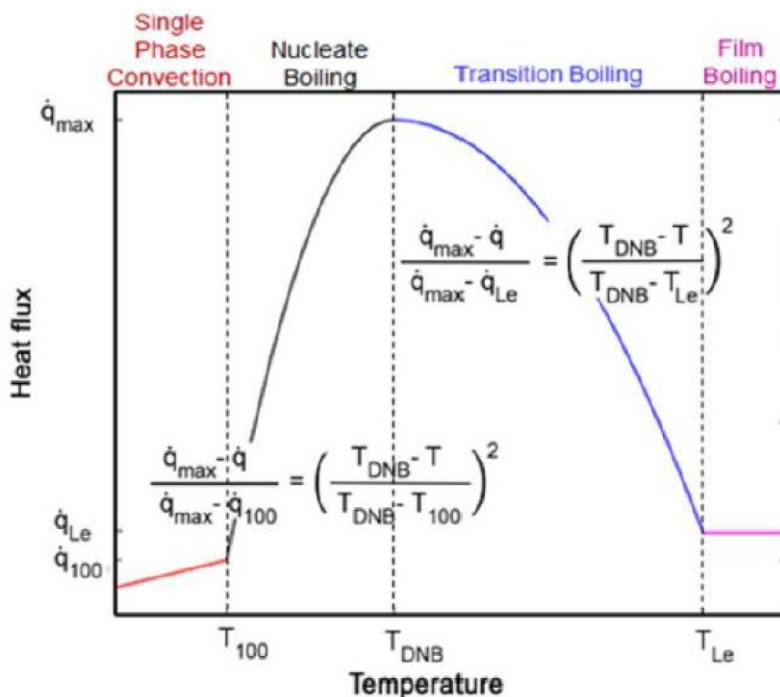


Abbildung 83: Approximation der Siedekurve [5]

Diese sogenannte Siedekurve kann im Bereich der Blasenverdampfung (Nucleate Boiling) und im Bereich der instabilen Filmverdampfung (Transition Boiling) sehr gut durch Parabeln angenähert werden. Hierzu sind drei charakteristische Punkte notwendig: die Wärmestromdichte bei 100 °C - dem Beginn des Siedens, die maximale Wärmestromdichte und die zugehörige DNB Temperatur (Departure from Nucleate Boiling) sowie die Wärmestromdichte am Ende der Filmverdampfung mit der zugehörigen Benetzungstemperatur.

In Abbildung 84 sind die Siedekurven für ein Aluminiumblech für verschiedene Geschwindigkeiten gezeigt. Die maximale Wärmestromdichte steigt signifikant mit der Geschwindigkeit an.

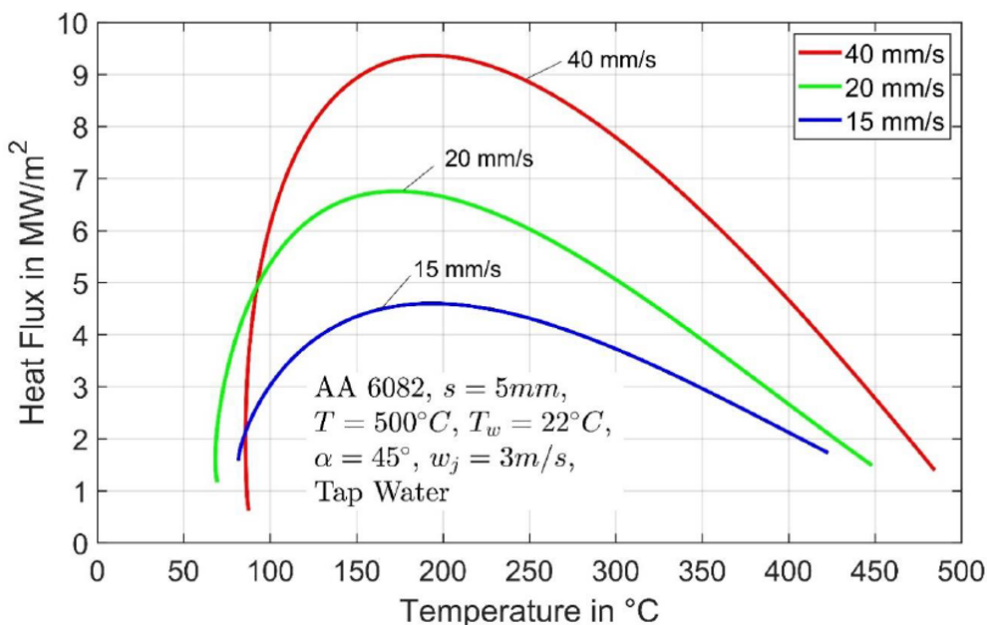
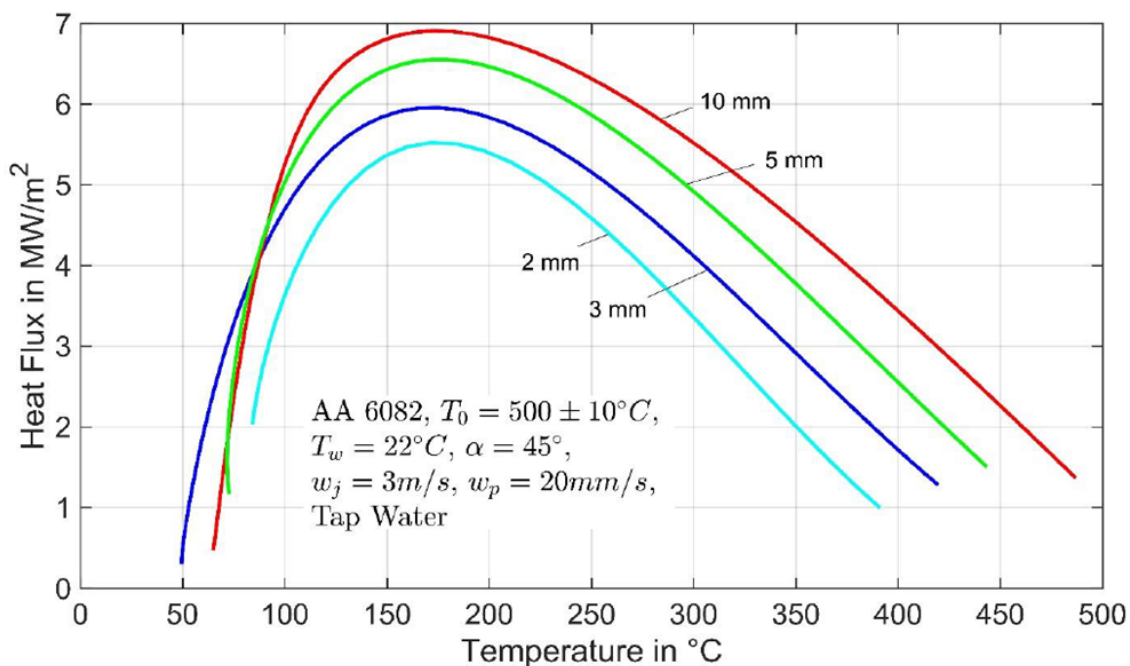


Abbildung 84: Siedekurven für verschiedene Blechgeschwindigkeiten

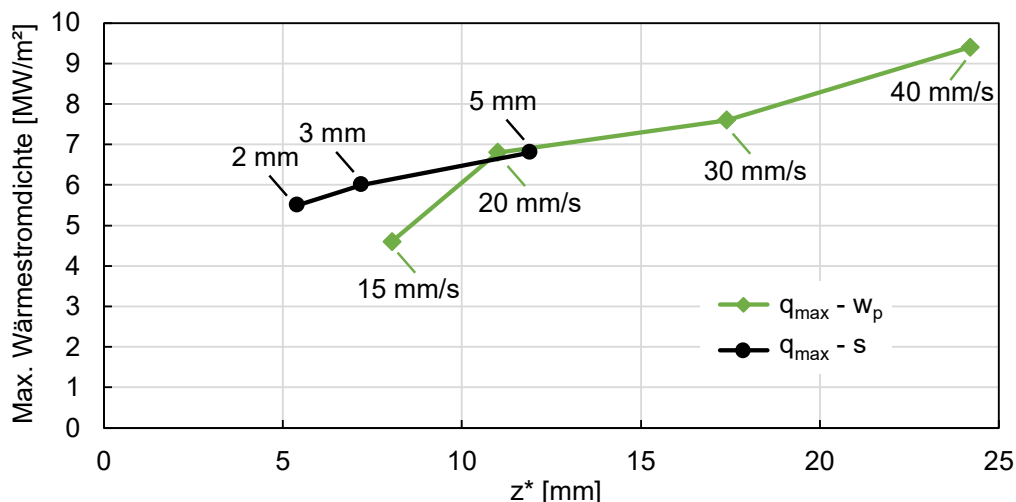
In Abbildung 85 sind die Siedekurven für Aluminiumbleche mit verschiedenen Dicken bei einer konstanten Geschwindigkeit von 20 mm/s gezeigt. Die maximalen Wärmestromdichten steigen ebenso signifikant mit der Blechdicke an.



**Abbildung 85:** Siedekurven für verschiedene Blechdicken

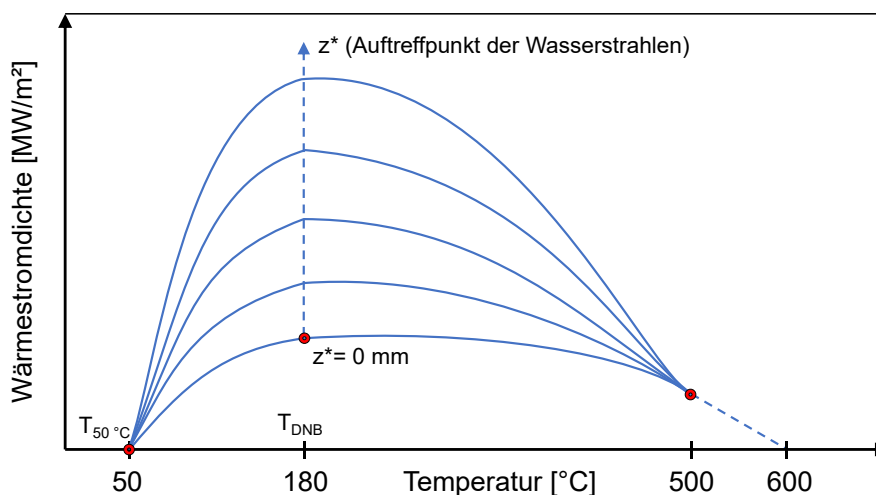
Der Wärmeübergang kann physikalisch gesehen nicht von der Blechdicke und der Blechgeschwindigkeit abhängen. Dieser wird bestimmt durch die Strömung des Films und damit vom Geschwindigkeitsprofil im Film. Wie mit Abbildung 33 bereits erläutert wurde, wird mit steigender Blechgeschwindigkeit der Bereich der Blasenverdampfung und damit die Position der maximalen Wärmestromdichte weiter von der Kokille fort verschoben. Die Geschwindigkeit des abfließenden Wasserfilms nimmt auf Grund der Schwerkraft zu (siehe Abschnitt 4.5.3). Der konvektive Wärmeübergang nimmt jedoch mit der Geschwindigkeit zu. Damit muss der Wärmeübergang mit dem Abstand zur Kokille zunehmen. Der Wärmeübergang hängt also vom Ort ab. Den gleichen Effekt übt die Blechdicke aus. Je größer diese ist desto länger dauert die Kühlung und desto mehr wird die Position der maximalen Wärmestromdichte von der Kokille fort verschoben.

In Abbildung 86 ist daher die maximale Wärmestromdichte in Abhängigkeit vom Abstand  $z^*$  zur Kokille dargestellt. Hieraus ist ersichtlich, dass die Wärmestromdichte etwa linear mit dem Abstand zur Kokille ansteigt. Dieser Anstieg ist unabhängig davon, ob die Dicke oder die Geschwindigkeit des Blechs verändert wurde. Dies belegt die These, dass der Wärmeübergang vom Abstand der Kokille und damit der Geschwindigkeit des Wasserfilms abhängt.



