

# Schlussbericht

---

zu IGF-Vorhaben Nr. 18611 BG

## Thema

Einfluss der Oberflächenrauigkeit auf die Sekundärkühlung beim Stranggießen von  
Nichteisen-Metallen

## Berichtszeitraum

01.01.2016 bis 30.06.2018

## Forschungsvereinigung

Stifterverband Metalle e.V.

## Forschungseinrichtung(en)

Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg, Institut für Strömungstechnik und Thermodynamik

Magdeburg, 20.12.2018]

Prof. Dr.-Ing. Eckehard Specht

---

Ort, Datum

---

Name und Unterschrift aller Projektleiterinnen und Projektleiter der  
Forschungseinrichtung(en)

Gefördert durch:



Bundesministerium  
für Wirtschaft  
und Energie

aufgrund eines Beschlusses  
des Deutschen Bundestages

# Oberflächenrauigkeit

AiF-Vorhaben Nr. 18611 BG/1

## **Einfluss der Oberflächenrauigkeit auf die Sekundärkühlung beim Stranggießen von Nichteisen-Metallen**

### **Kurzfassung**

In diesem Projekt wurde der Einfluss der Oberflächenrauigkeit auf die Kühlung beim Strangguss untersucht. Hierfür wurden experimentelle Untersuchungen an der Universität Magdeburg mit Spraydüsen, Vollstrahldüsen und einer Modellkokille durchgeführt.

In einem ersten Arbeitsschritt wurde die Struktur realer Stranggussflächen untersucht. Dazu wurden verschiedene Rauheitskennwerte messtechnisch ermittelt. Zunächst erfolgte eine Fokussierung auf einzelne Spray- und Vollstrahldüsen, um grundlegende Abhängigkeiten feststellen zu können. Daran schloss sich die Kühlung von Probeblechen mit Kokillenstrahlen bei bewegtem Strang an. Die Proben wurden bis auf 500°C aufgeheizt und anschließend mit Kühlwasser unterschiedlicher Qualität gekühlt. Die Temperaturen der gekühlten Metalllegierungen wurden mit einer Infrarotkamera gemessen. Aus den zeitlich und örtlich sich ändernden Temperaturen können Rückschlüsse auf die Kühlung und den Wärmeübergang gezogen werden. Ein wesentliches Ergebnis der experimentellen Untersuchungen ist die Feststellung, dass sich Spraydüsen wesentlich von Vollstrahldüsen und Kokillenstrahlen unterscheiden. Die Oberflächenrauigkeit hat nur bei Spraydüsen Einfluss auf die Kühlung. Erfolgt der Kühlprozess mit Vollstrahlen oder Kokillenstrahlen, so ist kein Einfluss bei Oberflächentemperaturen über 200°C festzustellen. Ein Einfluss der Wasserqualität auf den Kühlprozess wird bei Kokillenkühlung nicht sichtbar, während bei Spraykühlung durch Leitungswasser eine wesentlich bessere Kühlung erreicht wird als mit deionisiertem Wasser. Berechnungen zur Wärmestromdichte ergeben maximale Wärmestromdichten bei Oberflächentemperaturen zwischen 185°C und 210°C. Die Maximalwerte pendeln zwischen 3 und 7 MW/m<sup>2</sup>. Die Metallart bestimmt entscheidend die auf der Oberfläche auftretende Wärmestromdichte. Wesentliche Änderungen der Kühlkurven bei Kühlung mit Kokillenstrahlen entstehen vor allem durch die Änderung der Stranggeschwindigkeit und der Plattendicke. Die Änderung von Spritzwinkel, Strahlgeschwindigkeit und Kühlwassertemperatur ändert nur wenig in der Kühlung.

Mit den Ergebnissen stehen Kennwerte zur Verfügung, die für die Einstellung optimaler Betriebsparameter an bestehenden Anlagen und die Konzipierung neuer Stranggusskonzepte genutzt werden können. Die Möglichkeiten eines Transfers in die Industrie sind gegeben.

Das Ziel des Forschungsvorhabens ist erreicht worden.

Berichtsumfang:	87 S., 86 Abb., 3 Tab., 19 Lit.
Beginn der Arbeiten:	01.01.2016
Ende der Arbeiten:	30.06.2018
Zuschussgeber:	BMW i / IGF-Nr. 18611 BG/1
Forschungsstelle:	Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg Institut für Strömungstechnik und Thermodynamik Leiter: Prof. Dr.-Ing. E. Specht

Bearbeiter und Verfasser: Dr.-Ing. H. Woche, M. Sc. Y. Fang, M. Sc. G. Kulkarni



## **Inhaltsverzeichnis**

1 Management Report	1
2 Einleitung	4
3 Stand des Wissens zur Rauheit	6
4 Experimentelle Untersuchungen	10
4.1 Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung	10
4.2 Zeit- und Koordinatendefinitionen	11
5 Kennwerte der Oberflächenrauheit	13
6 Übersicht zur Parametervariation der Kokillenkühlung	15
7 Untersuchung der Oberflächenstruktur (AS 1)	16
7.1 Durchgeführte Arbeiten	16
7.2 Erzielte Ergebnisse	18
8 Kokillenkühlung glatter (AS 2) und rauer (AS 5) Flächen von Aluminiumlegierungen	24
8.1 Durchgeführte Arbeiten	24
8.2 Erzielte Ergebnisse	26
8.2.1 Reproduzierbarkeit der Messungen	26
8.2.2 Einfluss der Stranggeschwindigkeit	27
8.2.3 Einfluss der Oberflächenrauheit	28
8.2.4 Einfluss der Strahlgeschwindigkeit	31
8.2.5 Einfluss des Spritzwinkels	32
8.2.6 Wärmestromdichte im Abkühlprozess von Aluminiumlegierungen	33
9 Kokillenkühlung glatter (AS 2) und rauer (AS 5) Flächen von Kupferlegierungen	38
9.1 Durchgeführte Arbeiten	38
9.2 Erzielte Ergebnisse	39
9.2.1 Reproduzierbarkeit der Messungen	39

9.2.2 Einfluss der Stranggeschwindigkeit	41
9.2.3 Einfluss der Oberflächenrauheit	42
9.2.4 Einfluss der Strahlgeschwindigkeit	45
9.2.5 Einfluss des Spritzwinkels	47
9.2.6 Wärmestromdichte im Abkühlprozess von Kupferlegierungen	49
10 Düsenkühlung realer Oberflächen (AS 3) aus Aluminiumlegierungen	50
10.1 Durchgeführte Arbeiten	50
10.2 Erzielte Ergebnisse	51
10.2.1 Folgen wiederholter Kühlungen	51
10.2.2 Einfluss der Rauheit bei Spray- und Vollstrahldüsen	53
11 Düsenkühlung realer Oberflächen (AS 3) aus Aluminiumlegierungen	56
11.1 Durchgeführte Arbeiten	56
11.2 Erzielte Ergebnisse	56
11.2.1 Folgen wiederholter Kühlungen	56
11.2.2 Einfluss der Rauheit bei Spray- und Vollstrahldüsen	58
12 Düsenkühlung strukturierter Oberflächen (AS 4)	59
12.1 Durchgeführte Arbeiten	59
12.2 Erzielte Ergebnisse	60
12.2.1 Kühlung mit einer Spraydüse	60
12.2.2 Kühlung mit einer Vollstrahldüse	62
13 Kokillenkühlung künstlich strukturierter Oberflächen (AS 6)	63
13.1 Durchgeführte Arbeiten	63
13.2 Erzielte Ergebnisse	63
14 Einfluss der Wasserqualität und Kühlwassertemperatur (AS 7)	64
14.1 Durchgeführte Arbeiten	64
14.2 Erzielte Ergebnisse	65

14.2.1 Einfluss der Wasserqualität bei Einsatz von Spray- und Volstrahldüsen	65
14.2.2 Einfluss der Wasserqualität bei Kokillenkühlung	66
14.2.3 Einfluss der Kühlwassertemperatur auf die Kokillenkühlung	70
15 Phänomen des Ejecting bei Legierungen aus NE-Metallen	73
16 Schlussfolgerungen	77
17 Verwendung der Zuwendung	79
18 Notwendigkeit und Angemessenheit der geleisteten Arbeit	79
19 Wissenschaftlich-technischer und wirtschaftlicher Nutzen der erzielten Ergebnisse für KMU	79
20 Plan zum Ergebnistransfer in die Wirtschaft	80
20.1 Liste der bisherigen und geplanten Publikationen aus dem Projekt	80
20.2 Plan Ergebnistransfer – Detaillierte Übersicht	81
20.3 Einschätzung der Realisierbarkeit des Transferkonzepts	82
21 Anhang	83
21.1 Rauheitskennwerte Aluminiumlegierungen	83
21.2 Rauheitskennwerte Kupferlegierungen	84
21.3 Literaturverzeichnis	85
21.4 Abkürzungsverzeichnis	86

## 1 Management Report

In this report, the cooling of non-ferrous metals was tested with water from spray nozzles, jet nozzles and molds. The influence of the surface roughness was the primary focus. For this purpose, experimental studies were carried out and an analytical model was developed for the heat flux with the assumption of a two-dimensional quasi-stationary temperature field.

From real continuous casting ingots, sample pieces were cut with real industrial continuous casting ingot surfaces. Examines the aluminum alloys AA6082, AA5083, AA7050 and copper alloys CuSn4, CuFe2P, CuNi3Si and CuCrZr were used. Surface roughness for these samples was measured in the laboratory. At the same time the surface roughness of smooth surfaces of aluminum copper alloys were determined. The investigated aluminum alloys have in the continuous casting direction mean roughness  $R_a$  of 8-72  $\mu\text{m}$ , while the maximum roughness  $R_{\text{max}}$  is to values of 60-529  $\mu\text{m}$ . In comparison, the values for the average roughness  $R_a$  15 to 54  $\mu\text{m}$  and the maximum surface roughness  $R_{\text{max}}$  97-529  $\mu\text{m}$  for the copper alloys. The roughness does not depend primarily on the metal alloy, but on the continuous casting process. As a result of the analysis, a sample was prepared with artificial roughness of the aluminum alloy AA6082, the 2 mm x 2 mm and a height of 1 mm square is characterized by the dimension. This sample is used with respect to the roughness as the upper reference value in the measurements for cooling.

In experiments, the cooling of the artificially constructed surface with the cooling of a smooth surface was compared under the same conditions for a stationary sample. Here again a spray nozzle and full jet nozzle was used with a flow rate of 1.2 l/min. Particularly strong influence of the surface roughness on the cooling of the spray nozzle observed. Thus, the cooling time of rough to a smooth surface of approximately 1 to 2.6 was observed in the film boiling region. However, estimates indicate that about 50% of the cooling time is shortened due to the larger surface area of the artificial structure. When using a full jet, the conditions are reversed, that leads to a longer cooling time in rough surface.

Repeated cooling the smooth surface of aluminum alloys with a spray nozzle and normal tap water at a stationary sample from cooling to cooling, a further shortening of the cooling time was observed. However, when the surface was cleaned with sandpaper, provided the same cooling time as the first cooling again. However, when distilled water used in the spray nozzle under the same experimental conditions, repeated spray cooling systems have no influence on the cooling time in the film boiling region. This makes it clear that the cooling time is shortened due to the dissolved salts in the tap water for aluminum alloys.

Using the example of the aluminum alloy AA5053 with real rough surface, is shown that when using a spray nozzle and stationary sample, the ratio cooling time of rough to a smooth surface is in the range of 1 to 5. If, however, a full jet nozzle with the same volume flow under the same process conditions used, then there is little difference in the cooling of rough and smooth surfaces. Here a fundamental conclusion that the surface roughness affects only the heat transfer in the spray nozzles can be made.

Analogous to the study with aluminum alloys, study with copper alloys was conducted to investigate the consequences repeated cooling with the use of spray and jet nozzles have. When using spray nozzles there is no serious reduction of the cooling time, but a slight increase is observed. This means that the dissolved salts in tap water with a copper alloy react quite differently than with an aluminum alloy. If, for example cooling of the copper alloy CuSn4 performed with a full jet, so there is no cooling time extension and no cooling time reduction in the repetition of cooling after repeated heating.

The comparison of cooling a rough and a smooth surface of the copper alloy CuSn4 shows a rapid cooling of the rough surface when using a spray nozzle and stationary sample. With respect to a cooling temperature of 300 °C, the ratio of the cooling time is from a rough to a smooth surface about 1 to 2. This shows a tendency similar to that for aluminum alloys. If the same copper alloy is cooled with a full jet, so no major differences between rough and smooth surface in the vicinity of the impact point in terms of cooling has been made.

The artificially constructed surface of the aluminum alloy AA6082 with a plate thickness of 10 mm was cooled with an array of jets from a mold. The jet velocity of 3 m/s, the plate velocity of 20 mm/s and a cooling water temperature of 20°C was used. With the artificial roughness by cubic surface increases on the surface of 1 mm a somewhat more rapid cooling is achieved compared to a smooth surface at temperatures below 200°C. The differences are observed to be significant. From the surface structure no decisive influence on the heat transfer can be derived with the use of array of jets.

Selected aluminum and copper alloys with a smooth and real casting surface of the mold cooling were subjected. The reproducibility of the test results was demonstrated by repeating the experiments. During the investigations of the moving plates, a quasi-stationary steady state condition was observed after a certain cooling time. On the stationary plate (plate velocity=0) is not discussed here as it reflects only the free falling flow out of mold in the lower temperature range. The plate moving velocity was chosen so that a final cooling temperature of 100°C was reached. This is mainly dependent on the plate thickness, the plate movement velocity, the temperature of the cooling water and the type of alloy. The jet velocity was varied in the range between 1 and 3 m/s. Both the aluminum and copper alloys do not show a significant difference in the cooling with jet velocities in range of 2-3 m/s. Only at a jet velocity of 1 m/s, the cooling is much slower. Also a test with jet velocity of 6 m/s demonstrated no intensive cooling. Measurements with spray angles of 15°, 20°, 30°, 45° and 60° show large differences in the boiling curves. Essential knowledge is the fact that, in cooling the surface roughness with an array of jets demonstrates hardly any influence on the surface heat transfer on the moving strand at temperatures above 200°C.