**Abbildung 86:** Abhängigkeit der maximalen Wärmestromdichte vom Abstand der Kokille

Zur Bildung der in Abbildung 83 gezeigten Siedekurve muss die maximale Wärmestromdichte nach Abbildung 86 verwendet werden. Die DNB Temperatur liegt stets bei  $180\text{ °C} \pm 10\text{ K}$  unabhängig von den Prozessbedingungen. Die Temperatur des Beginns des instabilen Siedens ist die Temperatur, mit der der Strang an der Kokille ankommt. Die zugehörige Wärmestromdichte liegt stets ungefähr bei  $1,5\text{ MW/m}^2$ . Die Wärmestromdichte bei  $50\text{ °C}$  kann zu Null gesetzt werden. Damit können für jeden Kokillenabstand Siedekurven ermittelt werden, wie prinzipiell in Abbildung 87 dargestellt ist.



**Abbildung 87:** Prinzipielle Siedekurven in Abhängigkeit des Kokillenabstandes

Da der Wärmeübergang sowohl vom Ort als auch von der Temperatur abhängt, muss die als Randbedingung vorzugebende Wärmestromdichte stets iterativ ermittelt werden. Zu Beginn der Simulation wird daher ein axiales Temperaturprofil der Oberfläche angenommen. Auf Basis dieses Profils wird mithilfe von Abbildung 87 der Verlauf der örtlichen Wärmestromdichte berechnet. Anschließend erfolgt die Berechnung des axialen Temperaturverlaufs unter Verwendung dieser Wärmestromdichte. Weicht das Ergebnis vom ursprünglich angenommenen Temperaturprofil ab, muss der Verlauf der Wärmestromdichte angepasst und die Berechnung erneut durchgeführt werden. Dieser Prozess wird so lange wiederholt, bis Temperaturverlauf und Wärmestromdichte konsistent sind.

## 7 Literaturverzeichnis

- [1] **Nukiyama, S.:** "The maximum and minimum values of the heat  $Q$  transmitted from metal to boiling water under atmospheric pressure", International Journal of Heat and Mass Transfer Vol. 9(12) (1966), S. 1419-1433
- [2] **Todorov, T.:** "Wärmeübergang bei der Sprühkühlung unter Berücksichtigung der Sprühstrahlparameter", Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg (2009)
- [3] **Jeschar, R.; Specht, E.; Heidt, V.:** "Mechanismen der Wärmeübertragung beim Kühlen von Metallen mit verdampfenden Flüssigkeiten", Abhandlungen der Braunschweigischen Wissenschaftlichen Gesellschaft Vol. 42 (1991), S. 57-83
- [4] **Dossett, J. L.; Totten, G. E.:** "Steel Heat Treating Fundamentals and Processes", Geauga County, Ohio, USA (2013)
- [5] **Specht, E.:** "Wärme- und Stoffübertragung in der Thermoprozesstechnik: Grundlagen, Berechnungen, Prozesse", Vulkan-Verlag, Essen (2014)
- [6] **Incropera, F. P.; DeWitt, D. P.; Bergman, T. L.; Lavine, A. S.:** "Fundamentals of Heat and Mass Transfer", John Wiley & Sons, Hoboken (2011)
- [7] **Müller, H.R.:** "Wärmeübergang bei der Spritzwasserkühlung von Nichteisenmetallen", Dissertation, Technische Universität Clausthal (1982)
- [8] **Sharp, R.R.:** "The nature of liquid film evaporation during nucleate boiling", National Aeronautics and Space Administration (1964)
- [9] **Stähler, M.:** "Experimentelle Bestimmung und Modellierung des Wärmeübergangs bei der Spraykühlung an bewegten Metallbändern", Dissertation, Universität Siegen (2012)
- [10] **Mudawar, I.; Valentine, W.S.:** "Determination of the local quench curve for spray-cooled metallic surfaces", Journal of Heat Treating, Vol. 7(2) (1989), S. 107-121
- [11] **Yan, Z.; Zhao, R.; Duan, F.; Wong, T. N.; Toh, K.C.; Choo, K.F.; Chan, P. K.; Chua, Y.S.:** "Spray Cooling" in Ahsan, A. (Hrsg.): Two Phase Flow, Phase Change and Numerical Modeling, IntechOpen, London, United Kingdom (2011), Kapitel 13, S. 285-310
- [12] **Martin, H.:** "Heat and mass transfer between impinging gas jets and solid surfaces" Advances in heat transfer, Elsevier (1977), S. 1-60
- [13] **von der Heide, C.:** "Untersuchung von Düsensystemen für die kontinuierliche Wärmebehandlung von Metallbändern", Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen (2018)
- [14] **Schleupen, M.; Büschgens, D.; Crasmöller, M.; Lenz, W.; Pfeifer, H.:** "Experimentelle Untersuchung der Auswirkungen von Wasserstoffatmosphären bei der Wärmebehandlung", Prozesswärme Vol. 5(3) (2020), S. 30-37
- [15] **Mertens, T.; Valder, G.:** "Kontinuierliche Wärmebehandlung von Aluminiumband – Die Otto Junker Abkühlstrategie für Automobilbleche", International Aluminium Journal 4 (2018), S. 44-47
- [16] **Ma, C.F.; Bergles, A.E.:** "Jet impingement nucleate boiling", International Journal of Heat and Mass Transfer Vol. 29(8) (1986), S. 1095-1101
- [17] **Kim, J.:** "Spray cooling heat transfer: The state of the art", International Journal of Heat and Fluid Flow Vol. 28(4) (2007), S. 753-767
- [18] **Abdalrahman, K.H.M.:** "Influence of water quality and kind of metal in the secondary cooling zone of casting process", Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg (2012)

- [19] **Abdallahman, K.H.M.; Specht, E.:** "Influence of salt mixture on the heat transfer during spray cooling of hot metals", *International Journal of Heat and Mass Transfer* Vol. 78 (2014), S. 76-83
- [20] **Cui, Q.; Chandra, S.; McCahan, S.:** "The effect of dissolving salts in water sprays used for quenching a hot surface: Part 2 - Spray cooling", *Journal of Heat Transfer* Vol. 125(2) (2003), S. 333-338
- [21] **Bellerova, H.; Pohanka, M.; Raudensky, M.; Tseng, A.A.:** "Spray cooling by Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> and TiO<sub>2</sub> nanoparticles in water", *Proceedings of the 12th IEEE Intersociety Conference on Thermal and Thermomechanical Phenomena in Electronic Systems* (2010), S. 1-5, DOI: 10.1109/ITHERM.2010.5501333
- [22] **Cheng, W.; Xie, B.; Han, F.; Chen, H.:** "An experimental investigation of heat transfer enhancement by addition of high-alcohol surfactant (HAS) and dissolving salt additive (DSA) in spray cooling", *Experimental Thermal and Fluid Science* Vol. 45 (2013), S. 198-202
- [23] **Hnizdil, M.; Raudensky, M.:** "Influence of the water temperature on the cooling intensity of mist nozzles in continuous casting", *22th Anniversary International Conference on Metallurgy and Materials*, Brno, Czech Republic (2012)
- [24] **Sabariman, S.; Specht, E.:** "Characterization of the boiling width on metal quenching with spray cooling", *Experimental Heat Transfer* (2018), S. 1-14
- [25] **Reiners, U.; Jeschar, R.; Scholz, R.:** "Wärmeübertragung bei der Stranggusskühlung durch Spritzwasser", *Steel research* Vol. 60(10) (1989), S. 442-450
- [26] **Liang, G.; Mudawar, I.:** "Review of spray cooling—Part 1: Single-phase and nucleate boiling regimes, and critical heat flux", *International Journal of Heat and Mass Transfer* 115 (2017), S. 1174-1205
- [27] **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 Patter-nator", *International Journal of Heat and Technology* 19 (2001), S. 51-56
- [28] **Puschmann, F.; Specht, E.:** "Spraykühlung als alternatives Kühlverfahren für heiße Metalle", *Chemie Ingenieur Technik* 75 (2003), S. 1625-1628
- [29] **Puschmann, F.; Specht, E.:** "Atomized Spray Quenching as an Alternativ Quenching Method for Defined Adjustment of Heat Transfer", *Steel research int.* 75 (2004), S. 283-288
- [30] **Karwa, N.; Stephan, P.:** "Experimental investigation of free-surface jet impingement quenching process", *International Journal of Heat and Mass Transfer* 64 (2013), S. 1118-1126
- [31] **Mozumder, A.K.; Monde, M.; Woodfield, P.L.; Islam, Md.A.:** "Maximum heat flux in relation to quenching of a high temperature surface with liquid jet impingement", *International Journal of Heat and Mass Transfer* 49 (2006), S. 2877-2888
- [32] **Karwa, N.; Gambaryan-Roisman, T.; Stephan, P.; Tropea, C.:** "Experimental investigation of circular free-surface jet impingement quenching: transient hydrodynamics and heat transfer", *Experimental Thermal and Fluid Science* 35(7) (2011), S. 1435-1443
- [33] **Labergue, A.; Gradeck, M.; Lemoine, F.:** "Comparative study of the cooling of a hot temperature surface using sprays and liquid jets", *International Journal of Heat and Mass Transfer* 81 (2015), S. 889-900
- [34] **Filipovic, J.; Incropera, F.P.; Viskanta, R.:** "Rewetting temperatures and velocity in a quenching experiment", *Experimental Heat Transfer* 8 (1995), S. 257-270

- [35] **Agrawal, M.K.; Sahu, S.K.:** "Analysis of multi-region conduction-controlled rewetting of a hot surface with precursory cooling by variational integral method", *Applied Thermal Engineering* 73 (2014), S. 267-276
- [36] **Mozumder, A.K.; Monde, M.; Woodfield, P.L.:** "Delay of wetting propagation during jet impingement quenching for a high temperature surface", *International Journal of Heat and Mass Transfer* 48 (2005), S. 5395-5407
- [37] **Akmal, M.; Omar, A.M.T.; Hamed, M. S.:** "Experimental investigation of propagation of wetting front on curved surfaces exposed to an impinging water jet", *International Journal of Microstructure and Materials Properties* 3 (2008), S. 645-681
- [38] **Hammad, J.; Mitsutake, Y.; Monde, M.:** "Movement of maximum heat flux and wetting front during quenching of hot cylindrical block", *International journal of thermal sciences*, 43(8) (2004), S. 743-752
- [39] **Agrawal, C.; Gotherwal, D.; Singh, C.:** "Effect of surface thickness on the wetting front velocity during jet impingement surface cooling", *Heat and Mass Transfer* 53(2) (2017), S. 733-741
- [40] **Nallathambi, A.K.; Specht E.:** "Estimation of heat flux in array of jets quenching using experimental and inverse finite element method", *Journal of Materials Processing Technology* 209 (2009), S. 5325-5332
- [41] **Nallathambi, A.K.; Alam, U.; Specht, E.:** "Heat flux estimation in direct chill casting using experimental and inverse finite element method", *Proceedings of ASME 2008 Summer Heat Transfer Conference*, August 10-14, Jacksonville, Florida, USA (2008), HT 2008-56500, S. 685-691, ISBN 978-0-7918-4847-0
- [42] **Wells, M.A.; Li, D.; Cockcroft, S.L.:** "Influence of Surface Morphology, Water Flow Rate, and Sample Thermal History on the Boiling-Water Heat Transfer during Direct-Chill Casting of Commercial Aluminum Alloys", *Metallurgical and Materials Transactions B* 32B (2001), S. 929-939
- [43] **Kulkarni, G.; Nallathambi, A.K.; Specht, E.:** "Eulerian Steady State Solution of Boiling curve for Impinging Water Jet on Moving Hot Metal Plate", *Journal of Heat and Mass Transfer* (2018), (online), DOI: 10.2007/s00231-018-02556-z
- [44] **Waldeck, St.; Woche, H.; Specht, E.; Fritsching, U.:** "Evaluation of heat transfer in Quenching Processes with Impinging Liquid Jets", *International Journal of Thermal Sciences* 134 (2018), S. 160-167
- [45] **Woche, H.; Fang, Y.; Specht, E.:** "Heat transfer analysis during metal cooling with sprays and jets", *Heat Processing* 1 (2018), S. 41-47
- [46] **Woche, H.; Fang, Y.; Specht, E.:** "Wärmeübergang von Sprays und Strahlen bei der Kühlung heißer Metalle", *Prozesswärme* 1 (2018), S. 129-136
- [47] **Sabariman, S.; Fang, Y.; Specht, E.:** "Analytical Model for Describing Experimental Results on Parameters Influencing Heat Transfer in Film Boiling with Spray Quenching", *Heat Transfer Engineering* (22. Dec. 2017), (online), DOI: 10.1080/01457632.2017.1404551
- [48] **Jiang, P.; Wang, Q.; Sabariman, S.; Specht, E.:** "Experimental Study of Heat Transfer of Pressurized Spray Cooling on the Heated Plate by Using 45° Full cone Nozzles", *Applied Mechanics and Materials* Vol. 535 (2014), S. 32-36
- [49] **Zhao, P.; Sabariman, S.; Specht, E.; Song, X.:** "Influence of Jet Velocities and Material Properties in Quenching of Metal with Array of Jets", *Advanced Materials Research* Vol. 1090 (2015), S. 63-68