On a moving strand of non-ferrous metals, a two-dimensional quasi-stationary temperature field is formed after a certain cooling time or distance of the strand. For this specific case, an analytical model to determine the heat flux from measured temperature fields has been developed. This developed model for the heat flux is a good match with a 2D inverse model. The heat flux was calculated for some aluminum and copper alloys, and as a function of the surface temperature. In this case, a parabola-like curve, whose maximum surface heat flux occurs approximately at surface temperatures between 185°C and 210°C is observed. The temperature at which the heat flux becomes maximum, is known as DNB temperature. Below the DNB temperature nucleate boiling takes place and above the partial film boiling occurs. A large area of the film boiling cannot be observed nor can be derived from the curve of the calculated heat flow density.

From the calculated heat flux show that under the same cooling conditions, the cooling water temperature, the spray angle and the average roughness of the surface have no significant effect on the heat transfer above the DNB temperature. Decisive influence on heat flux is observed for type of metal. The maximum values then varies between 3-7 MW/m<sup>2</sup>.

The heat flux of a spray nozzle shows a very different course from the mold cooling on the moving plate. Clearly the area of film boiling and Leidenfrost temperature can be seen. In the film boiling region, the heat flux is less than 0.5 MW/m<sup>2</sup> and the maximum values arise in the case in range of 1.75 to 2.25 MW/m<sup>2</sup> and are depending on the electrical conductivity of the cooling water.



Under certain conditions, a phenomenon was observed during the experimental investigations, referred to henceforth as 'Ejection'. This is characterized by inhomogeneous cooling signified by a relative maximum and minimum temperature at the beginning of the cooling. This is occurring because on the quenching side, the water jet is thrown away from the surface. Within the framework of the project it could not be completely clarified under which conditions this phenomenon is occurring. In the project accompanying committees the ejection phenomenon was addressed and discussed. It was pointed out that the casting defects occurring in the bottom area could be because of this phenomenon. There is a recommendation to further investigate this phenomenon in a consecutive project.

From the results of the investigations will lead directly to insights for the design of continuous casting of non-ferrous metals and setting optimum operating parameters for existing plants. With further calculation, these results can be extended as the temperature fields and their linkage with mechanical properties of the metals to be cast impact on the quality of the product and an efficient operation can be achieved.

---

## 2 Einleitung

Nichteisen-(NE)-Metalle wie z.B. Aluminium- und Kupferlegierungen werden in überwiegender Menge im Strang vergossen. Zur Erstarrung der Schmelze muss der Strang intensiv gekühlt werden. Zur Kühlung wird Wasser als Kühlmittel verwendet. Bild 2.1 zeigt schematisch die prinzipiellen Kühlmöglichkeiten von Metallsträngen. Die Primärkühlung findet in der Kokille statt, die von Wasser durchströmt wird. In diesem Abschnitt muss sich nach dem Austritt des Metalls eine erstarre Schicht bilden, die ausreichend dick sein muss, damit das flüssige Metall nicht durchbrechen kann. Die Kühlung außerhalb der Kokille wird als Sekundärkühlung bezeichnet. In vielen Fällen kommt das Kühlwasser der Sekundärkühlung aus der Kokille selbst, die mit Lochreihen versehen ist. Aus den Lochreihen der Kokille tritt das Wasser des Primärkühlkreislafes schräg auf den zu kühlenden Strang und läuft dann auf der Oberfläche des Strangs herunter. In diesem Fall sind Primärkühlkreislauf und Sekundärkühlkreislauf miteinander verbunden. Anders verhält es sich, wenn auf Grund spezieller Materialanforderungen eine sanfte Kühlung durch Spraydüsen erforderlich wird. Primärkühlkreislauf und Sekundärkühlkreislauf arbeiten dann unabhängig voneinander. Die Wasserversorgung der Spraydüsen ist dann unabhängig von der Kokille.

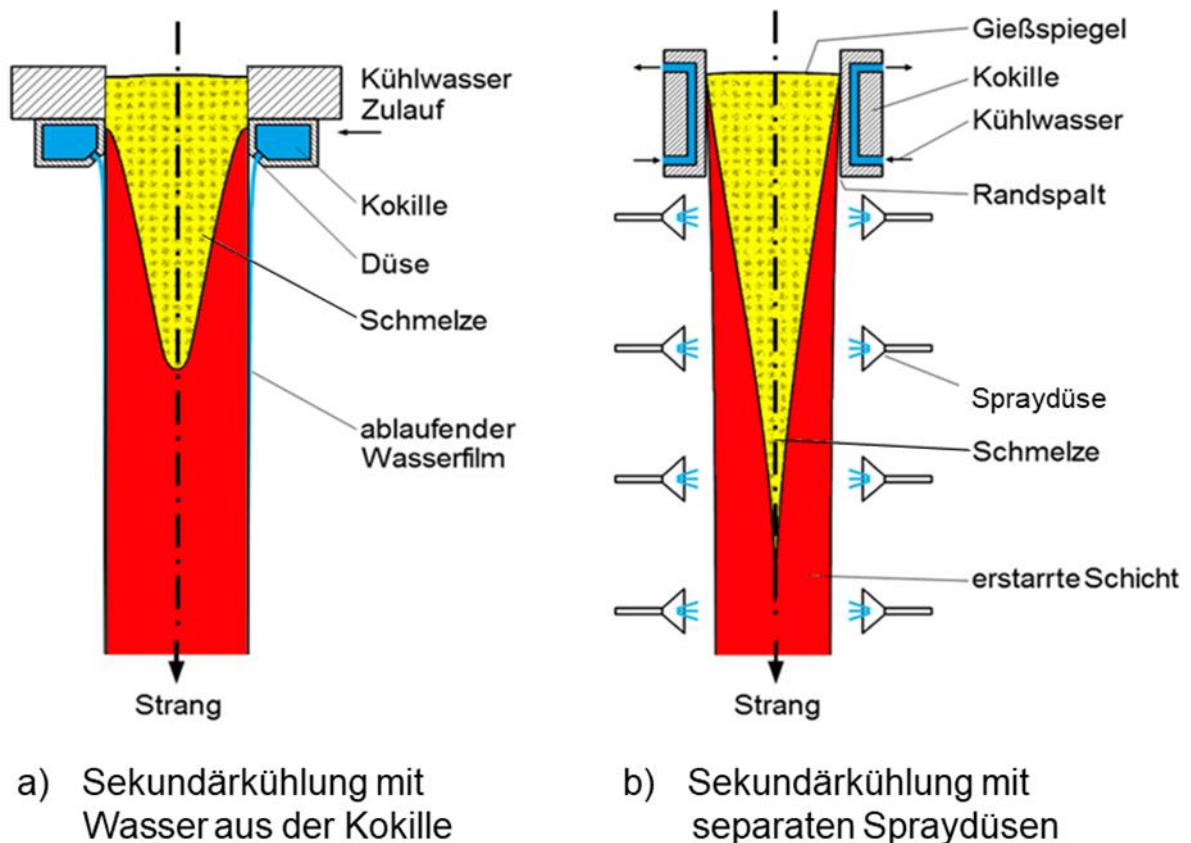


Bild 2.1: Prinzipielle Kühlmöglichkeiten von Metallsträngen

Die Form der Kokille bestimmt die Querschnitte der gegossenen Stränge. Bei Aluminium und Aluminiumlegierungen werden Rund- und Rechteckformate diskontinuierlich, bei Kupfer und Kupferlegierungen dagegen nur die Rechteckformate diskontinuierlich und die Rundformate kontinuierlich gegossen. In Abhängigkeit vom zu gießenden NE-Metall kommen verschiedene Ausführungen der Kokille zum Einsatz. So werden zum Gießen von Kupfer grafitausgekleidete Kupferkokillen und zum Gießen von Kupferlegierungen Kokillen aus Kupfer und Kupferlegierungen verwendet. Auch beim LHC-Kokillenguss von Aluminiumlegierungen kommt eine grafitausgekleidete Kokille zum Einsatz, um glattere Stranggussober-

flächen zu erzeugen. Prinzipiell kann aber zwischen dem konventionellen Kokillenguss (*Conventional Direct Chill Casting*) und dem EMC-Kokillenguss (*Electro-Magnetic Casting*) unterschieden werden. Der EMC Kokillenguss zeichnet sich durch eine sehr glatte Gussoberfläche aus, die dadurch entsteht, dass ein elektromagnetisches Feld in der Kokille einen konstanten Spalt zwischen Guss und Kokille bewirkt. Bild 2.2 zeigt einen gegossenen Strang nach Gießende, der eine Länge von mehreren Metern und Querschnitte bis 3 x 0,6 m aufweisen kann.



Bild 2.2: Ziehen eines Stranges nach Gießende

Die Sekundärkühlung übt einen wesentlichen Einfluss auf das Erstarrungsgefüge, die Sumpftiefe und die Ausbildung thermischer Spannungen aus. Mit der Optimierung der Kühlung soll vor allem Rissbildung vermieden werden, um den Guss nicht unbrauchbar werden zu lassen. Abhängig von der Legierung kann der Strang bzw. Barren nach der Erstarrung äußerst spröde sein. Zur weiteren Bearbeitung wie z.B. Walzen und spanende Bearbeitung muss der Strang dann längere Zeit, bis zu zwei Tage, geglüht werden. Die Sprödigkeit und 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 Stranges. Die Oberflächenbereiche müssen im Extremfall entsprechend der Risttiefe abgefräst werden. Im Extremfall kann bei zu großen Rissen flüssiges Metall aus dem Strang nach außen treten, was anschließend längere Produktionsstillstände zur Folge hat. Weiterhin können auch im Innern Risse auftreten, die von außen nicht sichtbar sind. Diese Barren sind anschließend unbrauchbar für den anschließenden Walz- und Umformprozess. Das Bild 2.3 zeigt typische Risse beim Strangguss von Kupferlegierungen. Die beiden linken Bilder zeigen Oberflächenrisse und das rechte Bild einen Kernriss. Im Bild 2.4 sind Kernrisse in zwei zylindrischen Strängen und ein seitlicher Riss in einem Rechteckstrang von Aluminiumlegierungen zu sehen.

Es stehen kommerzielle Software-Programme zur Verfügung, mit denen der Erstarrungsverlauf, das sich ausbildende Gefüge und die entstehenden Spannungen in Gusssträngen simuliert werden können. In vorangegangenen Untersuchungen wurden ebenfalls Programme erstellt, und zwar für Aluminiumlegierungen [1] und für Stähle [2, 3, 4]. Mit diesen Programmen wird gezeigt, dass der örtliche Wärmeübergang entscheidende Bedeutung für die Aus-

bildung thermischer Spannungen hat. Die Kenntnis des lokalen Wärmeübergangs ist damit unabdingbar zur genauen Simulation der Stranggießprozesse. Bisherige Untersuchungen zum Wärmeübergang bei der Kühlung von Metallen wurden hauptsächlich mit Proben glatter Oberflächen durchgeführt.

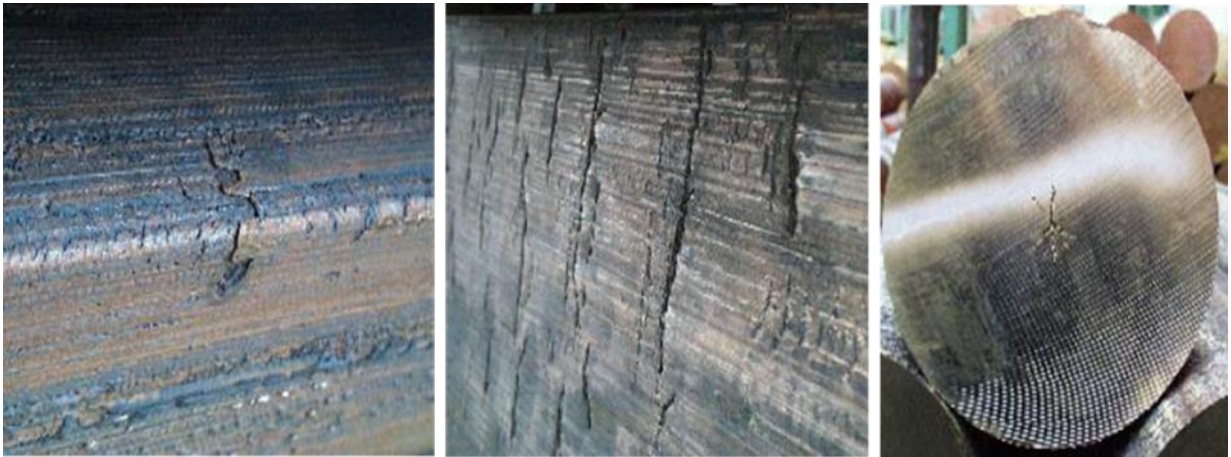


Bild 2.3: Typische Risse beim Strangguss von Kupferlegierungen

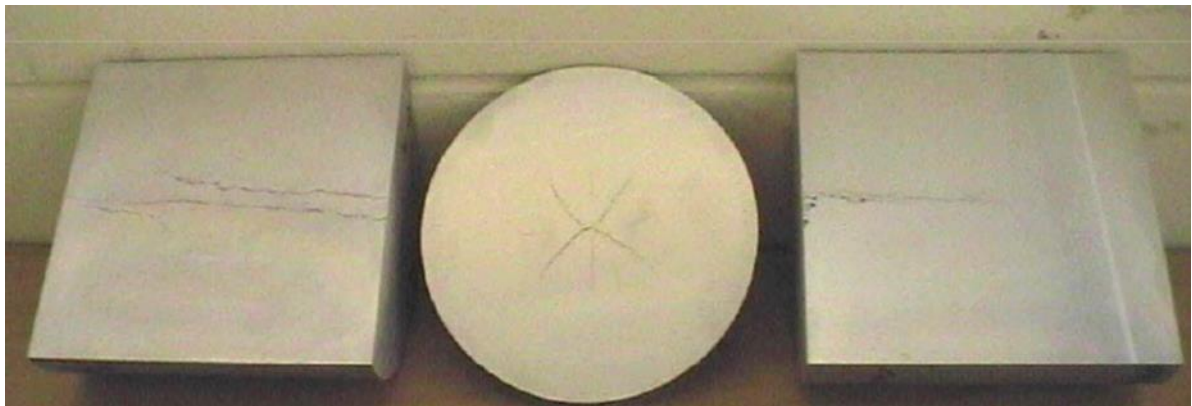


Bild 2.4: Kernrisse und seitliche Risse an Strängen aus Aluminiumlegierungen

Die realen Oberflächen von Gusssträngen weisen zum Teil jedoch erhebliche Rauigkeiten bis in den mm-Bereich auf. Die Rauigkeiten können unstrukturiert sein oder typische Rillen in Gussrichtung aufweisen. Die Kenntnis vom Einfluss der Oberflächenrauigkeit auf die Kühlwirkung ist Voraussetzung für eine genaue Simulation des Stranggießprozesses und damit für eine wirtschaftliche Fertigung bei Einhaltung der Qualitätsparameter. Die messtechnische Erfassung der Kühlwirkung bei unterschiedlicher Oberflächenbeschaffenheit muss dabei auch die technischen Parameter des Kühlprozesses in die Untersuchungen mit einbeziehen. Die Untersuchungen werden zunächst an Einzeldüsen wie Spray- und Vollstrahldüsen durchgeführt werden, um grundlegende Zusammenhänge erkennen zu können. In einem nachfolgenden Schritt werden dann Kokillenstrahlen untersucht, die als Aneinanderreihung von Vollstrahldüsen aufgefasst werden können. Die Untersuchungen werden mit unbeweglichen Probeblechen begonnen, die dann in einer zweiten Phase mit unterschiedlichen Geschwindigkeiten an den Düsen/Kokillenstrahlen mit einer bestimmten Geschwindigkeit vorbei bewegt werden.