- [50] **Specht, E.; Woche, H.; Fang, Y.; Hoffmann, J.:** "Örtlicher Wärmeübergang von Sprays und Strahlen bei der Intensivkühlung von Metallen", 1. Aachener Ofenbau- und Thermoprozess-Kolloquium (11.-12. Mai 2017), S. 75-86
- [51] **Weckman, D.C.; Niessen, P.:** "A Numerical Simulation of the D. C. Continuous Casting Process Including Nucleate Boiling Heat Transfer", Metallurgical Transactions B 13B (1982), S. 593-602
- [52] **Bakken, J. A.; Bergström, T.:** "Heat transfer measurements during DC casting of aluminium part i: Measurement technique", Journal of Light Metals (1986), S. 646-652, [https://doi.org/10.1007/978-3-319-48228-6\\_80](https://doi.org/10.1007/978-3-319-48228-6_80)
- [53] **Drezet, J.-M.; Rappaz, M.; Grün, G.-U.; Gremaud, M.:** "Determination of Thermophysical Properties and Boundary Conditions of Direct Chill-Cast Aluminum Alloys Using Inverse Methods", Metallurgical and Materials Transactions A 31A (2000), S. 1627-1634
- [54] **Opstelten, J.; Rabenberg, J.M.:** "Determination of the Thermal Boundary Condition during Aluminium DC Casting from Experimental Data using Inverse Modeling", Essential Readings in Light Metals (2016), S. 665-679, [https://doi.org/10.1007/978-3-319-48228-6\\_83](https://doi.org/10.1007/978-3-319-48228-6_83)
- [55] **Caron, E.J.F.R.; Wells, M.A.:** "Effect of Advanced Cooling Front (ACF) Phenomena on Film Boiling and Transition Boiling Regimes in the Secondary Cooling Zone during the Direct-Chill Casting of Aluminium Alloys", Materials Science Forum, Trans Tech Publications Ltd (2006) S. 1687-1692, <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/msf.519-521.1687>
- [56] **Modak, M.; Srinivasan, S.; Garg, K.; Chougule, S.S.; Agarwal, M.K.; Sahu, S.K.:** "Experimental investigation of heat transfer characteristics of the hot surface using Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-water nanofluids", Chemical Engineering and Processing: Process Intensification 91 (2015), S. 104-113, <https://doi.org/10.1016/j.cep.2015.03.006>
- [57] **Sharma, A.K.; Sahu, S.K.:** "The thermal and rewetting behavior of hot moving surface by water jet impingement", Applied Thermal Engineering 159 (2019), <https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2019.113950>
- [58] **Fujimoto, H.; Shiramasa, Y.; Morisawa, K.; Hama, T.; Takuda, H.:** "Heat transfer characteristics of a pipe-laminar jet impinging on a moving hot solid", ISIJ International 55 (2015), <https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2015-124>
- [59] **Vakili, S.; Gadala, M.S.:** "Boiling heat transfer of multiple impinging jets on a hot moving plate", Heat Transfer Engineering 34 (7) (2013), S. 580-595, <https://doi.org/10.1080/01457632.2013.730412>
- [60] **Hnizdil, M.; Chabicovsky, M.; Raudensky, M.:** "Influence of the Impace Angle and Pressure on the Spray Cooling of Vertically Moving Hot Steel Surfaces", Materials and Technology 49 (2015), S. 333-336, <https://doi.org/10.17222/mit.2013.239>
- [61] **Jha, J.M.; Ravikumar, S.V.; Sarkar, I.; Pal, S.K.; Chakraborty, S.:** "Ultrafast cooling processes with surfactant additive for hot moving steel plate", Experimental Thermal Fluid Science 68 (2015), S. 135-144, <https://doi.org/10.1016/j.expthermflusci.2015.04.004>
- [62] **Wang, B.; Liu, Z.; Zhang, B.; Wang, Z.; Wang, G.:** "Heat transfer characteristic of slit nozzle impingement on high-temperature plate surface", ISIJ International 59 (2019), S. 900-907, <https://doi.org/10.2355/isijinternational.ISIJINT-2018-576>
- [63] **Gradeck, M.; Kouachi, A.; Lebouché, M.; Volle, F.; Maillet, D.; Borean, J.L.:** "Boiling Curves in Relation to Quenching of a High Temperature Moving Surface with Liquid Jet Impingement", International Journal of Heat and Mass Transfer 52 (2009), S. 1094-1104, <https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2008.09.015>

- [64] **Caron, E.; Wells, M.A.:** "Secondary cooling in the direct-chill casting of magnesium alloy AZ31", *Metallurgical and Materials Transactions B: Process Metallurgy and Materials Processing Science* 40 (2009), S. 585-595, <https://doi.org/10.1007/s11663-009-9254-y>
- [65] **Chester, N.L.; Wells, M.A.; Prodanovic, V.:** "Effect of inclination angle and flow rate on the heat transfer during bottom jet cooling of a steel plate", *Journal of Heat Transfer* 134 (2012), <https://doi.org/10.1115/1.4007127>
- [66] **Specht, E.; Sabariman, S.:** "Einfluss der Wasserqualität auf den Wärmeübergang bei der Kühlung heißer Metalle", *Gaswärme International* 5 (2014), S. 77-82
- [67] **Sabariman, S.; Specht, E.:** "Heat Transfer in Spray Quenching of Hot Metals", *Heat Processing* 4 (2014), S. 45-51
- [68] **Sarler, B.; Mencinger, J.:** "Solution of temperature field in dc cast aluminum alloy billet by the dual reciprocity boundary element method", *International Journal of Numerical Methods for Heat and Fluid Flow* 9 (1999), S. 269-295
- [69] **Zaloznik, M.; Bajsoc, I.; Sarler, B.:** "Nondestructive experimental determination of the heat flux during cooling of direct chill cast aluminum alloy billets", *MATERIALI IN TEHNOLOGIJE*, 36 (2002), S. 121-125
- [70] **Kiss, L.; Meenken, T.; Charette, A.; Lefebvre, Y.; Levesque, R.:** "Experimental study of the heat transfer along the surface of a water-Im cooled ingot", *Light Metals* (2002), S. 981-986
- [71] **Sengupta, J.; Cockcroft, S. L.; Maijer, D. M.; Wells, M. A.; Larouche, A.:** "The effect of water ejection and water incursion on the evolution of thermal field during start-up phase of the direct chill casting process", *Journal of Light Metals* 2 (2002), S. 137-148
- [72] **Fang, Y.:** "Influence of nozzle type and configuration and surface roughness on heat transfer during metal quenching with water", Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg (2019)
- [73] **Xylem Analytics GermanySales GmbH & Co KG, WTW:** "Leitfähigkeitsfibel", Weilheim (2014)
- [74] **Hof, J.:** "Experimentelle Untersuchung der Strömungstopographie von Sprühdüsenfeldern auf horizontalen Oberflächen", Dissertation, Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen (2023)
- [75] **Mehdi, B.:** "Heat Transfer Analysis in Quenching of Stationary and Moved Hot Metal Plates using Different Arrays of Spray Nozzles", Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg (2024)
- [76] **Gopalkrishna, S. B.:** "Local Heat Transfer and Stress Analysis during Quenching of Moving Metal Plates using Array of Jets", Dissertation, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg (2022)

## A Anhang

### A.1 Ergebnisse für AA6082

#### A.1.1 Variation der Blechgeschwindigkeit

AA6082,  $s = 3 \text{ mm}$

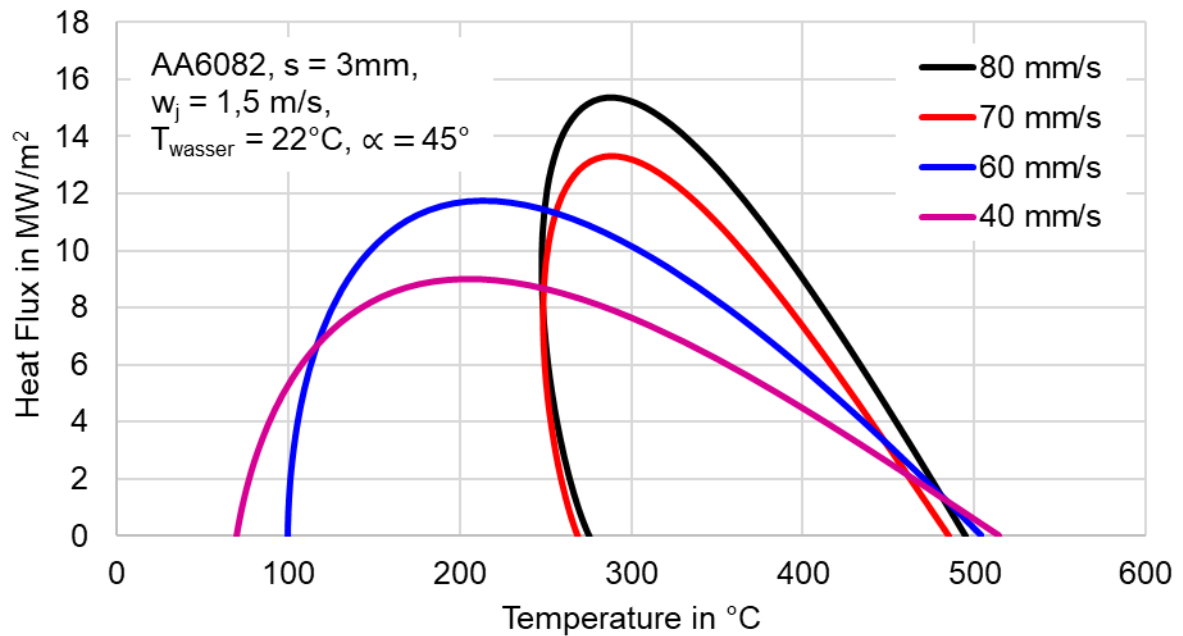


Abbildung 88: Heatflux über Temperatur (Var.  $w_p$ ,  $T_W = 22^\circ\text{C}$ )

Tabelle 12: Parameter (AA6082, Var.  $w_p$ ,  $T_W = 22^\circ\text{C}$ )

	$w_p$ in mm/s	$z^*$ in mm	$q_{\text{max}}$ in MW/m <sup>2</sup>	$T_{\text{DNB}}$ in °C
AA6082, $s = 3 \text{ mm}$ , $w_j = 1,5 \text{ m/s}$ , $T_W = 22^\circ\text{C}$ , $\alpha = 45^\circ$	40	10.99	9.01	211.44
	60	12.36	11.76	212.64
	70	11.67	13.3	287.74
	80	10.88	15.37	285.80