### 3 Stand des Wissens zur Rauheit

Erste Ansätze zur Bestimmung von Kenngrößen der Oberflächenrauheit gekühlter Flächen gehen u.a. auf [5] zurück. Hierbei wird ein mathematischer Ansatz zur Anwendung gebracht,

um das Oberflächenprofil experimentell zu bestimmen. Die Autoren verwenden die eindimensionale Fourier-Analyse, um die Oberflächenmorphologie zu quantifizieren. Die parallel dazu durchgeführten Messungen zum Wärmeübergang wurden mit einer Zweistoff-Spraydüse durchgeführt, die mit Kühlwasser und Luft als Zerstäubungsmittel beaufschlagt wurde. Im Ergebnis wurde eine maximale Wärmestromdichte von  $12 \text{ MW/m}^2$  ermittelt. Dabei ist jedoch zu beachten, dass die Messungen nur bis zu einer Oberflächentemperatur von  $130^\circ\text{C}$  erfolgten. Beim Strangguss von Aluminium- und Aluminiumlegierungen liegen die maximalen Oberflächentemperaturen bei ca.  $500^\circ\text{C}$  und bei Kupferlegierungen bei ca.  $1000^\circ\text{C}$ . Andererseits kommen beim Strangguss von Nichteisenmetallen vorrangig nur Einstoffdüsen zum Einsatz, so dass der gemessene Wärmeübergang nur ein grober Richtwert sein kann.

Die Veränderung der Oberflächenrauheit von reinem Aluminium während der Spraykühlung wurde von [6] festgestellt. Die Untersuchungen wurden an einer polierten, einer partikelblasierten und einer gefrästen Oberfläche durchgeführt. Die Oberflächenrauheit wurde mit Hilfe der Rasterelektronenmikroskopie und der Röntgenphotoelektronenspektroskopie ermittelt. Es zeigte sich, dass jeder Wärme-Abschreck-Zyklus von messbaren Änderungen der Oberflächenrauheit begleitet war. Dieser Fakt ist von Bedeutung, wenn in experimentellen Untersuchungen eine Nichteisen-Metallprobe mehrfach aufgeheizt und abgekühlt werden sollte.

Untersuchungen von [7] bei der Abkühlung von aufgeheizten zylindrischen Stahlstäben mit Rauheiten von  $1,3$  bis  $6,6 \mu\text{m}$  zeigen den Einfluss der Rauheit. So steigt mit zunehmender Oberflächenrauheit der Filmsiedepunkt von  $420^\circ\text{C}$  ( $3,8 \mu\text{m}$ ) auf  $560^\circ\text{C}$  ( $6,6 \mu\text{m}$ ) an. Im Experiment wurden die aufgeheizten Stahlstäbe in ein Wasserbad vorgegebener Temperatur eingetaucht und dabei die Temperaturen mit Thermoelementen gemessen. Aus diesen Werten erfolgte die Berechnung der Wärmestromdichte und des Filmsiedepunktes. Das Kühlprinzip beruht hier auf dem Prinzip der Tauchkühlung in einem Wasserbad. Diese Verhältnisse sind jedoch nicht auf die Kühlung mit Kokillenstrahlen und Spraydüsen übertragbar.

Der Einfluss künstlich strukturierter Oberflächen wie Pyramiden, kubischer Erhebungen und Streifen-erhebungen auf den Wärmeübergang wurde von [8] untersucht. Als Kühlmittel kam eine vollfluorisierte Flüssigkeit mit einem Siedepunkt von  $56^\circ\text{C}$  zum Einsatz. Die Oberflächentemperaturen bewegten sich zwischen  $20$  und  $70^\circ\text{C}$ . Es wurde eine Kupferoberfläche von  $2 \text{ cm}^2$  mit einer Spraydüse gekühlt. Der Abstand der Düse zur Kupferoberfläche betrug  $17 \text{ mm}$ . Die im Experiment eingestellte Flüssigkeitsbeaufschlagung mit  $0,016 \text{ m}^3/\text{m}^2\text{s}$  liegt weit unter den Werten, die beispielsweise bei der Kühlung von Stahlguss üblich sind. Die Untersuchungen sind aber insoweit interessant, dass man das Prinzip der Erzeugung künstlicher Oberflächenstrukturen auf Experimente mit Kokillenstrahlen und Spraydüsen bei Wasserkühlung übertragen kann.

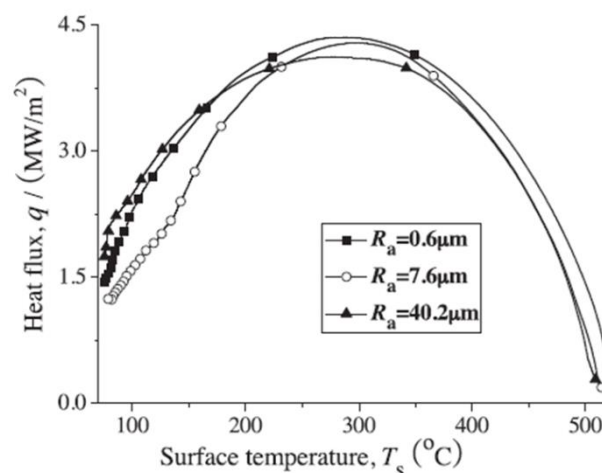


Bild 3.1: Einfluss der Rauheit auf den Heat Flux nach [9]

Sehr aufschlussreich sind die Untersuchungen zur Spraykühlung der Aluminiumlegierung AA6082 von Xu u.a. [9]. 3 Proben mit einer Rauheit von  $R_a=0,6 / 7,6 / 40,2 \mu\text{m}$  wurden untersucht und verglichen. Während eine Oberfläche mit einer Rauheit von  $0,6 \mu\text{m}$  als technisch glatt einzustufen ist, kann bei einer Rauigkeit von  $40,2 \mu\text{m}$  schon von einer sehr rauen Oberfläche gesprochen werden. Die Ergebnisse zeigen, dass die Rauheit keinen signifikanten Einfluss auf den Heat Flux (Bild 3.1) und den Wärmeübergangskoeffizienten (Bild 3.2) hat. Lediglich im Bereich der unteren Blasenverdampfung ergeben sich etwas größere Unterschiede.

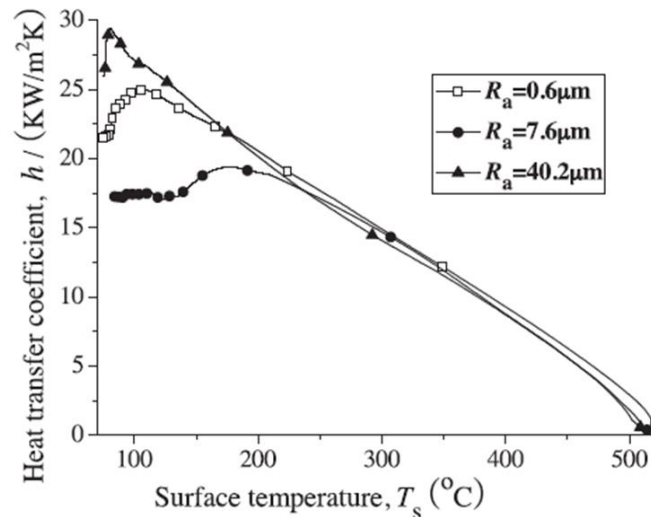


Bild 3.2: Einfluss der Rauigkeit auf den Wärmeübergangskoeffizienten nach [9]

Zu ganz anderen Ergebnissen kommt Abdalrahman [10] in seinen Experimenten. Die Abkühlkurven (Bild 3.3) einer glatten und einer rauen Oberfläche ein und derselben Aluminiumlegierung zeigen große Diskrepanzen. Bei näherer Betrachtung fällt jedoch auf, dass die Drücke an der Spraydüse von [9] mit  $0,006$  bis  $0,03$  bar in Größenordnungen unter dem Druck an der Spraydüse von [10] liegen. Es wird eingeschätzt, dass der Druck an der Spraydüse von [10] mindestens um das 30-fache höher lag. Bekanntermaßen bestimmt der an der Spraydüse vorherrschende Druck die Wasserbeaufschlagung in  $\text{kg/m}^2\text{s}$ , die einen nicht zu unterschätzenden Einfluss auf den Wärmeübergang ausübt. Als Fazit ist festzustellen, dass beide Versuche nicht miteinander vergleichbar sind, da die Wasserbeaufschlagung in Größenordnungen voneinander abweicht. Zur Erzielung relevanter Ergebnisse sind deshalb in zukünftigen Experimenten praxisnahe Werte der Wasserbeaufschlagung einzustellen.

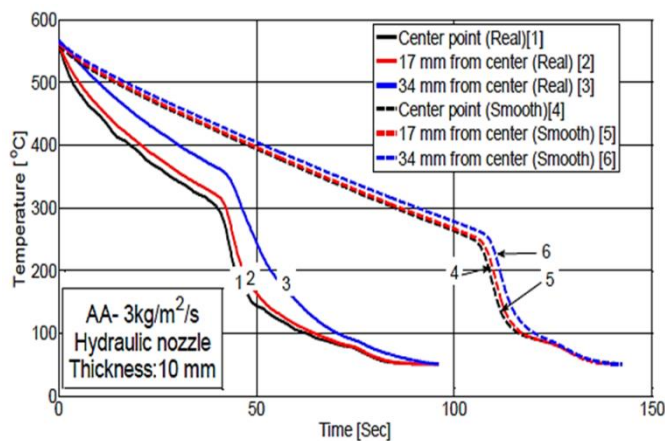


Bild 3.3: Abkühlung glatter und rauer Oberflächen nach Abdalrahman [10]

Der Einfluss der Oberflächenrauheit bei der Spraykühlung eines Zylinders aus Edelstahl wird durch die Experimente von M. Aamir u.a. [11] aufgezeigt. In diesen neueren Untersuchungen aus dem Jahre 2017 wird der Wärmeübergang einer glatten Oberfläche mit einer strukturierten Oberfläche aus Pyramidenstiftrippen bei Startkühltemperaturen von 600 bis 900°C untersucht. Zum Einsatz kam eine Spraydüse mit Drücken von 4 bis 13 bar und dazugehörigen Massenströmen von 13,5 bis 23 kg/min. Legt man den angegebenen Durchmesser des Edelstahlzylinders von 25 mm zu Grunde, so ergibt sich eine mittlere Wasserbeaufschlagung in den Experimenten von 460 bis 780 kg/m<sup>2</sup>s. Diese Werte weisen die eingesetzte Spraydüse als sehr kühlungsintensive Düse aus.

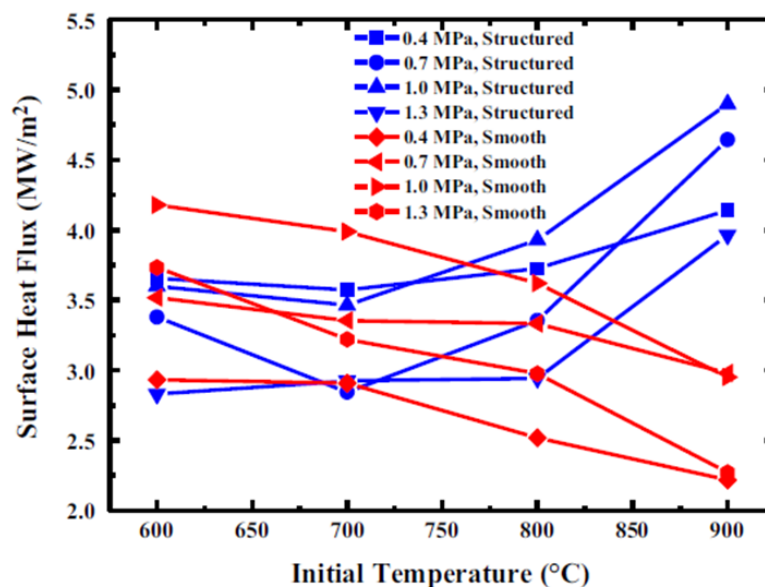


Bild 3.4: Vergleich des Heat Flux glatter und strukturierter Oberflächen nach [11]

Eine Auswahl der Ergebnisse zeigt das Bild 3.4. Der Heat Flux glatter und strukturierter Oberflächen wird bei verschiedenen Startkühltemperaturen gegenübergestellt. Bei einer Startkühltemperatur von 900°C liegen die Heat Flux-Werte der strukturierter Oberfläche stets über den Werten der glatten Oberfläche. Im Gegensatz dazu kann es bei 600°C zu einer Umkehrung kommen. Die Autoren [11] selbst können dazu keine plausible Erklärung geben und verweisen darauf, dass weitere experimentelle und theoretische Arbeiten notwendig sind, um Verallgemeinerungen vornehmen zu können.

Die zitierten Untersuchungen zur Oberflächenrauheit von [5, 6, 7, 8, 9, 11] basieren auf den Einsatz von Thermoelementen zur Messung der Temperaturänderungen der Probekörper. Durch die Thermoelemente ist eine körperliche Beeinflussung der Probekörper gegeben, die die Messwerte beeinflussen können. Unter diesem Aspekt wird der berührungslosen Messung von Oberflächentemperaturen mittels der Infrarothermografie an der Universität Magdeburg der Vorrang eingeräumt. In diesem Zusammenhang sei auf die Dissertationen [12, 13, 14, 15] verwiesen.