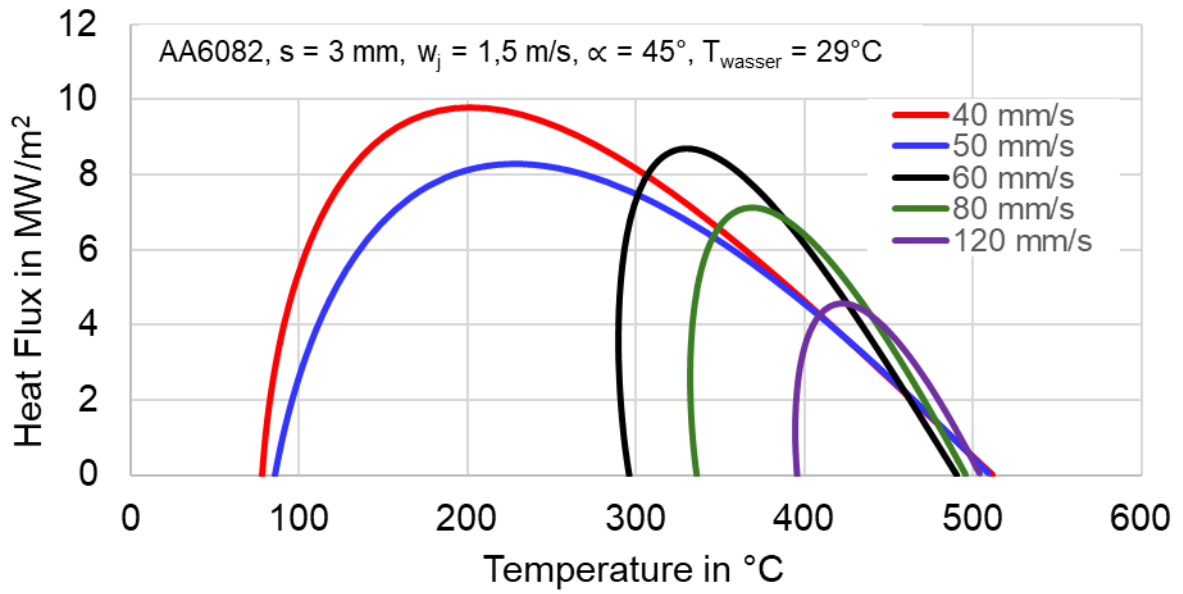


Abbildung 89: Heatflux über Temperatur (Var.  $w_p$ ,  $T_W = 29^\circ\text{C}$ )

Tabelle 13: Parameter (AA6082, Var.  $w_p$ ,  $T_W = 29^\circ\text{C}$ )

	$w_p$ in mm/s	$z^*$ in mm	$T_{\text{DNB}}$ in $^\circ\text{C}$	$q_{\text{max}}$ in $\text{MW/m}^2$
AA6082, $s = 3 \text{ mm}$ , $w_j = 1,5 \text{ m/s}$ , $T_W = 29^\circ\text{C}$ , $\alpha = 45^\circ$	40	14.42	201.31	9.78
	50	19.92	225.14	8.29
	60	11.67	329.55	8.68
	80	11.67	372.28	7.09
	120	17.17	421.22	4.56

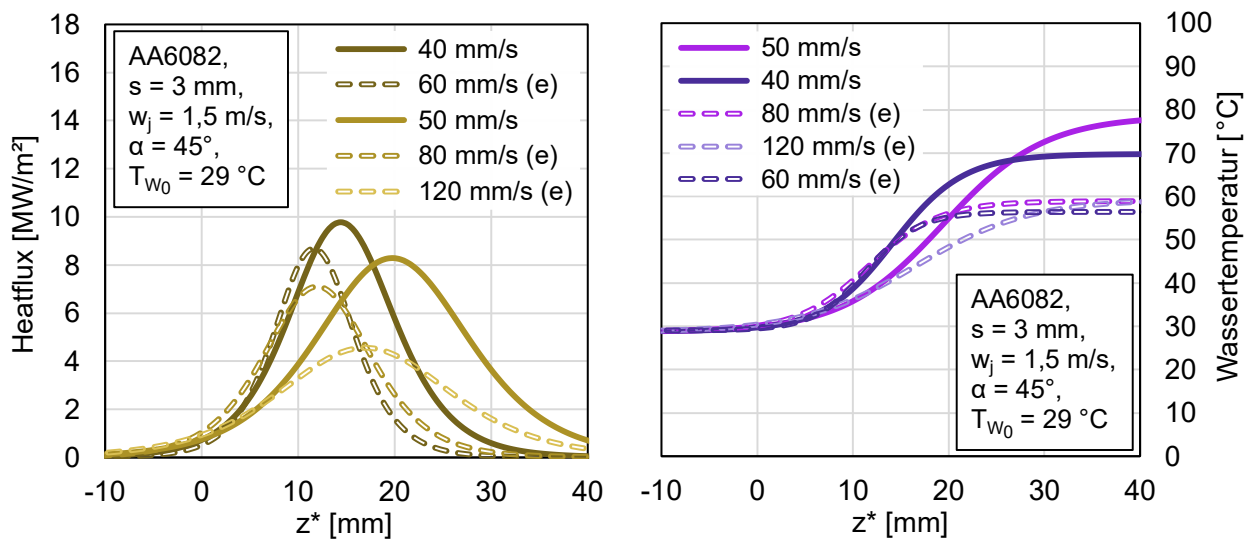


Abbildung 90: Heatflux und Anstieg der mittleren Wassertemperatur (Var.  $w_p$ ,  $T_W = 29^\circ\text{C}$ )

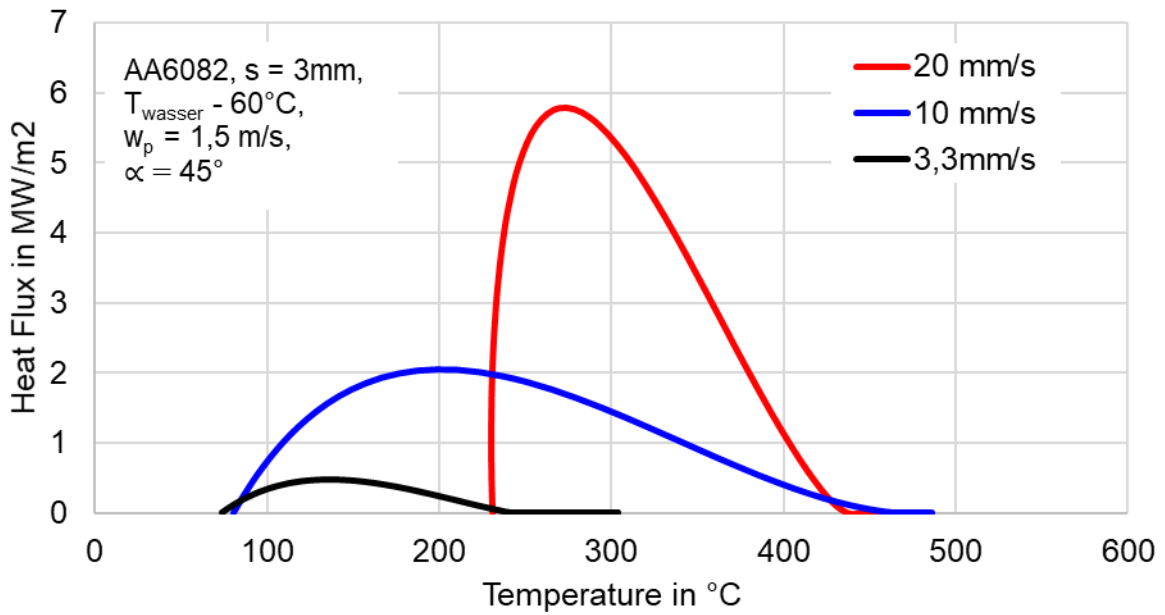


Abbildung 91: Heatflux über Temperatur (Var.  $w_p$ ,  $T_W = 60\text{ °C}$ )

Tabelle 14: Parameter (AA6082, Var.  $w_p$ ,  $T_W = 60\text{ °C}$ )

AA6082, $s = 3\text{ mm}$ , $w_j = 1,5\text{ m/s}$ , $T_W = 60\text{ °C}$ , $\alpha = 45^\circ$	$w_p$ in mm/s	$z^*$ in mm	$q_{max}$ in MW/m <sup>2</sup>	$T_{DNB}$ in °C
	10	4.12	2.05	198.69
	20	12.36	5.78	270.26

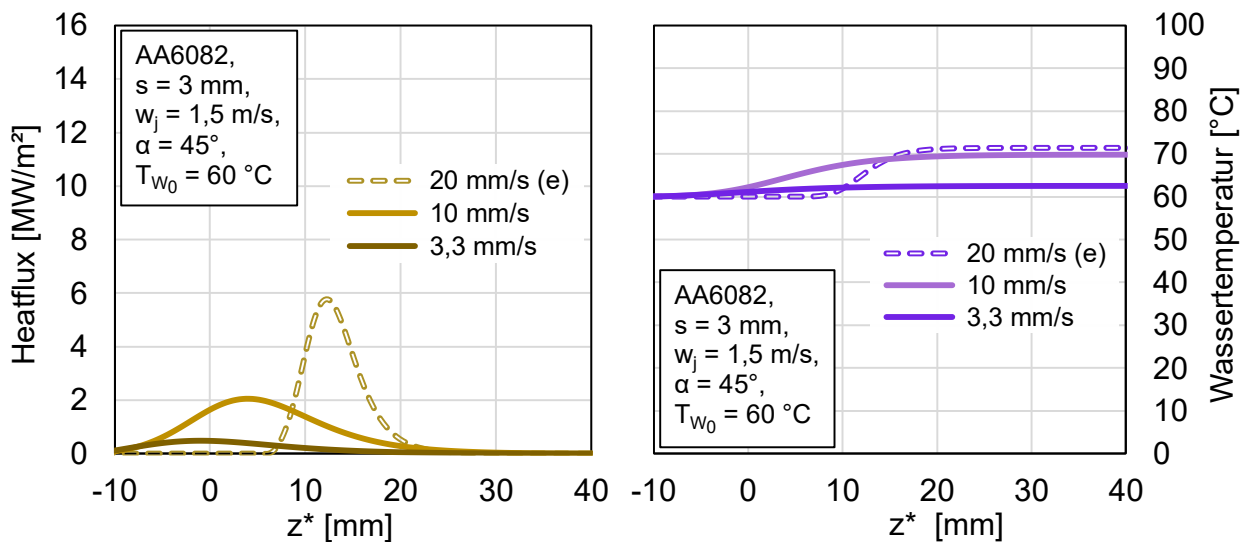
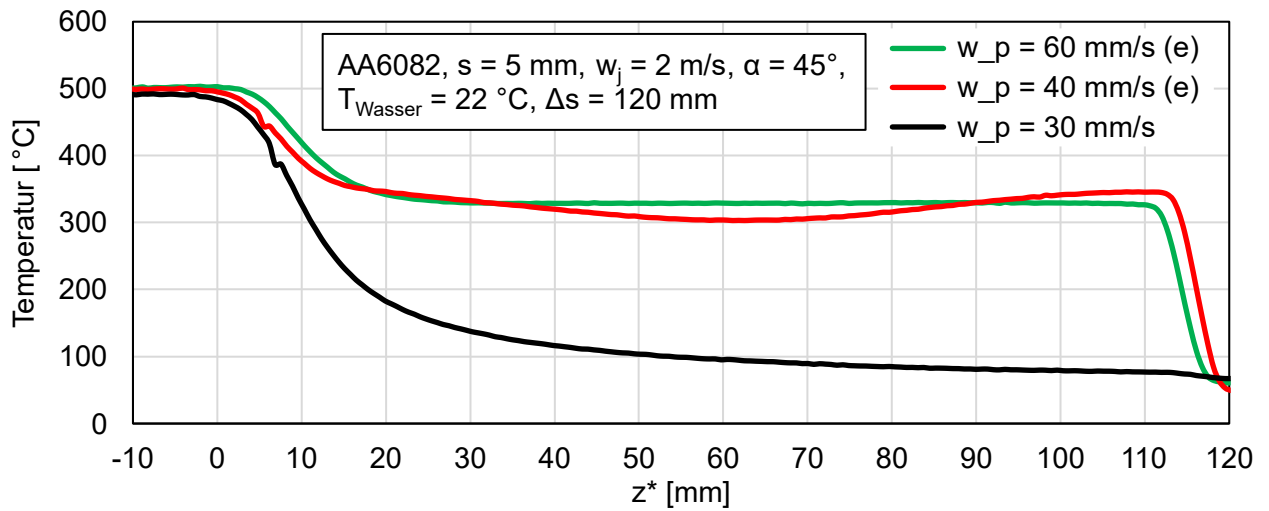


Abbildung 92: Heatflux und Anstieg der mittleren Wassertemperatur (Var.  $w_p$ ,  $T_W = 60\text{ °C}$ )

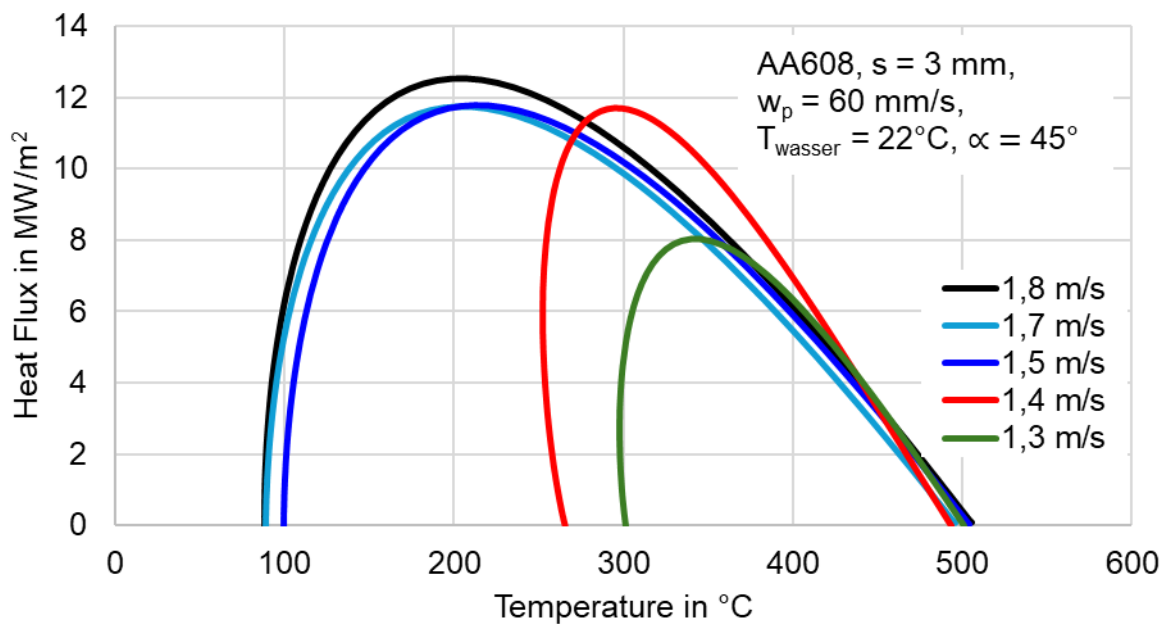
**AA6082, s = 5 mm**



**Abbildung 93:** Temperaturverteilung bei Variation der Blechgeschwindigkeit (s = 5 mm)

**A.1.2 Variation der Strahlgeschwindigkeit**

**AA6082, s = 3 mm**

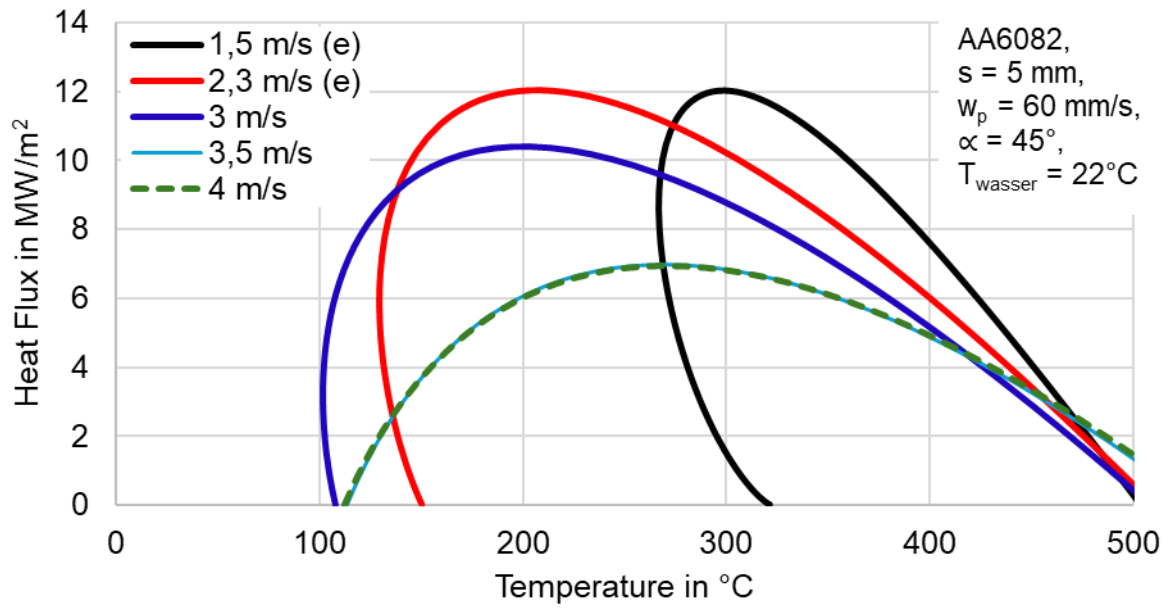


**Abbildung 94:** Heatflux über Temperatur (Var.  $w_j$ , s = 3 mm,  $T_W = 22\text{ °C}$ )

**Tabelle 15:** Parameter (AA6082, Var.  $w_j$ , s = 3 mm,  $T_W = 22\text{ °C}$ )

	$w_j$ in m/s	$z^*$ in mm	$q_{max}$ in MW/m <sup>2</sup>	$T_{DNB}$ in °C
AA6082, s = 3 mm, $w_p = 60$ mm/s, $T_{wasser} = 22\text{ °C}$ , $\alpha = 45^\circ$	1,3	10.99	8.02	339.63
	1,5	12.36	11.76	212.64
	1,4	6.87	11.70	294.74
	1,7	10.99	11.72	202.35
	1,8	8.24	12.51	198.58

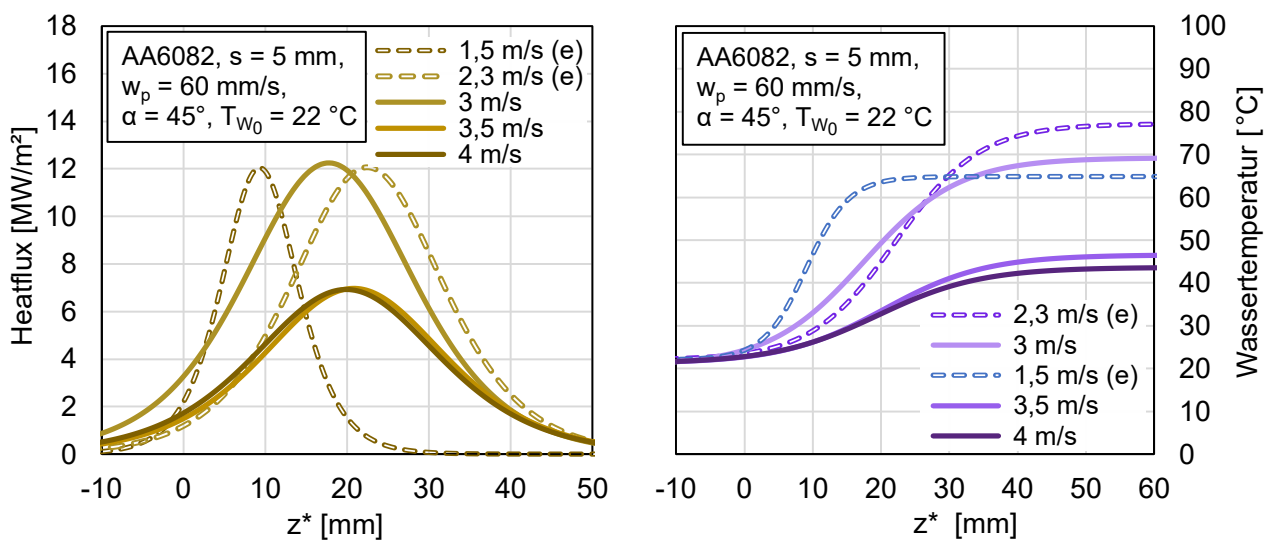
**AA6082, s = 5 mm**



**Abbildung 95:** Heatflux über Temperatur (Var.  $w_j$ ,  $s = 5 \text{ mm}$ ,  $T_W = 22 \text{ °C}$ )

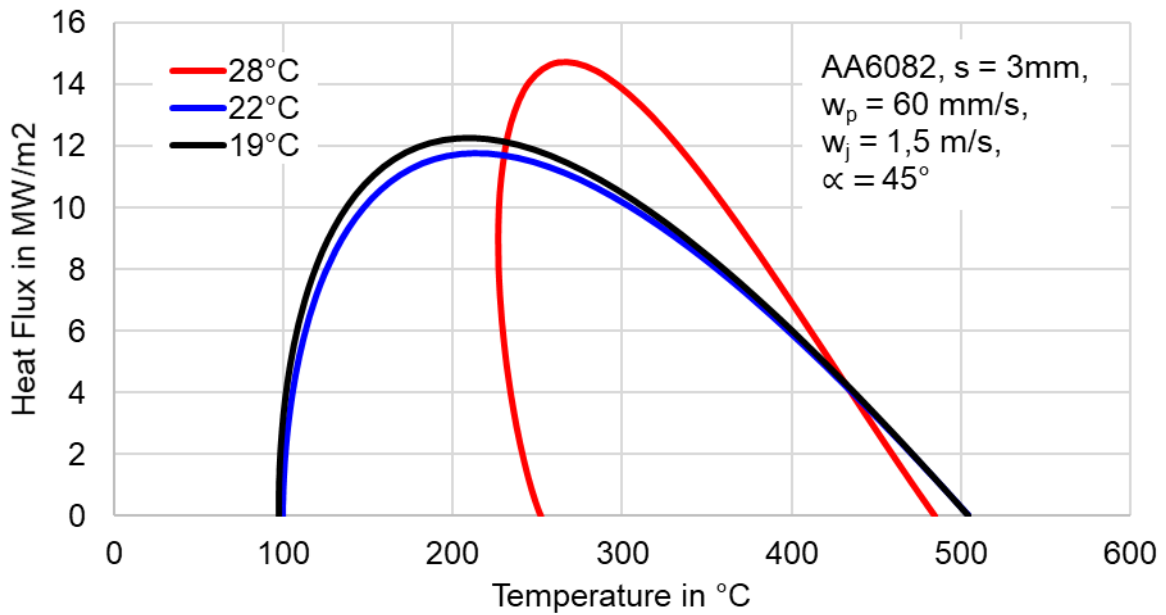
**Tabelle 16:** Parameter (AA6082, Var.  $w_j$ ,  $s = 5 \text{ mm}$ ,  $T_W = 22 \text{ °C}$ )

	$w_j$ in m/s	$z^*$ in mm	$q_{\max}$ in MW/m <sup>2</sup>	$T_{\text{DNB}}$ in °C
AA6082, $s = 5 \text{ mm}$ , $w_p = 60 \text{ mm/s}$ , $T_W = 22 \text{ °C}$ , $\alpha = 45^\circ$	4	19.92	6.93	269.89
	3,5	20.61	6.97	271.69
	3	25.41	10.38	194.72
	2,3	22.67	12.05	203.19
	1,5	9.61	12.0	293.43



**Abbildung 96:** Heatflux und Anstieg der mittleren Wassertemperatur (Var.  $w_j$ ,  $s = 5 \text{ mm}$ ,  $T_W = 22 \text{ °C}$ )