Die Analyse des Wissenstandes zum Einfluss der Oberflächenrauheit auf den Abkühlprozess zeigt folgende Tendenzen:

- Bisher bekannt gewordene Untersuchungen zum Einfluss der Rauheit betrachten nur Spraydüsen.
- Kleine Rauheiten scheinen bei Einsatz von Spraydüsen keinen wesentlichen Effekt auszuüben. Andererseits zeigen Untersuchungen realer Stranggussoberflächen mit großen Rauheiten, dass die Abkühlzeiten auf 1/3 reduziert werden [10].

- Untersuchungen zum Einfluss der Rauheit bei Vollstrahldüsen und bei Kokillenstrahlen sind nicht bekannt.
- Die Experimente fanden ohne Bewegung der Probebleche statt. Beim Strangguss besteht aber eine relative Bewegung zwischen Strang und Düsenfeld, woraus sich eine andere Ausbreitung der Benetzungsfront ergibt.
- Die bisherigen Untersuchungen ergeben meist nur singuläre Ergebnisse, aus denen z.B. keine Trends zum Einfluss der Wasserbeaufschlagung, der Strahlgeschwindigkeit, des Durchmessers, der Materialdicke, der Rauheit und der Materialart abgeleitet werden können.

## 4. Experimentelle Untersuchungen

### 4.1 Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung

Den prinzipiellen Aufbau der Versuchsanlage zeigt das Bild 4.1. In einem elektrisch beheizten Ofen mit einer Leistung von ca. 2 kW werden 2 bis 10 mm dicke Platten aus Aluminium- und Kupferlegierungen auf Temperaturen von ca. 500°C erwärmt. Die Metallplatte hängt vertikal an zwei Haltestangen, die mit einem Gleiter in einer horizontalen Transportschiene verbunden sind.

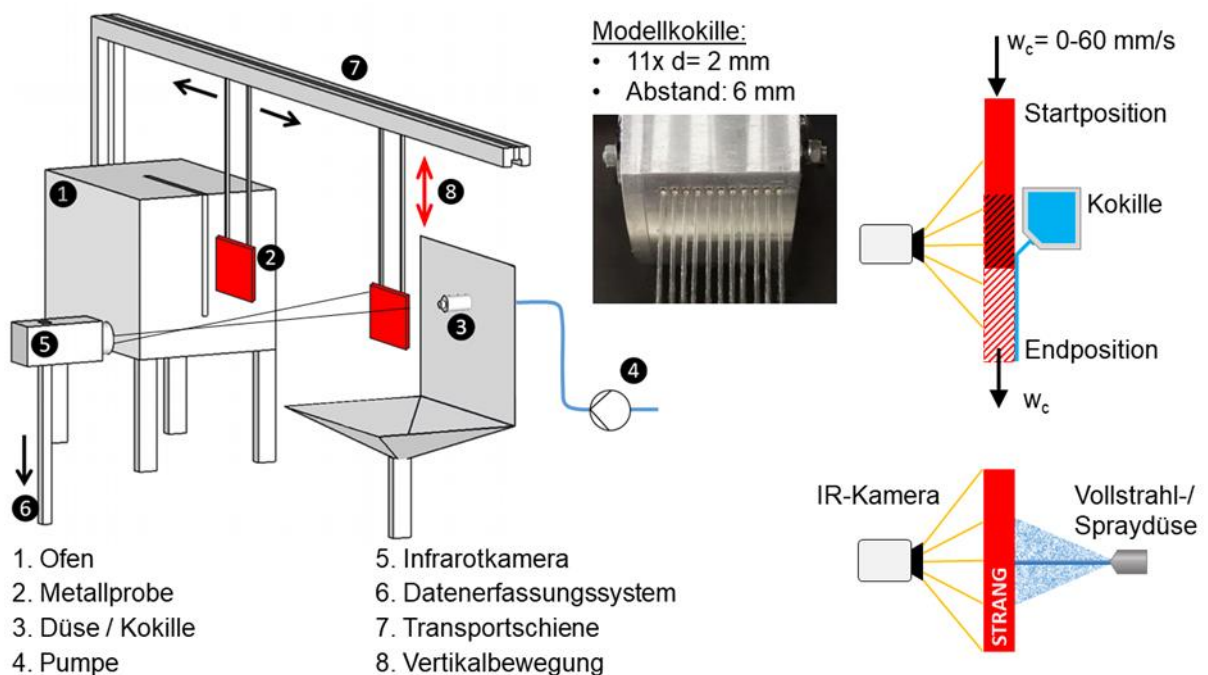


Bild 4.1: Prinzipieller Aufbau der Versuchsanlage

Nach dem Erreichen der Endtemperatur wird die Metallplatte aus dem Ofen gefahren und direkt gegenüber der Spraydüse/Vollstrahldüse bzw. dem Kokillen-Strahlfeld positioniert. In den Experimenten mit den Vollstrahl- und Spraydüsen sind diese auf den Mittelpunkt der Metallplatte gerichtet (Bild 4.2) und es findet keine Bewegung statt. Die Kokillenstrahlen werden durch einen Hohlkörper aus Aluminium simuliert, der mit 11 Bohrungen von 2 mm Durchmesser versehen ist. Der Abstand dieser Bohrungen wurde in Anlehnung an industrielle Abmessungen auf 6 mm festgelegt. Aus all diesen Bohrungen tritt das Kühlwasser mit gleicher Geschwindigkeit aus. Die Kühleinheit ist bereits in Betrieb, wenn die aufgeheizte Metallplatte in Kühlposition gebracht wird. Beim Einsatz von Vollstrahl- und



Spraydüsen ist die heiße Metallplatte durch ein Schutzblech vor dem Benetzten durch das Wasser geschützt. Zum Start des Kühlvorganges wird dieses Schutzblech dann ruckartig weggezogen. Dadurch werden Anlaufvorgänge vermieden.

Zur Simulation des Stranggussprozesses kann auch die aufgeheizte Metallplatte vertikal mit Geschwindigkeiten von 0 bis 60 mm/s nach unten an den Kokillenstrahlen vorbei bewegt werden. Ein Schutzblech ist dann nicht vorhanden. Auf diese Weise kann die Bewegung eines Stranges simuliert werden. Die Temperatur der Rückseite der Metallplatten wird örtlich und zeitlich hoch aufgelöst mittels einer Infrarotkamera gemessen. Die Rückseite wird dazu mit einer dünnen graphithaltigen Ofenlackschicht überzogen, um einen hohen Emissionsgrad und damit eine hohe Strahlungsintensität zu bekommen. Der Emissionsgrad der Oberfläche wurde in Kalibrierversuchen in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur bestimmt. Dadurch können auf der Rückseite Temperaturunterschiede bis 0,1 K sichtbar gemacht werden. Die örtliche Auflösung beträgt bis zu 0,2 mm. Es können bis zu 200 Bilder pro Sekunde aufgenommen werden, wodurch auch bei den kurzen Abkühlzeiten der Platten noch ausreichend viele Temperaturprofile zur Auswertung zur Verfügung stehen.

## 4.2 Zeit- und Koordinatendefinitionen

### *Vollstrahl- und Spraydüsen*

In den Experimenten mit Vollstrahl- und Spraydüsen sind diese auf den Mittelpunkt der Metallplatte gerichtet. Eine Bewegung der Düse bzw. der Metallplatte findet nicht statt. Es bildet sich ein rotationssymmetrisches Abkühlungs-Temperaturprofil heraus. Die Temperaturen werden in Abhängigkeit der variablen Ortskoordinate  $r$  für eine bestimmte Zeit dargestellt. Die Zeit  $t=0$  definiert den Beginn des Auftreffens des Vollstrahls bzw. des Sprays auf der Metallplatte (Bild 4.2).

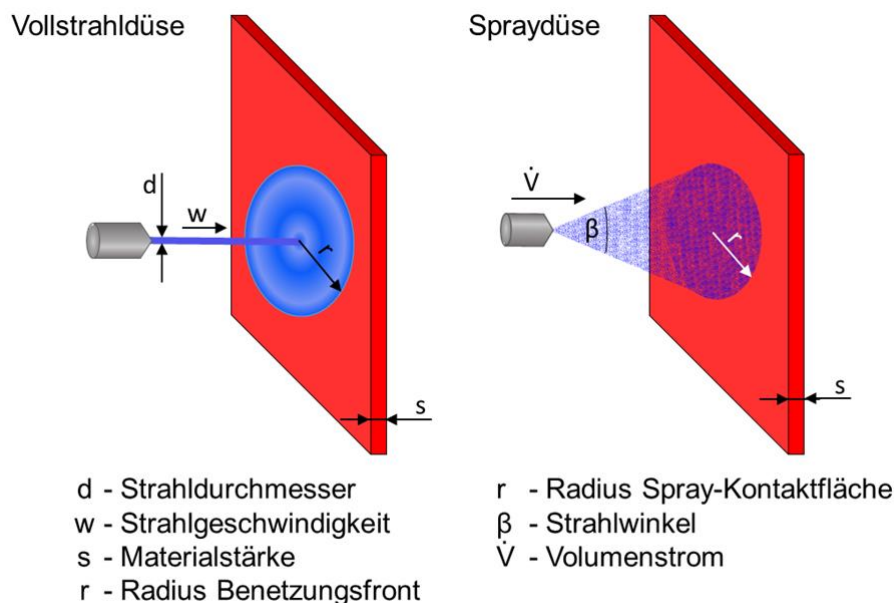


Bild 4.2: Kühlprinzip mit Vollstrahldüsen und Spraydüsen

### *Kokillenstrahlen*

Im Mittelpunkt der Untersuchungen steht der bewegte Strang, der durch die Bewegung der Metallplatte nach unten simuliert wird. Das Bild 4.3 zeigt die Position der Metallplatte zu drei verschiedenen Zeitpunkten. Die Kühlzeit beginnt mit dem Auftreffen der Kokillenstrahlen auf

der untersten Kante der Metallplatte. Diesem Zeitpunkt ist die Zeit  $t=0$  zugeordnet. Mit fortschreitender Zeit bewegt sich die Metallplatte nach unten, ohne dass sich die räumliche Position des Auftreffpunktes der Kokillenstrahlen ändert. Die Position des Auftreffpunktes der Kokillenstrahlen wird durch die eulerische Koordinate  $z^*$  mit  $z^*=0$  eindeutig bestimmt. Diese Koordinate ist in Richtung der Bewegung des Stranges orientiert.

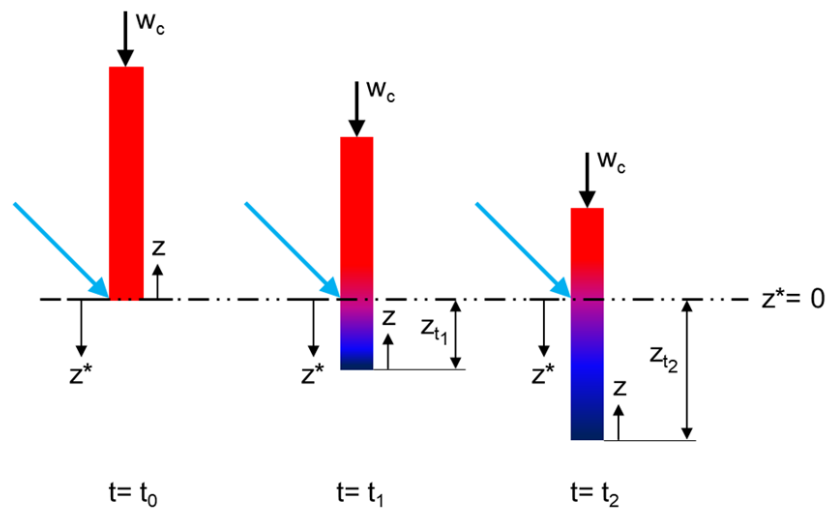


Bild 4.3: Koordinaten  $z^*$  und  $z$  am bewegten Strang

Zu einer anderen grafischen Darstellung des Temperaturfeldes gelangt man, wenn man die Ortskoordinate  $z$  einführt und deren Ausgangspunkt fest mit der Unterkante der sich bewegenden Metallplatte verbindet und entgegen der Strangbewegung definiert. Unter Einbeziehung der Stranggeschwindigkeit  $w_c$  ergibt sich folgender Zusammenhang zwischen den Koordinaten  $z^*$  und  $z$ :

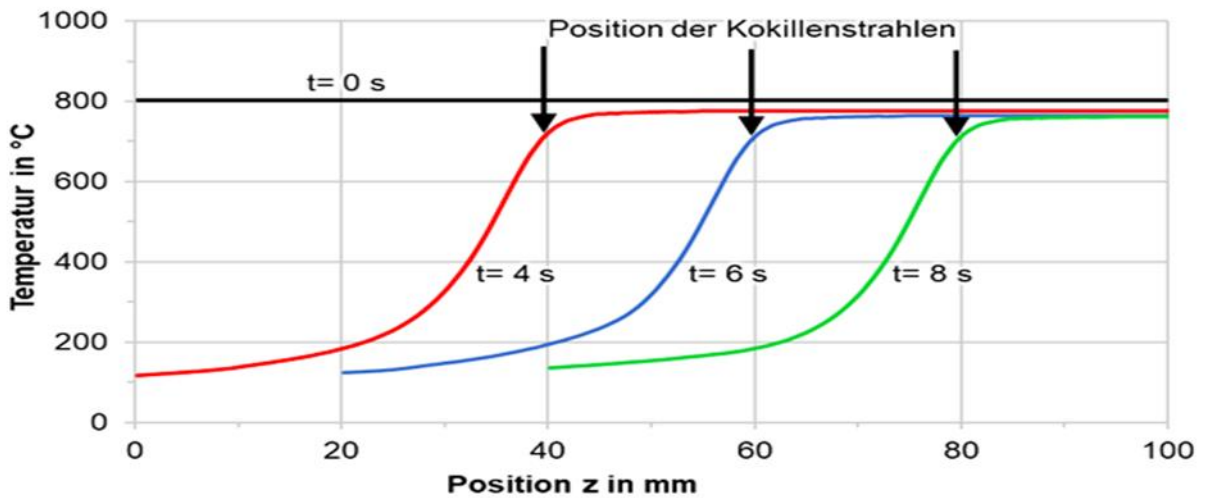
$$z^* = z_{tn} - z = w_c \cdot t_n - z$$

Mit dieser Beziehung kann aus der Darstellung  $\vartheta=f(z)$  die Funktion  $\vartheta=f(z^*)$  für eine bestimmte Zeit  $t_n$  berechnet werden. Die Darstellung  $\vartheta=f(z)$  ergibt eine leicht verständliche Darstellung des Temperaturfeldes auf der Platte für unterschiedliche Zeiten  $t$ . Wird jedoch die Oberflächentemperatur  $\vartheta$  in Abhängigkeit von  $z^*$  dargestellt, so ergeben sich für negative  $z^*$ -Werte höhere Temperaturen als für positive  $z^*$ -Werte. Der Vorteil dieser Darstellung besteht darin, dass mit  $z^*=0$  der Auftreffpunkt der Kokillenstrahlen sofort zu erkennen ist. Im negativen Bereich der  $z^*$ -Werte ist die Temperatur vor Beginn der Kühlung zu erkennen und die Temperaturgradienten sind Folge der Wärmeleitung in der Metallplatte. Im positiven Bereich der  $z^*$ -Werte sind die Temperaturgradienten Folge der Kühlung durch die Kokillenstrahlen. Ein weiterer Vorteil besteht darin, dass der quasistationäre Zustand der Temperatur im mittleren Bereich der Metallplatte besonders gut herausgestellt werden kann. Das zeigt sich daran, dass die Temperaturkurven für verschiedene Zeiten fast deckungsgleich sind.

Im Bild 4.4 sind beide grafischen Darstellungen des Temperaturfeldes am Beispiel der Abkühlung einer auf 800 °C aufgeheizten Nickelplatte gegenübergestellt. Das Teilbild a) zeigt die Temperatur in Abhängigkeit von der fest mit der Platte verbundenen Koordinate  $z$  für die Kühlzeiten von 4 / 6 und 8 Sekunden. Parallel dazu wird für die jeweiligen Zeiten die Position der Kokillenstrahlen auf dem Blech angezeigt. Daraus erkennt man, dass die Kokillenstrahlen sich über das Blech bewegen. Visuell zeigen die Temperaturkurven zu den jeweiligen Zeiten eine große Ähnlichkeit. Spiegelt man diese Temperaturkurven um die

Position der Kokillenstrahlen und weist der Position der Kokillenstrahlen stets den Wert  $z^*=0$ , so entsteht das Teilbild b).

a)  $\vartheta = f(z)$



b)  $\vartheta = f(z^*)$

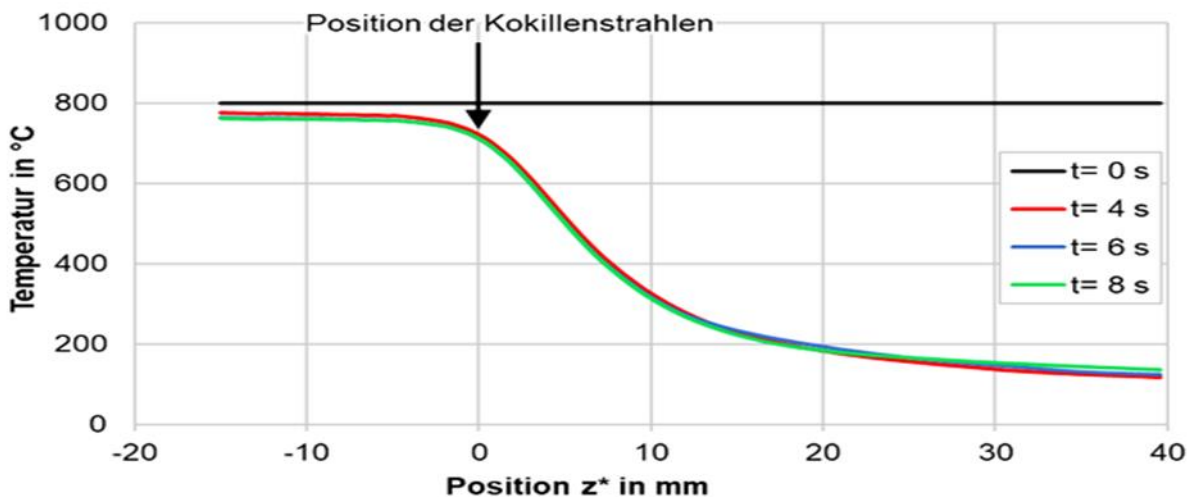


Bild 4.4: Möglichkeiten der Darstellung der Abkühlkurven am Beispiel einer 4 mm Nickelplatte

Im Teilbild b) sind die Temperaturkurven für die Kühlzeiten 4 / 6 und 8 Sekunden fast deckungsgleich. Das bedeutet, dass sich nach einer gewissen Anlaufzeit ein quasistationäres Temperaturfeld auf dem bewegten Blech herausbildet. 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.

## 5 Kennwerte der Oberflächenrauheit

Die Oberflächenrauheit der einzelnen Proben wurde am Institut für Fertigungstechnik und Qualitätssicherung der Universität Magdeburg nach DIN EN ISO 4288 und DIN EN ISO 3274

gemessen. Bestimmt wurde der arithmetische Mittenrauwert  $R_a$ , die mittlere Rautiefe  $R_v$ , die Rautiefe  $R_t$ , die gemittelte Rautiefe  $R_z$  und die maximale Einzelrautiefe  $R_{max}$ .

$$R_a = \frac{1}{l_r} \int_0^{l_r} |z(x)| dx \quad \text{bzw.} \quad R_a = \frac{1}{l_n} \int_0^{l_n} |z(x)| dx$$

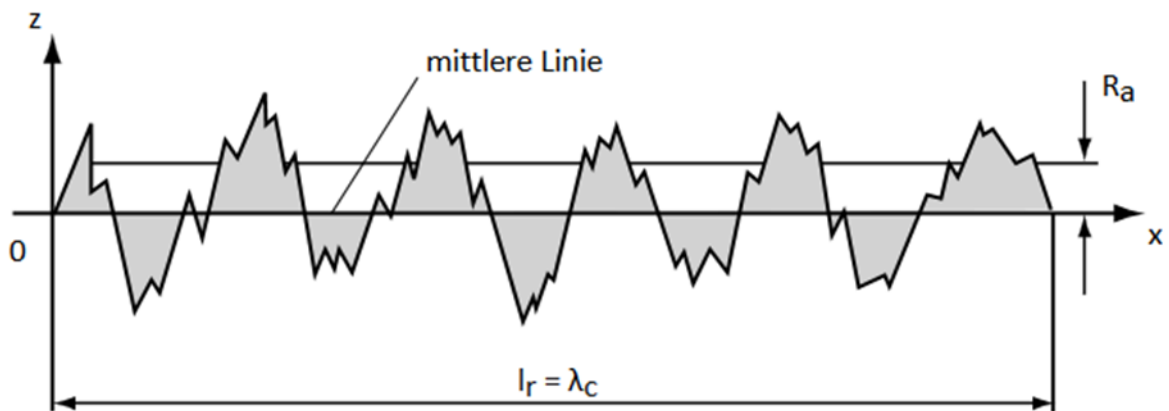
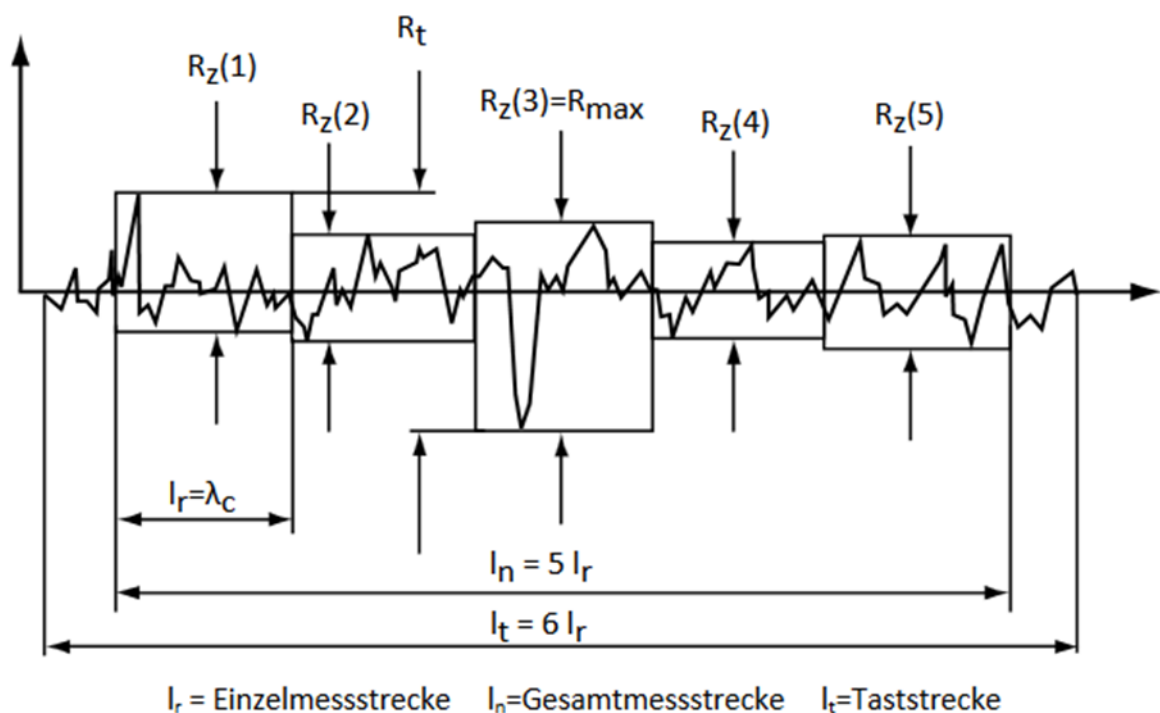


Bild 5.1: Arithmetischer Mittenrauwert  $R_a$ , Quelle: S. Jung, Universität Stuttgart [16]

Der arithmetische Mittenrauwert  $R_a$  gibt das Mittel aus der betragsmäßigen Abweichung von der Mittellinie an (Bild 5.1). Damit ist der Wert stets größer gleich Null und erlaubt nur eine Aussage über die absolute Abweichung der Höhe vom Mittelwert. Eine Aussage über die Verteilung der Höhenwerte über die Fläche ist nicht möglich. Im Dubbel [17] werden Flächen mit einem arithmetischen Mittenrauwert unter  $0,1 \mu\text{m}$  als sehr glatt und Flächen über  $25 \mu\text{m}$  als sehr rau eingestuft.



$l_r$  = Einzelmessstrecke     $l_n$  = Gesamtmessstrecke     $l_t$  = Taststrecke

Bild 5.2: Aufteilung der Messstrecke, Quelle: S. Jung, Universität Stuttgart [16]

Bei der Bestimmung der Rauheitskennwerte wird die Gesamtmessstrecke in 5 Einzelmessstrecken aufgeteilt (Bild 5.2). Die Rautiefe  $R_t$  ist die Differenz zwischen der höchsten

Spitze und der tiefsten Riefe auf der Gesamtmessstrecke  $l_n$ . Die gemittelte Rautiefe  $R_z$  ergibt sich als Mittelwert von 5 Einzelmessstrecken  $l_r$ , wobei für jede Einzelmessstrecke  $l_r$  die Differenz von höchster Spitze und tiefster Riefe gebildet wird. Die maximale Einzelrautiefe  $R_{max}$  ist die größte Einzelrautiefe aus den 5 Einzelmessstrecken. Die mittlere Riefentiefe  $R_v$  betrachtet nur die Riefentiefen in Bezug auf den Mittelwert der Oberfläche. Diese wird gebildet aus dem Mittelwert der größten Riefentiefen der 5 Einzelmessstrecken.

## 6 Übersicht zur Parametervariation der Kokillenkühlung

Mit der Untersuchung der Kühlung von Platten aus Aluminium- und Kupferlegierungen durch eine einzelne Spraydüse und eine einzelne Vollstrahldüse bei ruhender Platte wurde das Ziel verfolgt, grundlegende Zusammenhänge zur Kühlung zu erarbeiten. Diese sollen dann eine bessere Bewertung der Kühlprozesse bei einem bewegten Strang an einer Modellanlage ermöglichen. Es wurde festgestellt, dass sich Spraydüse und Vollstrahldüse hinsichtlich ihrer Kühlwirkung wesentlich voneinander unterscheiden.