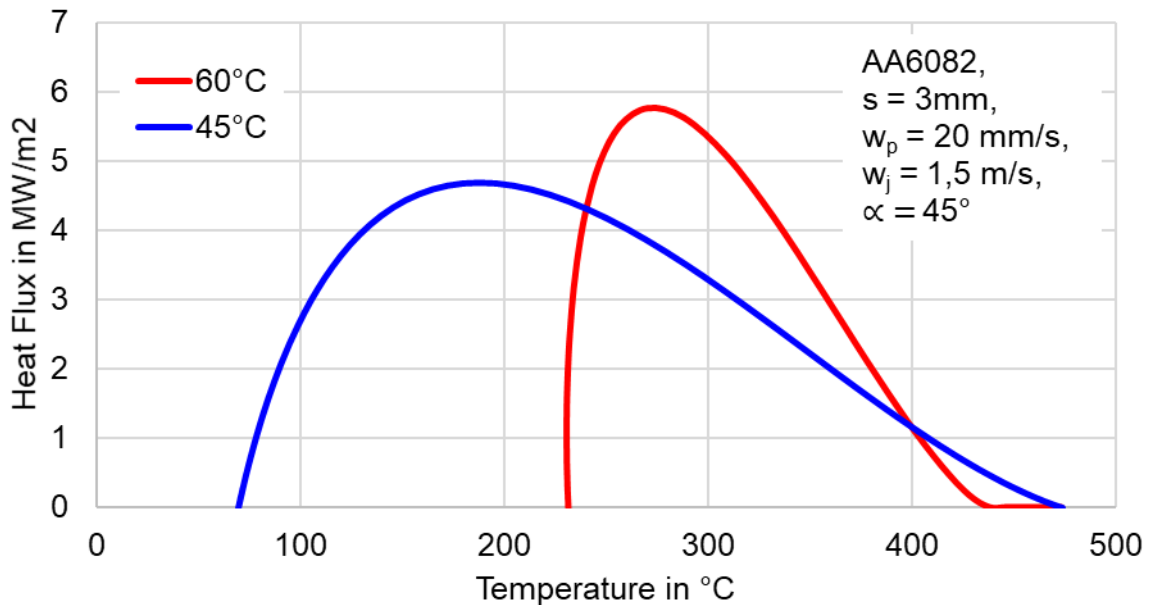
**A.1.3 Variation der Wassertemperatur**



**Abbildung 97:** Heatflux über Temperatur (Var.  $T_w$ ,  $s = 3 \text{ mm}$ ,  $w_p = 60 \text{ mm/s}$ ,  $w_j = 1,5 \text{ m/s}$ )

**Tabelle 17:** Parameter (AA6082, Var.  $T_w$ ,  $s = 3 \text{ mm}$ ,  $w_p = 60 \text{ mm/s}$ ,  $w_j = 1,5 \text{ m/s}$ )

	$T_w$ in °C	$z^*$ in mm	$q_{max}$ in MW/m <sup>2</sup>	$T_{DNB}$ in °C
AA6082, $s = 3 \text{ mm}$ , $w_p = 60 \text{ mm/s}$ , $w_j = 1,5 \text{ m/s}$ , $\alpha = 45^\circ$	28	6.183	14.7	262.09
	22	12.36	11.76	212.64
	19	15.11	12.3	202.74



**Abbildung 98:** Heatflux über Temperatur (Var.  $T_w$ ,  $s = 3 \text{ mm}$ ,  $w_p = 20 \text{ mm/s}$ ,  $w_j = 1,5 \text{ m/s}$ )

**Tabelle 18:** Parameter (AA6082, Var.  $T_w$ ,  $s = 3 \text{ mm}$ ,  $w_p = 20 \text{ mm/s}$ ,  $w_j = 1,5 \text{ m/s}$ )

AA6082, $s = 3 \text{ mm}$ , $w_p = 20 \text{ mm/s}$ , $w_j = 1,5 \text{ m/s}$ , $\alpha = 45^\circ$	$T_w$ in °C	$z^*$ in mm	$q_{max}$ in MW/m <sup>2</sup>	$T_{DNB}$ in °C
	45	17.17	4.67	196.04
	60	12.36	5.78	270.26

### A.1.4 Variation der Wasserqualität

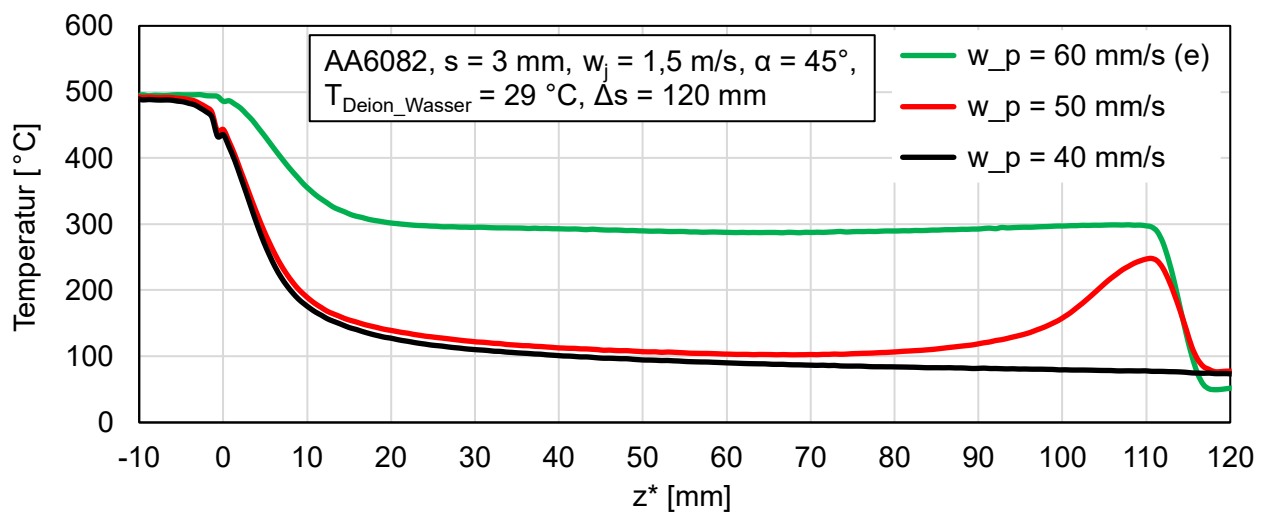


Abbildung 99: Temperaturverteilung bei Variation der Blechgeschwindigkeit (Deionisiertes Wasser)

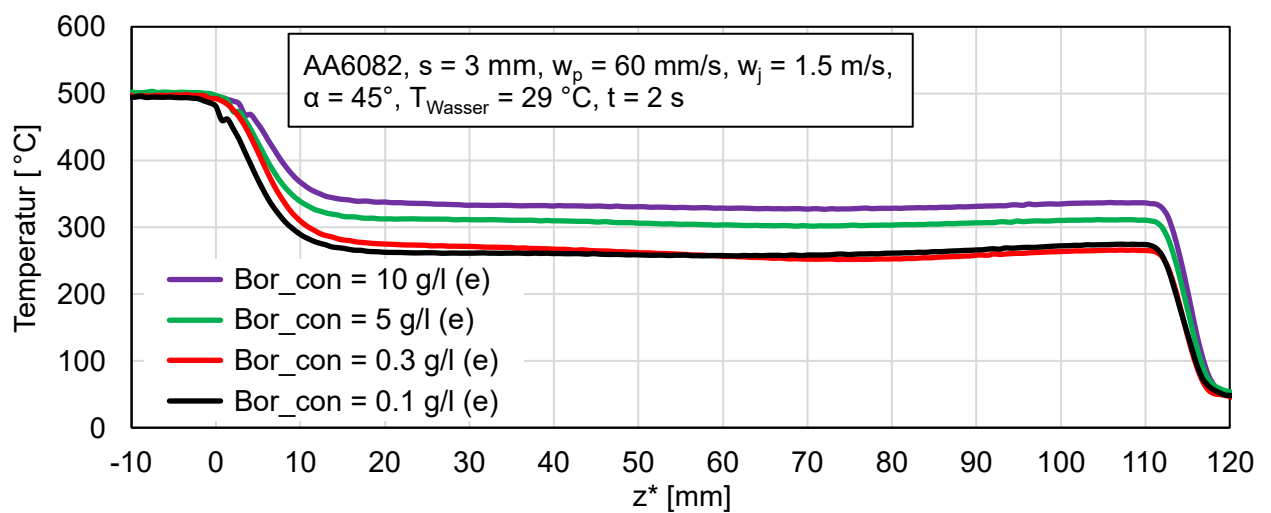
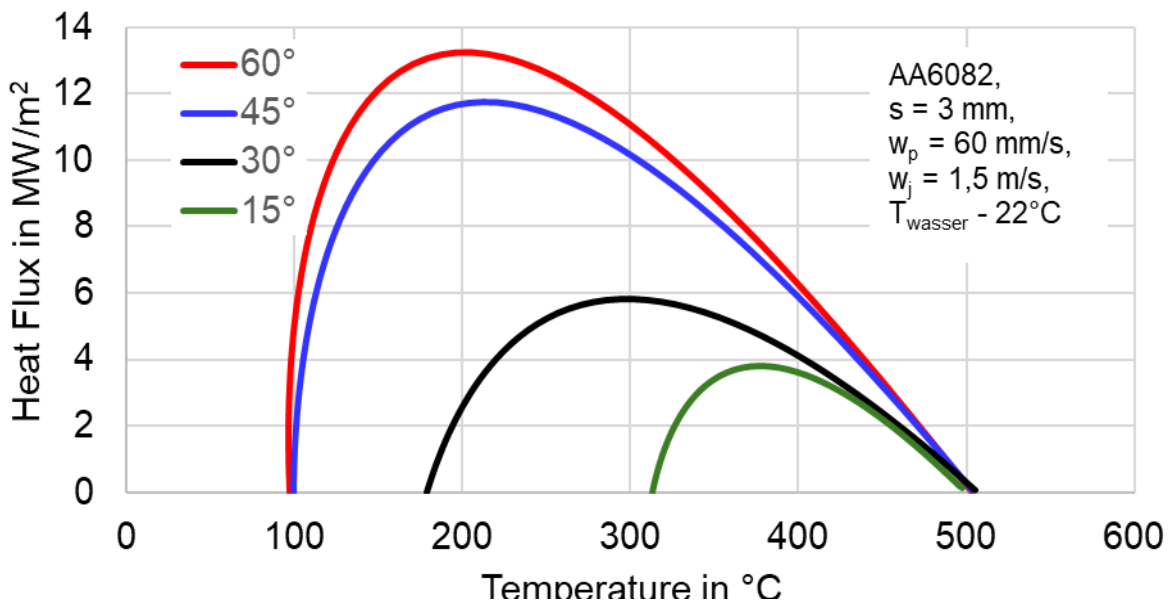


Abbildung 100: Temperaturverteilung bei Variation der Boraxkonzentration

**A.1.5 Variation des Stahlwinkel**

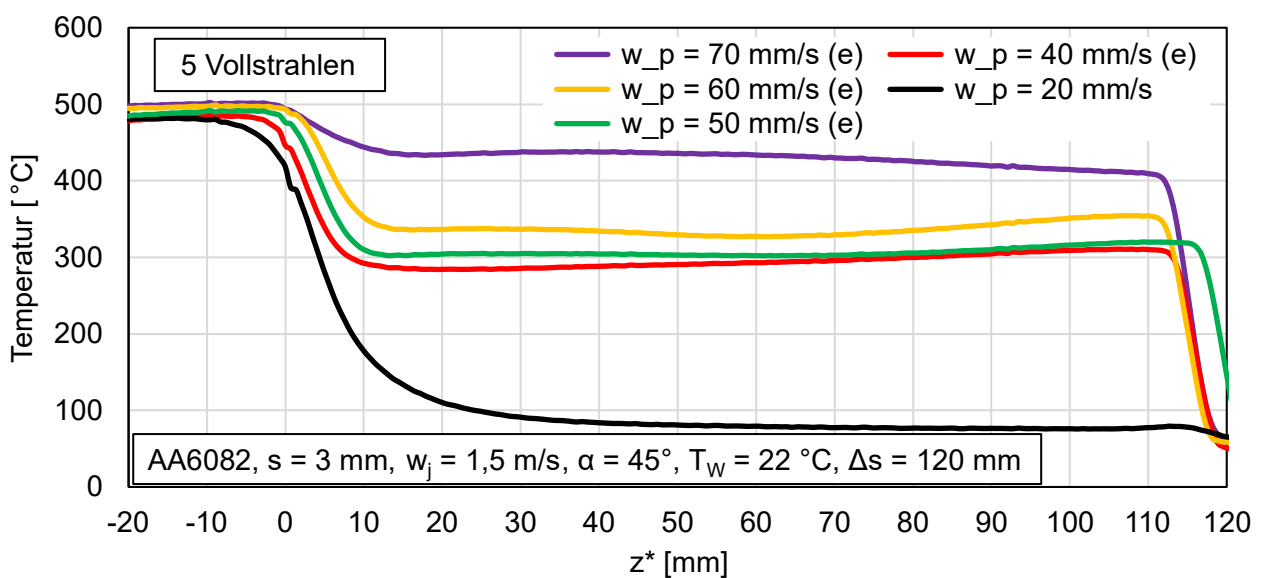


**Abbildung 101:** Heatflux über Temperatur (Var.  $\alpha$ ,  $s = 3$  mm,  $w_p = 60$  mm/s,  $w_j = 1,5$  m/s)

**Tabelle 19:** Parameter (AA6082, Var.  $\alpha$ ,  $s = 3$  mm,  $w_p = 60$  mm/s,  $w_j = 1,5$  m/s)

	$\alpha$	$z^*$ in mm	$T_{DNB}$ in °C	$q_{max}$ in MW/m <sup>2</sup>
AA6082, s = 3 mm, w <sub>p</sub> = 60 mm/s, w <sub>j</sub> = 1,5 m/s, T <sub>w</sub> = 22 °C	15°	10.99225	376.9087	3.814967
	30°	19.92346	301.8566	5.828186
	45°	12.366	212.6471	11.76613
	60°	13.05346	187.6226	13.17022

**A.1.6 Ergebnisse für eine Kühlung mit 5 Vollstrahlen**



**Abbildung 102:** Temperaturverteilung bei Variation der Blechgeschwindigkeit (5 Vollstrahlen)

## A.2 Ergebnisse für Nickel

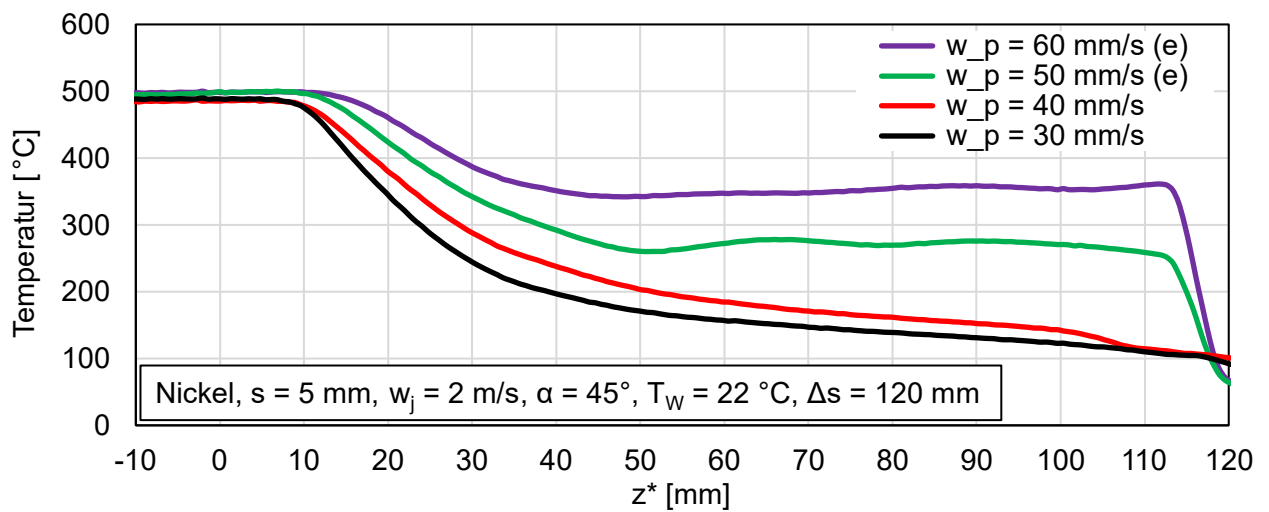


Abbildung 103: Temperaturverteilung bei Variation des Blechgeschwindigkeit (Nickel,  $s = 5 \text{ mm}$ )

## A.3 Ergebnisse für Kupfer

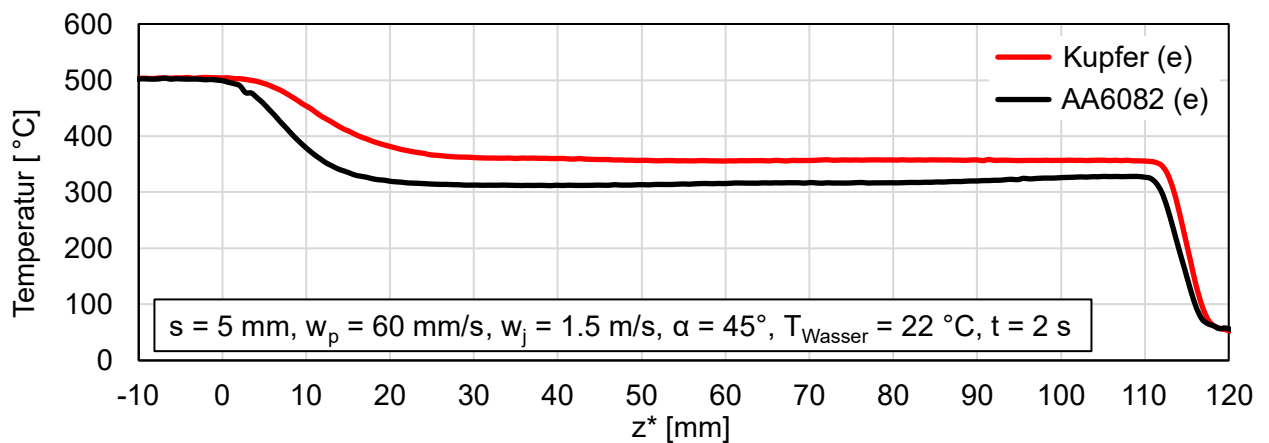


Abbildung 104: Temperaturverteilung - AA6082 vs. Kupfer ( $s = 5 \text{ mm}$ ,  $w_p = 60 \text{ mm/s}$ )

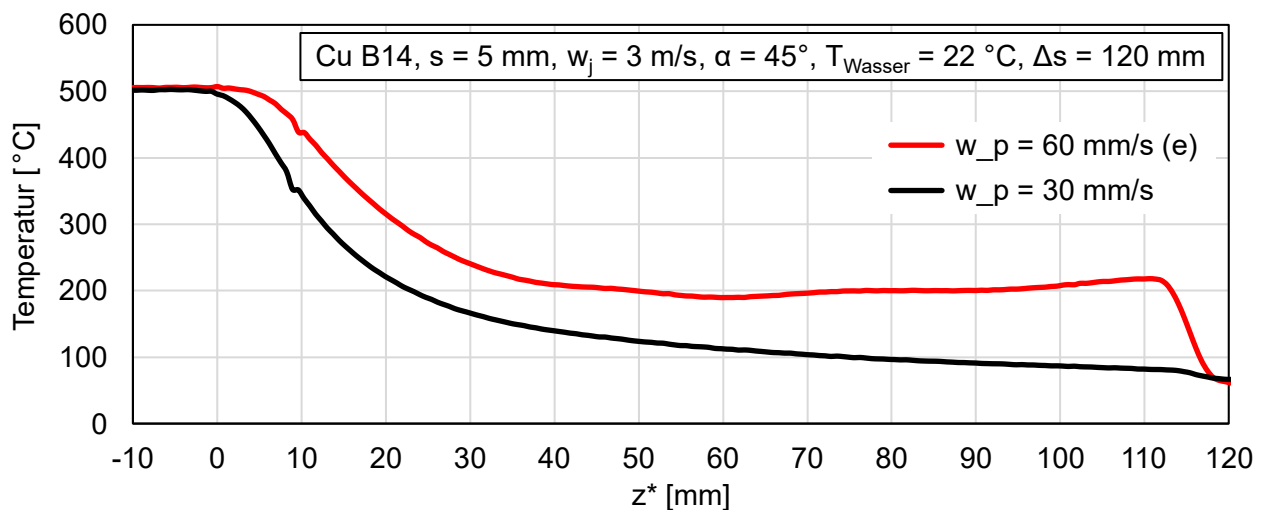


Abbildung 105: Temperaturverteilung bei Variation des Blechgeschwindigkeit (Kupfer,  $w_j = 3 \text{ m/s}$ )

#### A.4 Ergebnisse für eine Kühlung mit Pulsation

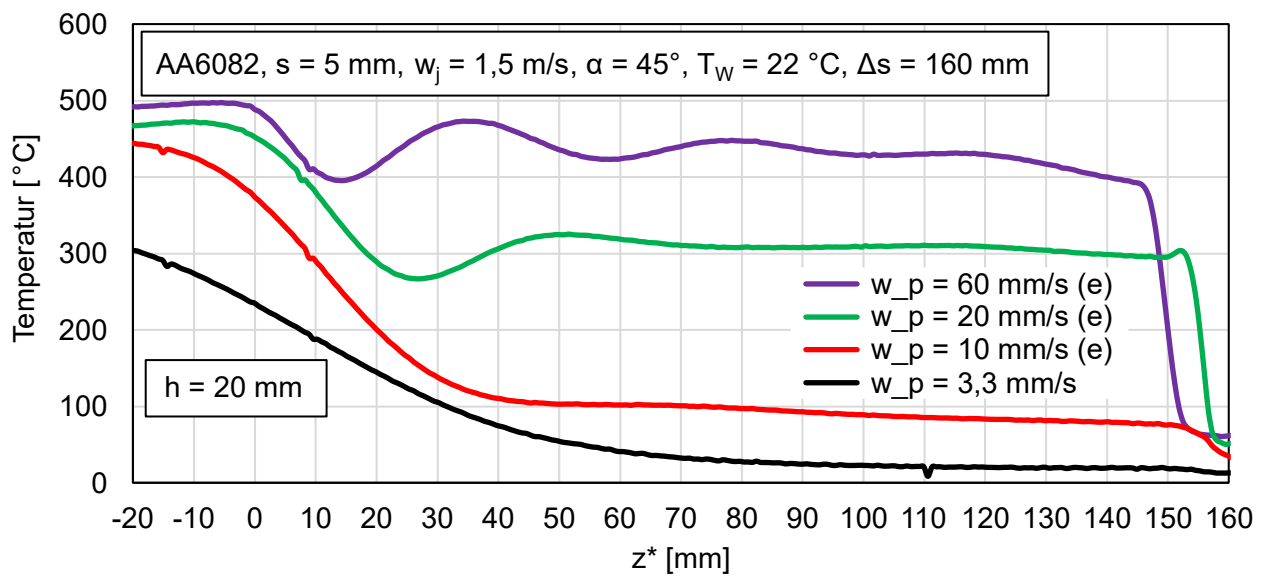


Abbildung 106: Temperaturverteilung bei Variation des Blechgeschwindigkeit (Pulsation,  $h = 20 \text{ mm}$ )