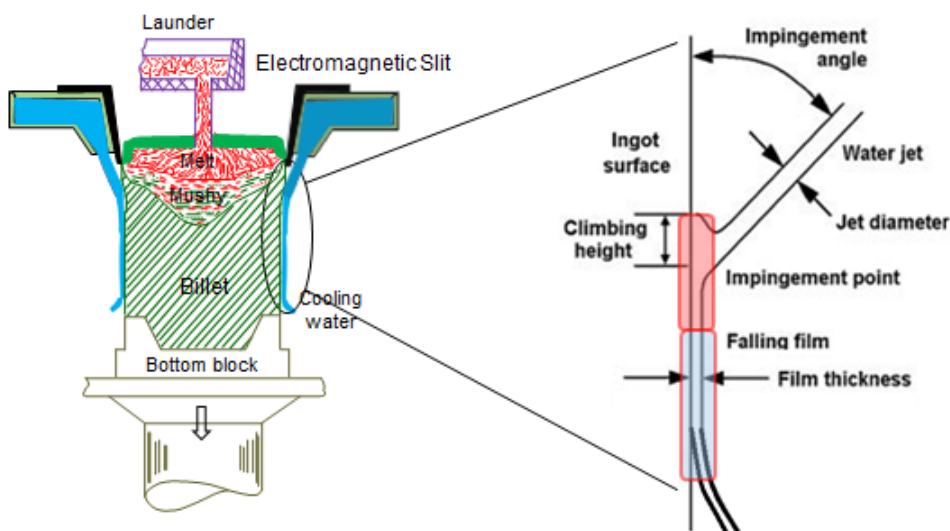
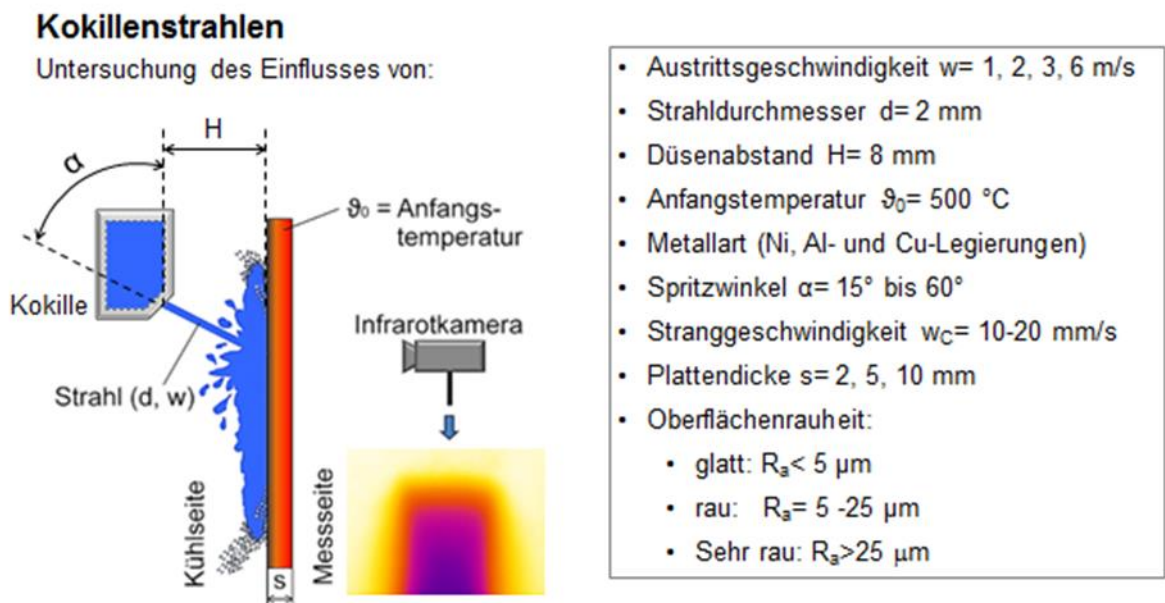


Bild 6.1: Kühlmechanismus der Sekundärkühlung

Die Sekundärkühlung beim Strangguss kann durch Spraydüsen oder Kokillenstrahlen erfolgen. Spraydüsen kommen zum Einsatz, wenn das Material sehr langsam abgekühlt werden muss, wie z.B. beim Strangguss von Stahl. Sind höhere Abkühlgeschwindigkeiten materialtechnisch möglich, kommt meist eine Kokillenkühlung zum Einsatz wie z.B. beim Strangguss von Nichteisenmetallen. Die Kokillenkühlung kann als Strahlkühlung betrachtet werden, da eine Vielzahl einzelner Wasserstrahlen, die dicht nebeneinander angeordnet sind, mit Strahlgeschwindigkeiten von ca. 2 bis 5 m/s auf den zu kühlenden Strang treffen.

Der Kühlmechanismus der Sekundärkühlung durch Kokillenstrahlen ist in Bild 6.1 dargestellt. Nachdem die Schmelze an den Wandungen der Kokille erstarrt ist, treffen die aus der Kokille austretenden Wasserstrahlen auf den noch heißen Strang. Auf der rechten Seite des Bildes

ist dieser Vorgang zum besseren Verständnis schematisch dargestellt. Die Wasserstrahlen treffen auf die heiße Oberfläche des Stranges. Die sich dort ausbildende „Impingement Zone“ kennzeichnet den unmittelbaren Auftreffbereich der Wasserstrahlen, in dem die starke Abkühlung der Oberflächentemperatur auf einer relativ kurzen Länge stattfindet. Zugleich drückt ein Teil der Wassermenge in der Größenordnung der „Climbing height“ nach oben. In der nach unten anschließenden „Free-Falling Zone“ fließt der Wasserstrom nach unten ab, wobei die Kühlwirkung nur noch gering ausgeprägt ist.



31

Bild 6.2: Einflussparameter bei der Kühlung mit Kokillenstrahlen

In Bild 6.2 ist nochmals der prinzipielle Versuchsaufbau mit den Parametern dargestellt, die Einfluss auf den Kühlprozess haben. Von den insgesamt 9 technischen Parametern werden der Strahldurchmesser  $d$  und der Düsenabstand  $H$  als konstante Werte angenommen. Damit verbleiben noch 7 technische Parameter, die sich verändern können. Wenn davon ausgegangen wird, dass für jeden der 7 technischen Parameter 3 Werte untersucht werden sollen, so ergeben sich insgesamt  $3^{7-1} = 729$  Kombinationen ohne Wiederholungsversuche. Diese Zahl macht deutlich, dass ausgehend von ersten Versuchsergebnissen möglichst schnell Einschränkungen des Umfangs der experimentellen Untersuchungen vorgenommen werden müssen.

## 7 Untersuchung der Oberflächenstruktur (AS 1)

### 7.1 Durchgeführte Arbeiten

Ausgehend von der Erkenntnis, dass die Rauheit realer Stranggussoberflächen bei Spraykühlung einen großen Einfluss auf die Kühlwirkung hat, ergibt sich die Notwendigkeit der systematischen Analyse der Oberflächenrauheit realer Stranggussoberflächen in Abhängigkeit von Materialart und Stranggussverfahren. Zu diesem Zweck wurden aus industriellen Stranggussblöcken Probenplatten mit den Abmessungen  $200 \text{ mm} \times 230 \text{ mm}$  und einer Dicke von 5 bis 20 mm herausgeschnitten.

Das Prinzip der Probengewinnung aus Kupfer- und Aluminiumlegierungen ist in Bild 7.1 und 7.2 dargestellt. Die Schwierigkeit bestand darin, den Stranggussblock bei Breiten bis 3m und Höhen bis 7 m so in Position zu bringen, dass Probendicken bis 20 mm ohne Beschädigung herausgeschnitten werden konnten. Auf keinen Fall durfte dabei die Oberfläche beschädigt

werden. Bei genauer Betrachtung ist auf der Oberfläche die Stranggussrichtung zu erkennen. Rein optisch ist die Rauheit in Stranggussrichtung geringer als die Rauheit quer zur Stranggussrichtung, was auch durch nachfolgende Rauheitsmessungen dokumentiert wird.

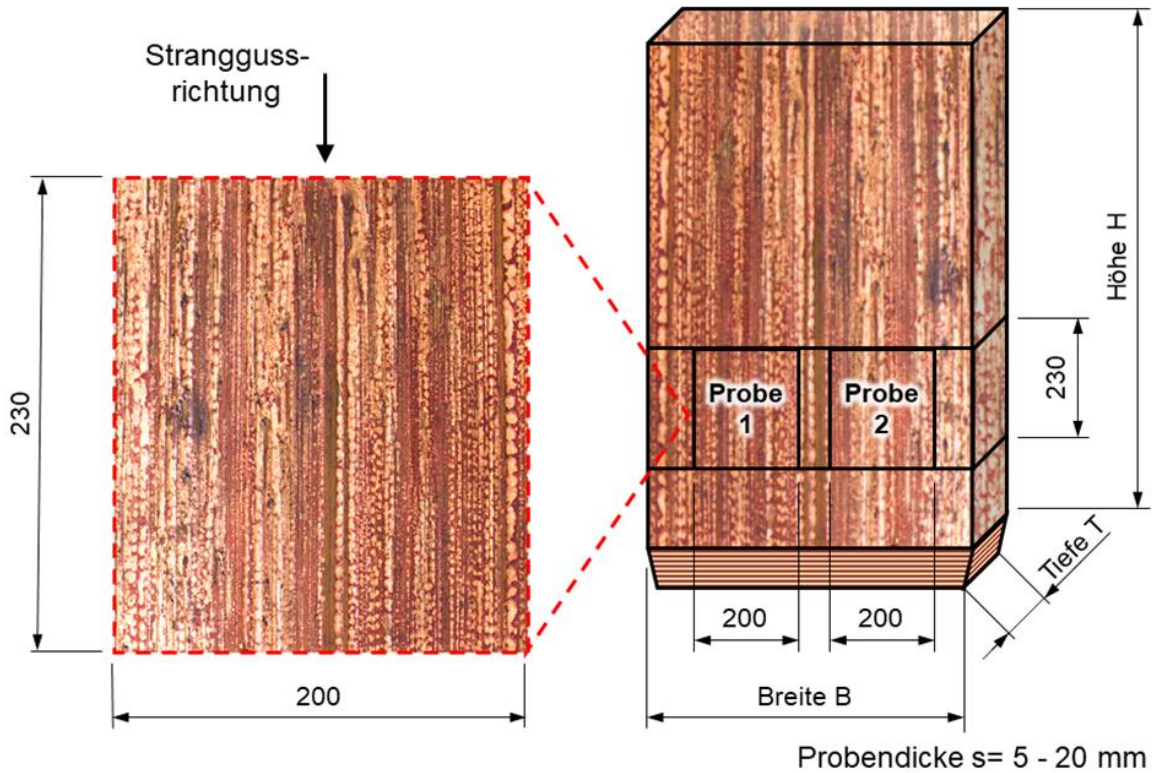


Bild 7.1: Prinzip der Probengewinnung aus Stranggussblöcken von Kupferlegierungen

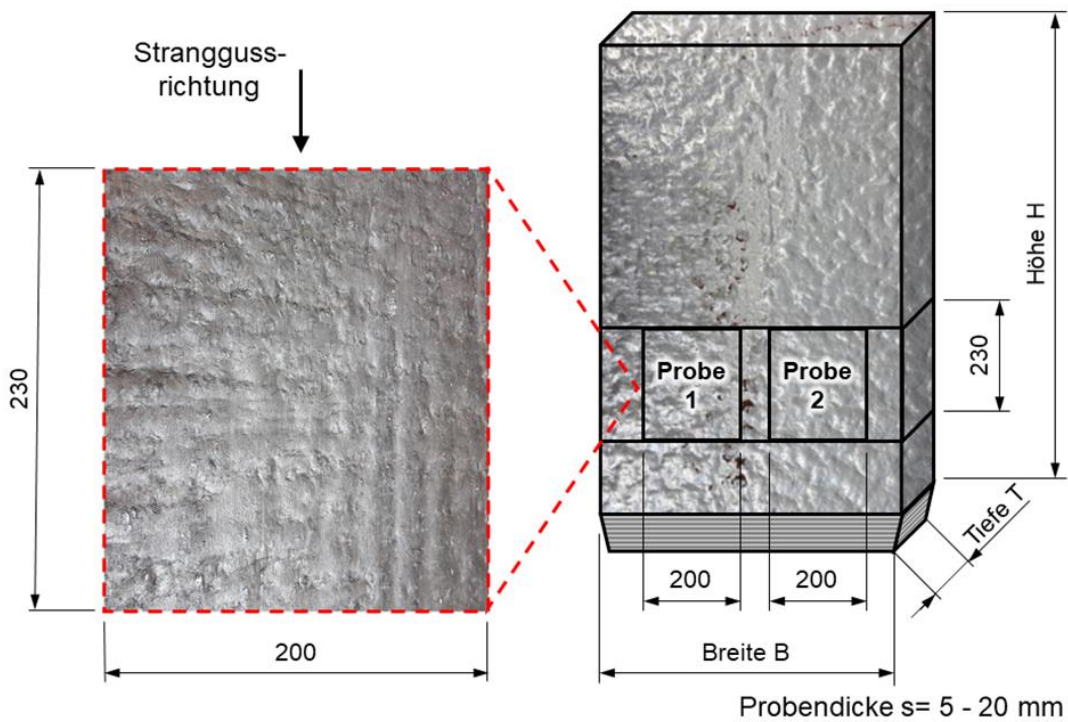


Bild 7.2: Prinzip der Probengewinnung aus Stranggussblöcken von Aluminiumlegierungen

Die Bilder 7.1 und 7.2 machen aber auch deutlich, dass nicht in jedem Fall die Stranggussrichtung sofort optisch zu erkennen ist. Das liegt dann in vielen Fällen am Stranggussverfahren. Zur Sicherheit wurde von den Firmen, die die Stranggussproben herausgeschnitten und bereitgestellt haben, für jede Probe die Stranggussrichtung angegeben.

Untersucht wurden die Aluminiumlegierungen AA6082, AA5083 und AA7050 sowie die Kupferlegierungen CuSn4, CuFe2P, CuNi3Si und CuCrZr. Es wurden typische Rauheitskennwerte bestimmt. Parallel dazu wurden auch Rauheitskennwerte glatter Flächen von Aluminium- und Kupferlegierungen ermittelt.

## 7.2 Erzielte Ergebnisse

An jedem Probeblech wurde in der Regel die Rauheit an 6 Messstrecken bestimmt. Die jeweiligen Messstrecken für Aluminiumlegierungen, Kupferlegierungen und glatte Oberflächen sind in Bild 7.3 bis 7.5 dargestellt. Die Messlinien 1 bis 3 verlaufen bei den untersuchten Aluminium- und Kupferlegierungen in Stranggussrichtung, während die Messlinien 4 bis 6 quer zur Stranggussrichtung verlaufen. Die Ergebnisse der Messungen aller Rauheitskennwerte sind tabellarisch im Anhang 21.1 für Aluminiumlegierungen und im Anhang 21.2 für Kupferlegierungen mit gleichzeitigem Verweis auf die Gusstechnologie zusammen gestellt. Aus der Gesamtheit der Rauheitskennwerte wird im Folgenden in Anlehnung an Silk u.a. [8] nur der arithmetische Mittenrauwert  $R_a$  betrachtet, der noch durch die maximale Einzelrautiefe  $R_{zmax}$  ergänzt wird.

Das Bild 7.3 zeigt für Aluminiumlegierungen neben den Messlinien die Rauheitskennwerte  $R_a$  und  $R_{zmax}$ , die sich aus dem arithmetischen Mittel der einzelnen Linien 1 bis 3 bzw. 4 bis 6 ergeben.