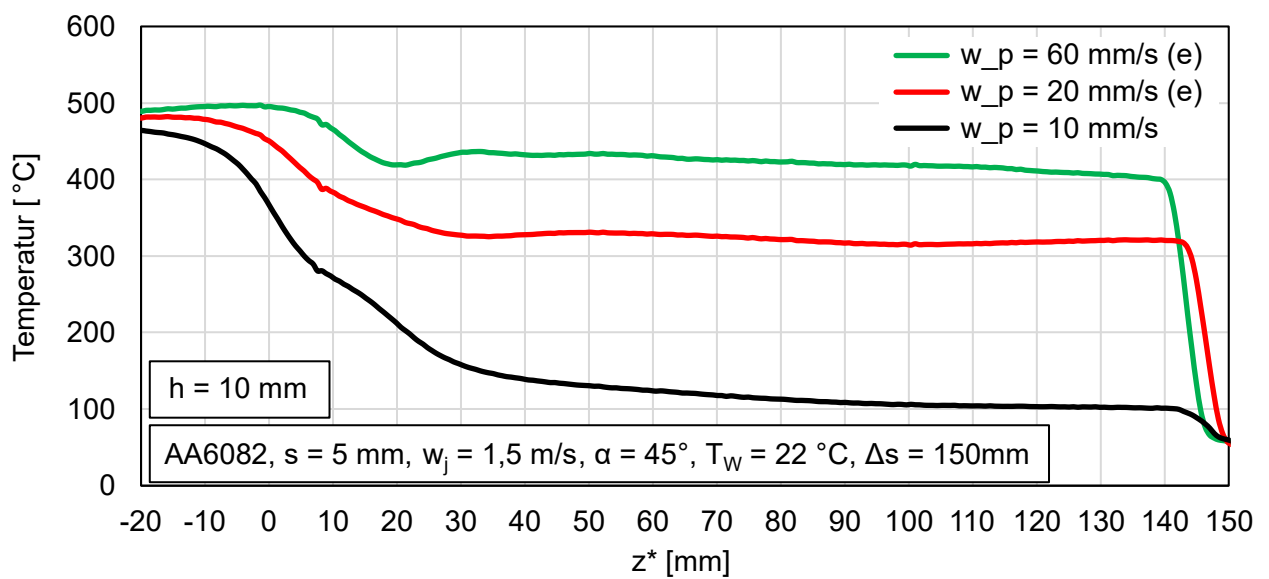


Abbildung 107: Temperaturverteilung bei Variation des Blechgeschwindigkeit (Pulsation,  $h = 10 \text{ mm}$ )

## A.5 Ergebnisse der Messungen von Rauheitskennwerten

Al-Legierung AA5083, reale Rauigkeit									
Material und Gießverfahren		In Stranggussrichtung				Quer zur Stranggussrichtung			
		Linie 1	Linie 2	Linie 3	Ø L. 1-3	Linie 4	Linie 5	Linie 6	Ø L. 4-6
Konventioneller Kokillenguss (Conventional Direct-Chill Casting) Originaloberfläche aus der Industrie	$R_a$ [ $\mu\text{m}$ ]	27,8	53,8	56,9	<b>46,2</b>	50,2	32,8	47,4	<b>43,5</b>
	$R_v$ [ $\mu\text{m}$ ]	71,2	108,0	144,8	<b>108,0</b>	132,0	117,6	122,1	<b>123,9</b>
	$R_t$ [ $\mu\text{m}$ ]	172,5	465,9	360,2	<b>332,9</b>	404,0	306,7	316,7	<b>342,5</b>
	$R_z$ [ $\mu\text{m}$ ]	134,6	251,7	270,1	<b>218,8</b>	246,3	192,5	223,3	<b>220,7</b>
	$R_{z,max}$ [ $\mu\text{m}$ ]	172,5	465,9	360,2	<b>332,9</b>	351,0	286,5	263,5	<b>300,3</b>

Al-Legierung AA5083, reale Rauigkeit									
Material und Gießverfahren		In Stranggussrichtung				Quer zur Stranggussrichtung			
		Linie 1	Linie 2	Linie 3	Ø L. 1-3	Linie 4	Linie 5	Linie 6	Ø L. 4-6
EMC-Kokillenguss (Electro-Magnetic Casting) Originaloberfläche aus der Industrie	$R_a$ [ $\mu\text{m}$ ]	2,8	1,6	-	<b>2,2</b>	2,9	2,8	-	<b>2,9</b>
	$R_v$ [ $\mu\text{m}$ ]	14,8	7,9	-	<b>11,4</b>	13,9	10,6	-	<b>12,2</b>
	$R_t$ [ $\mu\text{m}$ ]	22,8	15,8	-	<b>19,3</b>	24,1	19,9	-	<b>22,0</b>
	$R_z$ [ $\mu\text{m}$ ]	16,1	12,6	-	<b>14,4</b>	15,2	16,6	-	<b>15,9</b>
	$R_{z,max}$ [ $\mu\text{m}$ ]	22,8	15,3	-	<b>19,1</b>	21,8	19,7	-	<b>20,8</b>

Al-Legierung AA5083, technisch glatte Oberfläche								
Material und Gießverfahren		Linie 1	Linie 2	Linie 3	Linie 4	Linie 5	Linie 6	Ø Linien 1-6
		Techn. glatte Oberfläche durch Drehen reale Stranggussprobe aus EMC-Kokillenguss	$R_a$ [ $\mu\text{m}$ ]	0,7	0,5	0,7	0,8	0,7
$R_v$ [ $\mu\text{m}$ ]	5,7		2,3	4,9	5,3	3,7	4,9	<b>4,5</b>
$R_t$ [ $\mu\text{m}$ ]	7,8		4,3	7,1	7,8	5,4	7,5	<b>6,7</b>
$R_z$ [ $\mu\text{m}$ ]	5,0		3,0	4,7	5,3	4,5	5,8	<b>4,7</b>
$R_{z,max}$ [ $\mu\text{m}$ ]	7,0		3,9	7,1	7,8	5,4	7,5	<b>6,4</b>

$R_a$  - arithmetischer Mittenrauwert,  $R_v$  - mittlere Rautiefe (Mittelwert der Riefentiefe),

$R_t$  - Rautiefe (Differenz aus höchster Spitze und tiefster Riefe auf Gesamtstrecke),

$R_z$  - gemittelte Rautiefe (Differenz aus höchster Spitze und tiefster Riefe als Mittelwert von 5 Abschnitten der Messstrecke),

$R_{z,max}$  - maximale Einzelrautiefe

**Abbildung 108: Rauheitskennwerte mit Verweis auf die Gusstechnologie [72]**

## Ehrenerklärung

Ich versichere hiermit, dass ich die vorliegende Arbeit vollständig ohne unzulässige Hilfe Dritter und ohne Benutzung anderer als der angegebenen Hilfsmittel angefertigt habe.

Alle verwendeten fremden und eigenen Quellen sind als solche kenntlich gemacht und im Falle einer Ko-Autorenschaft, insbesondere im Rahmen einer kumulativen Dissertation, ist der Eigenanteil richtig und vollständig ausgewiesen. Insbesondere habe ich nicht die Hilfe einer kommerziellen Promotionsberaterin/eines kommerziellen Promotionsberaters in Anspruch genommen. Dritte haben von mir weder unmittelbar noch mittelbar geldwerte Leistungen für Arbeiten erhalten, die im Zusammenhang mit dem Inhalt der vorgelegten Dissertation stehen.

Ich habe insbesondere nicht wissentlich:

- Ergebnisse erfunden oder widersprüchliche Ergebnisse verschwiegen,
- statistische Verfahren absichtlich missbraucht, um Daten in ungerechtfertigter Weise zu interpretieren,
- fremde Ergebnisse oder Veröffentlichungen plagiiert,
- fremde Forschungsergebnisse verzerrt wiedergegeben

Mir ist bekannt, dass Verstöße gegen das Urheberrecht Unterlassungs- und Schadensersatzansprüche der Urheberin/des Urhebers sowie eine strafrechtliche Ahndung durch die Strafverfolgungsbehörden begründen können.

Ich erkläre mich damit einverstanden, dass die Dissertation ggf. mit Mitteln der elektronischen Datenverarbeitung auf Plagiate überprüft werden kann.

Die Arbeit wurde bisher weder im Inland noch im Ausland in gleicher oder ähnlicher Form als Dissertation eingereicht und ist als Ganzes auch noch nicht veröffentlicht.

Magdeburg, den 30.04.2025

Stephan Ryll

## Veröffentlichungen

1. **Narayan, N. M.; Gopalkrishna, S. B.; Mehdi, B.; Ryll, S.; Woche, H.; Specht, E.; Fritsching, U.:** „Investigation of Heat Transfer in Arrays of Water Jets Modelling/ Simulation and Experimental Approach“, 2nd International Conference on Quenching and Distortion Engineering, Virtuelle Konferenz (April 2021)
2. **Mehdi, B.; Gopalkrishna, S. B.; Narayan, N. M.; Ryll, S.; Woche, H.; Specht, E.; Fritsching, U.:** „Quenching of Moving Metal Plates with Flat Sprays and Single Full Jet Nozzle“, 3. Aachener Ofenbau und Thermprocess Kolloquium (AOTK 2021), Aachen (Oktober 2021)
3. **Mehdi, B.; Gopalkrishna, S. B.; Ryll, S.; Specht, E.; Narayan, N. M.; Fritsching, U.:** „Experimental Investigation of Quenching of Moving Hot Metal Plate with Water Using Flat Spray Nozzles“, 7th World Congress on Momentum, Heat and Mass Transfer (MHMT'22), Virtuelle Konferenz (April 2022)
4. **Mehdi, B.; Gopalkrishna, S. B.; Ryll, S.; Woche, H.; Specht, E.; Narayan, N. M.; Fritsching, U.:** „Analysis of Local Heat Transfer in Quenching of Moving Sheets with Flat Spray“, 8th Thermal and Fluids Engineering Conference (TFEC), College Park, Maryland, USA (März 2023)
5. **Mehdi, B.; Ryll, S.; Specht, E.:** „Analysis of the Local Heat Transfer of Quenching of Moving Metal Sheets Made of Different Materials Using Flat Spray Nozzles“, *International Journal – Heat and Mass Transfer* (Springer), Vol. 59 (April 2023)
6. **Ryll, S.; Specht, E.:** „Quenching of Moving Aluminum Sheets in Fields of Flat- and Full- Jet Nozzles“, *Proceedings of the 10th International Conference on Fluid Flow, Heat and Mass Transfer (FFHMT'23)*, Ottawa, Canada (Juni 2023)
7. **Hof, J.; Ryll, S.; Mehdi, B.; Büschgens, D.; End, C.; Specht, E.; Pfeiffer, H.:** „Untersuchung der Wärmestromdichte und der Strömung in Sprühdüsenfeldern auf horizontalen Oberflächen“, 4. Aachener Ofenbau und Thermprocess Kolloquium (AOTK 2023), Aachen (Oktober 2023)
8. **Narayan, N.M.; Gopalkrishna, S. B.; Mehdi, B.; Ryll, S.; Specht, E.; Fritsching, U.:** „Multiphase numerical modeling of boiling flow and heat transfer for liquid jet quenching of a moving metal plate“, *International Journal of Thermal Sciences*, Elsevier, Vol. 194 (Dezember 2023)
9. **Gopalkrishna, S. B.; Kulkarni, G.A.; Ryll, S.; Specht, E.:** „Heat Transfer Analysis during Quenching of Moving Metal Plates using Water Jets from a Mold“, *Thermal Science and Engineering Progress*, Elsevier, Vol. 64 (August 2025)
10. **Ryll, S.; Mehdi, B.; Specht, E.; Hof, J.:** „Influence of various Parameters on the Quenching of Metal Sheets using single Jets and Array of Jets“, 5. Aachener Ofenbau und Thermprocess Kolloquium (AOTK 2025), Aachen (September 2025)

## Betreute Abschlussarbeiten

1. **Shamim Anwar:** „Experimental investigation of quenching of hot metal plates in a spray field“, Master thesis, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, 2023
2. **Sebastian Gawrisch:** „Untersuchung von Einzel-Vollkegeldüsen für die Abschreckung von Metallplatten“, Bachelorarbeit, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, 2023
3. **Ganesh Rajulapati:** „Experimental study of Quenching of AA6082 metal plates using single and spray nozzle field“, Master thesis, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, 2024
4. **Mohammad Farhan Hasan:** „Experimental study of Quenching of nickel plates using single and spray nozzle field“, Master thesis, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, 2024
5. **Chanti Subba Rao Pasupuleti:** „Experimental investigation of the influence of ejecting on the cooling of moving metal plates using mold“, Master thesis, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, 2024
6. **Nishith Reddy Cherukuru:** „Experimental investigation of the influence of ejecting on the cooling of moving aluminium plates (AA6082) using mold“, Master thesis, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, 2025