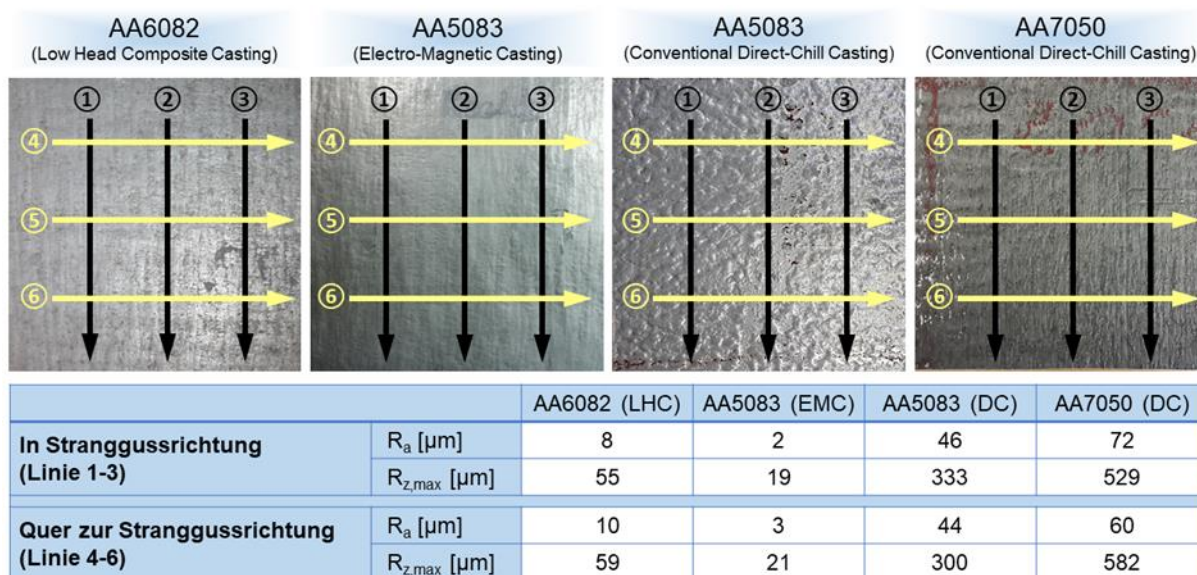


Bild 7.3: Messlinien und Kennwerte  $R_a$  und  $R_{zmax}$  von Aluminiumlegierungen

Die Rauheitswerte  $R_a$  und  $R_{zmax}$  quer zur Stranggussrichtung und in Stranggussrichtung weichen nicht stark voneinander ab. Eine eindeutige Tendenz in Abhängigkeit der Messlinienrichtung kann nicht festgestellt werden. Es besteht aber ein großer Unterschied zwischen  $R_a$  und  $R_{zmax}$ . Die maximale Einzelrautiefe  $R_{zmax}$  kann ca. das 6- bis 10-fache des arithmetischen Mittenrauwertes  $R_a$  betragen, was durch die Definition der Rauheitskennwerte bedingt ist. Eindeutige Tendenzen ergeben sich aber, wenn die Abhängigkeit zum Stranggussverfahren betrachtet wird. So zeigt der EMC-Kokillenguss in Stranggussrichtung den



niedrigsten  $R_a$ -Wert mit 2  $\mu\text{m}$ . Dann kommt der LHC-Kokillenguss mit 8  $\mu\text{m}$ . Am höchsten liegen die  $R_a$ -Werte beim konventionellen Kokillenguss (DC) mit 46 und 72  $\mu\text{m}$ . Nach Dubbel [17] werden im Maschinenbau Oberflächen mit  $R_a > 25 \mu\text{m}$  als sehr rau eingestuft.

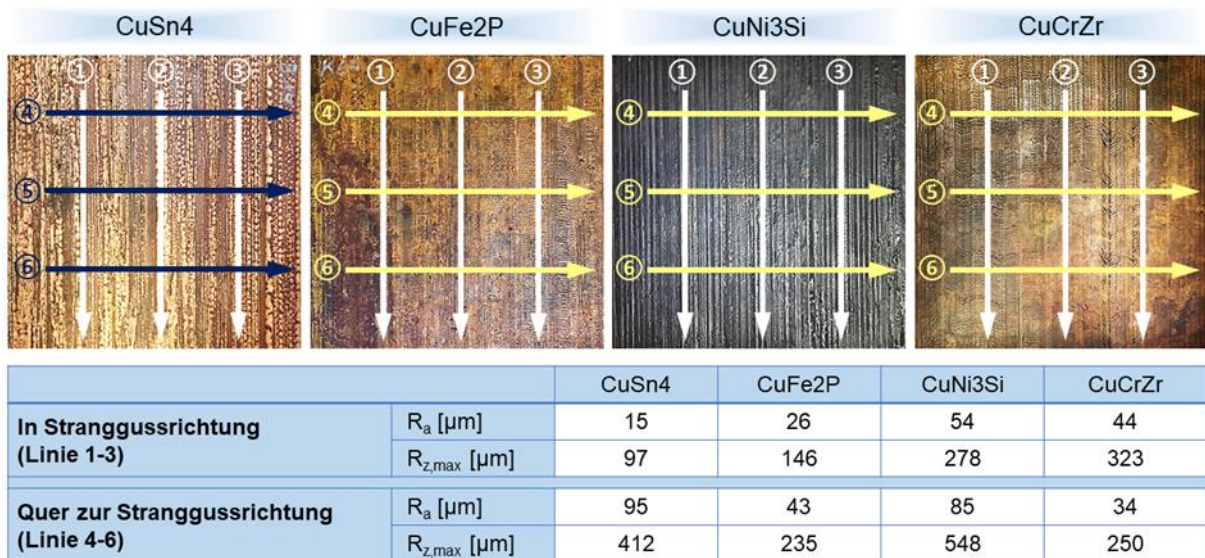


Bild 7.4: Messlinien und Kennwerte  $R_a$  und  $R_{z,max}$  von Kupferlegierungen

Die Messlinien und Rauheitskennwerte der vermessenen Kupferlegierungen sind in Bild 7.4 zu sehen. Die Vermessung erfolgte analog zu den Aluminiumlegierungen. Hierbei ist anzumerken, dass alle Proben der aufgeführten Kupferlegierungen aus dem konventionellem Kokillenguss (DC) stammen. Sieht man von der Kupferlegierung CuCrZr ab, so liegen die Rauheitswerte  $R_a$  und  $R_{z,max}$  quer zur Stranggussrichtung stets höher als die Werte in Stranggussrichtung. Die maximale Einzelrautiefe  $R_{z,max}$  kann ca. das 5- bis 7,3-fache des arithmetischen Mittenrauwertes  $R_a$  betragen, was auch hier durch die Definition der Rauheitskennwerte bedingt ist. Folgt man der Definition von Dubbel [1], so sind die Oberflächen der Kupferlegierungen CuFe2P, CuNi3Si und CuCrZr als sehr rau einzustufen. Die Kupferlegierung CuSn4, eine Bronze, liegt mit 15  $\mu\text{m}$  nicht mehr im Bereich „sehr rau“. Die Oberfläche wird hier als „rau“ eingestuft. Als Fazit wird die Schlussfolgerung gezogen, dass die Rauheit der untersuchten Kupferlegierungen sich zwischen „rau“ und „sehr rau“ bewegt.

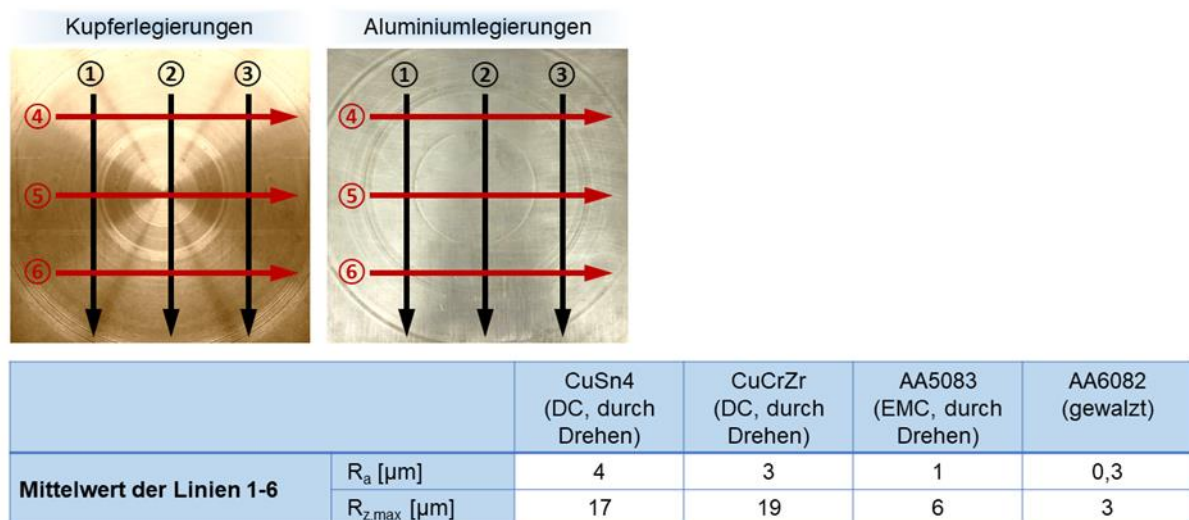


Bild 7.5: Messlinien und Kennwerte  $R_a$  und  $R_{z,max}$  glatter Oberflächen

Um die Kühlwirkung auf realen rauen Oberflächen mit glatten Oberflächen vergleichen zu können, wurden technisch glatte Proben von Kupfer- und Aluminiumlegierungen durch Drehen hergestellt, wobei von der gleichen Materialcharge ausgegangen wurde. Dabei wurde darauf geachtet, dass die glatte Probe die gleiche spezifische Masse in g/Flächeneinheit hatte wie die raue Vergleichsprobe. Das Bild 7.5 zeigt die Messlinien und die ermittelten Kennwerte der Rauheit. Der arithmetische Mittenrauwert  $R_a$  der durch Drehen hergestellten glatten Oberfläche der Kupferlegierungen bewegt sich zwischen 3 und 4  $\mu\text{m}$ , während durch Drehen der Aluminiumlegierung AA5083 aus EMC-Strangguss ein Wert von 1  $\mu\text{m}$  erreicht wurde. An käuflich erworbenen gewalzten Blechen aus AA6082 wurden  $R_a$ -Werte von 0,3  $\mu\text{m}$  gemessen. Diese Bleche kamen aber nicht zum Einsatz um die Kühlwirkung glatter und rauer Oberflächen zu vergleichen. Der  $R_a$ -Wert, der für die Kühlversuche hergestellten „glatten Oberflächen“, bewegte sich je nach Legierung und Oberflächenbearbeitung zwischen 1 und 4  $\mu\text{m}$ .

Einen visuellen Eindruck von der Rauheit der einzelnen Oberflächen geben die Rauheitsprofile. Die Rauheitsprofile untersuchter Kupferlegierungen in Stranggussrichtung sind in Bild 7.6 dargestellt. Deutlich ist der Unterschied zwischen realen Stranggussoberflächen und durch Oberflächenbearbeitung hergestellten glatten Oberflächen zu erkennen. Der arithmetische Mittenrauwert der bearbeiteten Oberflächen der Kupferlegierungen CuSn4 und CuCrZr liegt bei 3 bis 4  $\mu\text{m}$ . Diese Oberflächen sind als technisch glatt einzustufen. Bemerkenswert ist aber auch das Rauheitsprofil der realen Oberfläche der Kupferlegierung CuSn4, das weniger stark als die Profile der anderen realen Kupferlegierungen ausgeprägt ist.

Die exemplarischen Rauheitsprofile von Aluminiumlegierungen gemäß Bild 7.7 dokumentieren den Einfluss des Stranggussverfahrens. Die größte Rauheit tritt beim konventionellen Strangguss (DC Casting) auf. Dann folgen mit abnehmender Rauheit: LHC-Strangguss und EMC-Strangguss. Eine mechanisch bearbeitete EMC-Stranggussprobe ergab eine Rauheit  $R_a$  von 0,7  $\mu\text{m}$ . Als Fazit werden alle Oberflächen wie folgt eingestuft:

- |  |                      |
|--|----------------------|
| $R_a \leq 5 \mu\text{m}$                   | glatte Oberfläche    |
| $R_a > 5 \mu\text{m}$ bis 25 $\mu\text{m}$ | raue Oberfläche      |
| $R_a > 25 \mu\text{m}$                     | sehr raue Oberfläche |

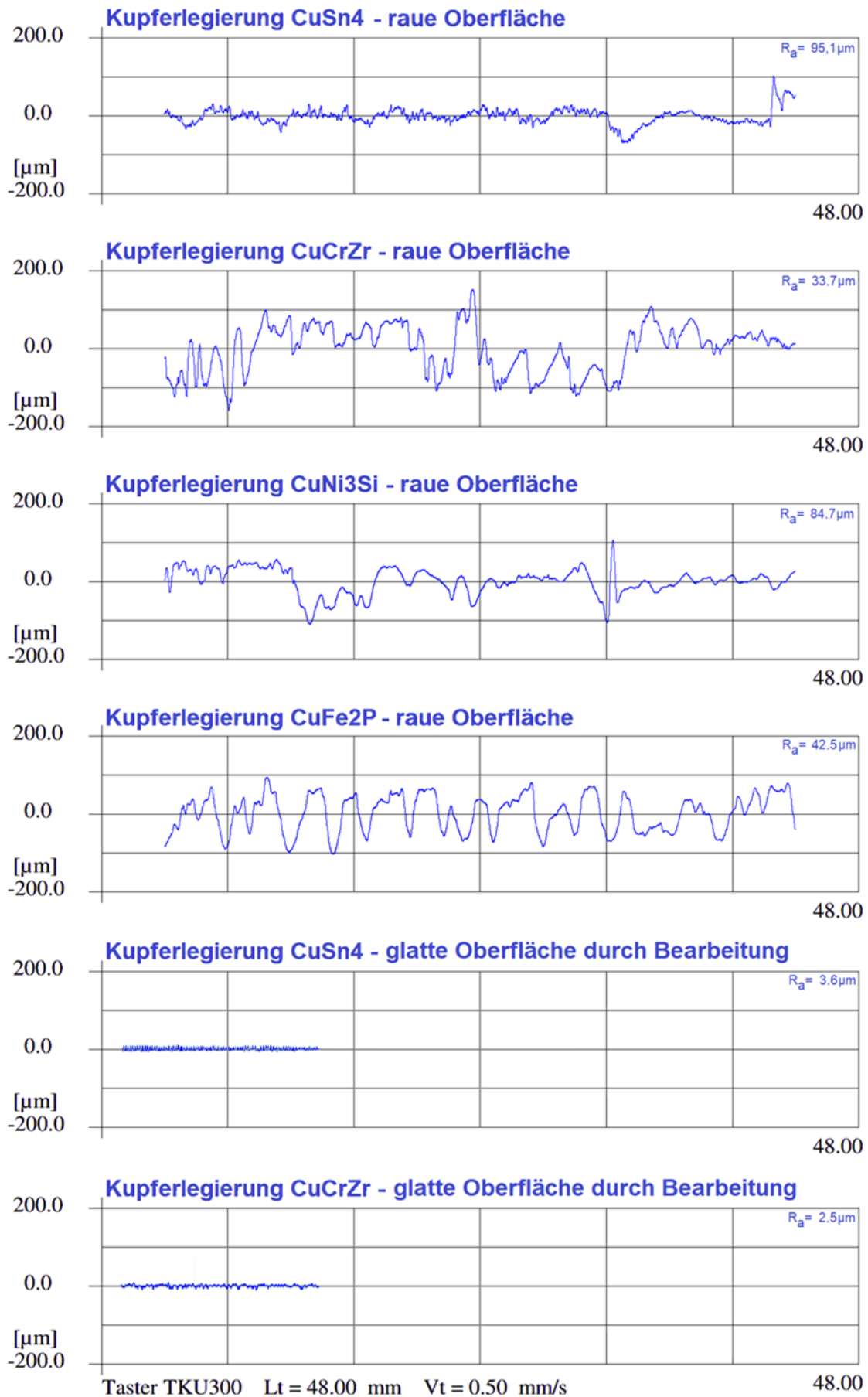
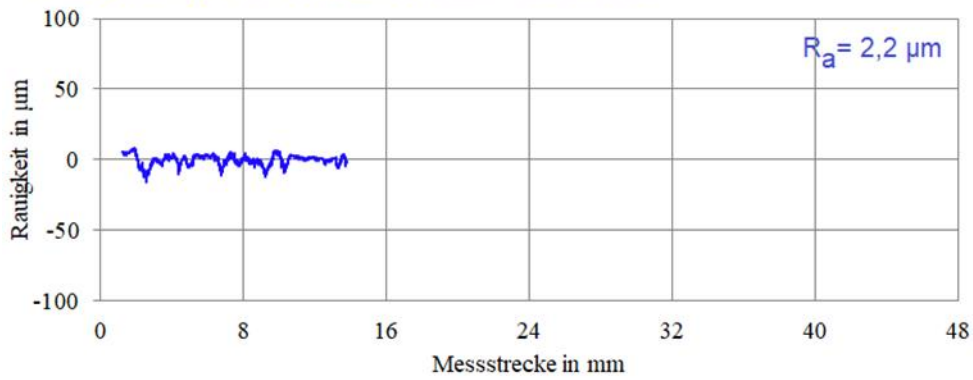
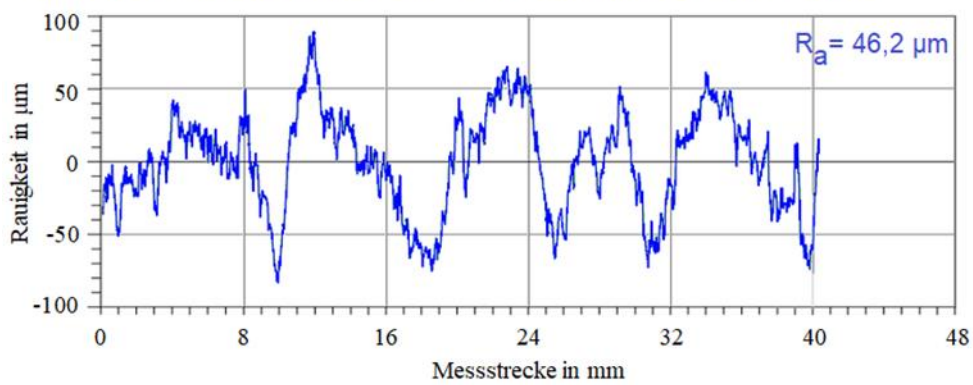


Bild 7.6: Rauheitsprofile von Kupferlegierungen in Stranggussrichtung

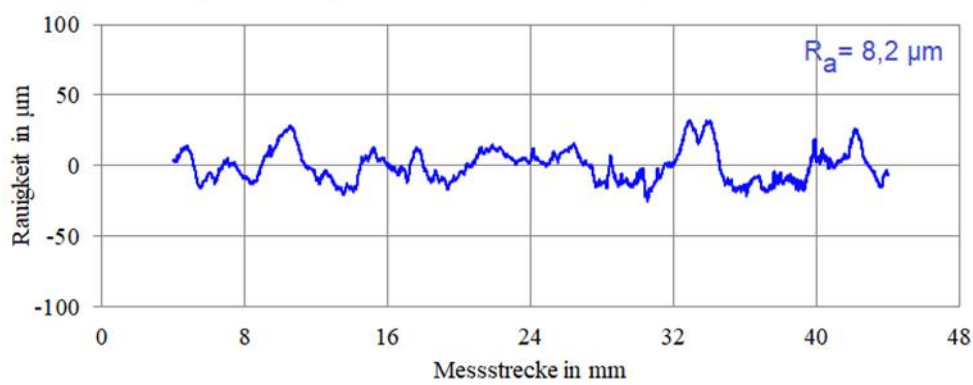
Al-Legierung AA5083, EMC, raue Oberfläche



Al-Legierung AA5083, Direct Chill Casting, raue Oberfläche



Al-Legierung AA6082, LHC, raue Oberfläche



Al-Legierung AA5083, EMC, bearbeitet, techn. glatte Oberfläche

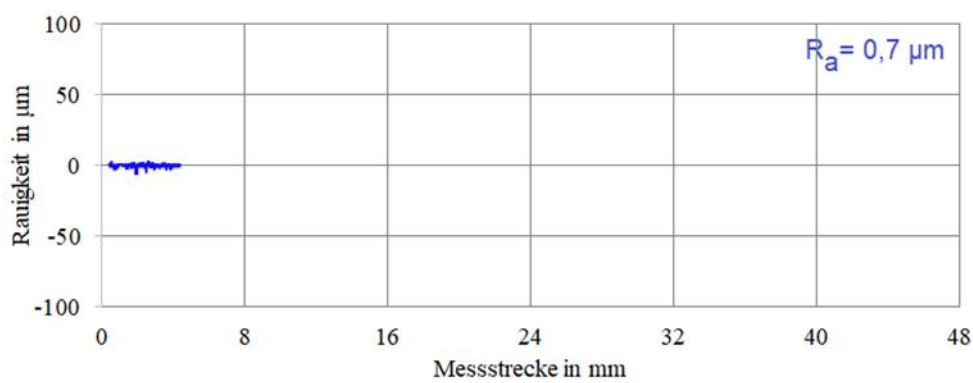
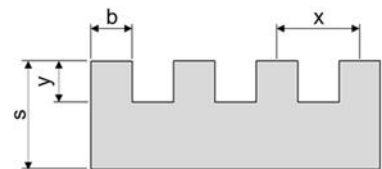
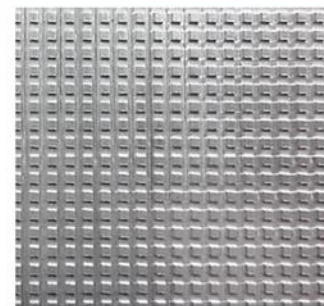


Bild 7.7: Rauheitsprofile von Aluminiumlegierungen in Stranggussrichtung

Strukturen künstlicher Rauheit wurden von Silk [8] bei Oberflächentemperaturen bis 70°C für Oberflächenerhebungen aus Pyramiden, Streifen und Quadern untersucht und mit glatten Oberflächen verglichen. Die Struktur der untersuchten Streifen-erhebungen spiegelt am wenigsten die Struktur der realen Stranggussoberflächen wieder. Die Erhebungen aus Quadern und Pyramiden stellen eine bessere Annäherung dar. Für die Herstellung einer künstlich strukturierten Oberfläche werden Erhebungen aus Quadern gewählt, da diese in den Experimenten von [8] größere Werte für den Heat Flux aufweisen. Damit ist gesichert, dass in Kühlversuchen die größten Differenzen zu glatten Oberflächen herausgestellt werden können.



	s	b	y	x
Quaderstruktur	10 mm	2 mm	1 mm	4 mm



- Al-Legierung 6082
- Plattendicke: s= 10 mm
- Abmaße: 230x250 mm

Bild 7.8: Erzeugte künstliche Rauheit einer Platte aus der Aluminiumlegierung AA 6082

Das Bild 7.8 zeigt eine durch Oberflächenbearbeitung hergestellte künstliche Rauheit auf der Basis von Erhebungen aus gleich großen Quadern mit der Grundfläche 2 mm x 2 mm und einer Höhe von 1 mm, deren mittlerer Abstand 4 mm beträgt. Wird eine Messlinie über die Quader gezogen, so ergibt sich ein Mittenrauwert von  $R_a=500 \mu\text{m}$ . Liegt die Messlinie in der Vertiefung, so folgt  $R_a=0$ . Die künstliche Oberfläche wird damit durch Mittenrauwerte von 0 und 500  $\mu\text{m}$  geprägt, die mit gleicher Häufigkeit auftreten. Auf Grund der Gleichmäßigkeit der Struktur ist die maximale Einzelrautiefe  $R_{z\text{max}}$  identisch mit den Werten der Mittenrauwerte  $R_a$ . Die so hergestellte Platte dient als Vergleichsobjekt mit der höchsten Rauheit einer Oberfläche. Ein Vergleich mit realen Stranggussoberflächen soll dazu beitragen den Einfluss der Rauheit zu quantifizieren.

Mit der Herstellung einer künstlichen Rauheit ist gleichzeitig eine Vergrößerung der Oberfläche der zu untersuchenden Platte verbunden. Daher muss der Einfluss der Oberflächenvergrößerung vom Einfluss der Rauheit getrennt werden, um belastbare Aussagen zum Kühlprozess ableiten zu können. Wird der Faktor der Oberflächenvergrößerung mit  $f$  bezeichnet, so ergibt sich dieser aus:

$$f = 1 + 4 \cdot b \cdot y / x^2$$

Mit den Werten aus Bild 7.8 folgt dann  $f=1,5$ . Das bedeutet, dass die Oberfläche durch die künstliche Struktur sich um 50% vergrößert. Dies ist bei der Bewertung der Experimente zu berücksichtigen. Für reale Stranggussoberflächen konnte keine belastbare Aussage zum Faktor der Oberflächenvergrößerung gefunden werden.

## 8 Kokillenkühlung glatter (AS 2) und rauer (AS 5) Flächen von Al-Legierungen

### 8.1 Durchgeführte Arbeiten

Die Arbeitsschritte AS 2 und AS 5 werden hier in einem gemeinsamen Gliederungspunkt dargestellt, da eine separate Betrachtung hinsichtlich des Einflusses der Oberflächenrauheit nicht zielführend ist. Der Übersicht halber wird die Kokillenkühlung glatter und rauer Oberflächen getrennt nach Aluminium- und Kupferlegierungen durchgeführt.

Eine Übersicht über die verwendeten Aluminiumlegierungen sowie deren Materialdicke, Abmessung und Masse gibt die Tabelle 8.1.

Metallprobe	Oberfläche	Materialstärke	Abmessung	Gewicht
AA6082	glatt	2 mm	250 x 230 mm	308,0 g
		5 mm	250 x 230 mm	783,0 g
		10 mm	250 x 230 mm 250 x 250 mm	1634,0 g 1773,0 g
AA5083	glatt	10 mm	250 x 250 mm	1721,0 g
	rau	10 mm	250 x 250 mm	1717,0 g
AA7050	glatt	10 mm	250 x 250 mm	1707,3 g
	rau	10 mm	250 x 250 mm	1702,9 g
	glatt	10 mm	193 x 90 mm	478,2 g
	rau	10 mm	200 x 90 mm	492,5 g

Tab. 8.1: Übersicht zu den in den Experimenten verwendeten Proben

Alle Proben weisen ein rechteckiges Format auf. Um die Abkühlung glatter und rauer Proben vergleichen zu können, kam es darauf an, dass glatte und raue Probe nahezu **die gleiche Masse** hatten und **aus der gleichen Gusscharge** stammten. Eine Seite der rauen Probe besteht aus einer Oberfläche, wie sie real im Stranggussprozess entstand. Die zweite Seite der rauen Probe wurde durch mechanische Bearbeitung geglättet mit Rauheitswerten von  $R_a < 5 \mu\text{m}$ . Die glatte Seite wurde dann mit einem Ofenspray beschichtet, um die Oberflächentemperaturen bei einem definierten Emissionsgrad messen zu können. Die raue Seite war im Kühlprozess den Wasserstrahlen der Modellkokille ausgesetzt.

Parallel dazu wurde eine allseitig glatte Probe aus der gleichen Stranggusscharge durch mechanische Bearbeitung hergestellt. Dabei kam es im Herstellungsprozess darauf an, dass die **Masse von rauer und glatter Probe nahezu gleich** waren. Eine Seite der glatten Probe wurde dann mit einem Ofenspray beschichtet, während die andere Seite unbeschichtet mit Wasserstrahlen aus der Modellkokille bespritzt wurde.

Das Bild 8.1 zeigt die Infrarotaufnahme einer glatten Probe der Aluminiumlegierung AA6082 am Anfang der Kühlzeit. Die Aufnahme stammt von der Rückseite der Probe, während die Vorderseite mit Kokillenstrahlen gekühlt wird. Die Kühlzeit  $t=0$  ist so definiert, dass zu diesem Zeitpunkt zum ersten Mal Wasserstrahlen auf die Unterkante der Probe treffen. Während die Kokille feststeht, bewegt sich die Probe mit einer konstanten Geschwindigkeit nach unten, wodurch der gekühlte Bereich immer weiter nach oben wandert.

Zum Auslesen der Temperaturen aus der Infrarotkamera wird eine vertikale Linie mit Messpunkten in das Infrarotbild gelegt. Werden die ausgelesenen Temperaturen in Abhängigkeit der Ortskoordinate  $z$  dargestellt, so ergibt sich ein Temperaturprofil nach Bild 8.2. Dabei ist zu beachten, dass die Koordinate  $z=0$  identisch mit der Unterkante der sich

bewegenden Probe ist. In den ersten Sekunden der Kühlung (1. bis 3. Sekunde) folgt die Kühlung nach einem instationären Muster. Erst ab Kühlzeiten von 5 s bildet sich ein quasistationäres Temperaturfeld heraus, welches durch die Ähnlichkeit der Kühlkurven auffällt. Verschiebt man diese Kurven waagerecht zueinander, so kann man diese fast nahezu zur Deckung bringen.

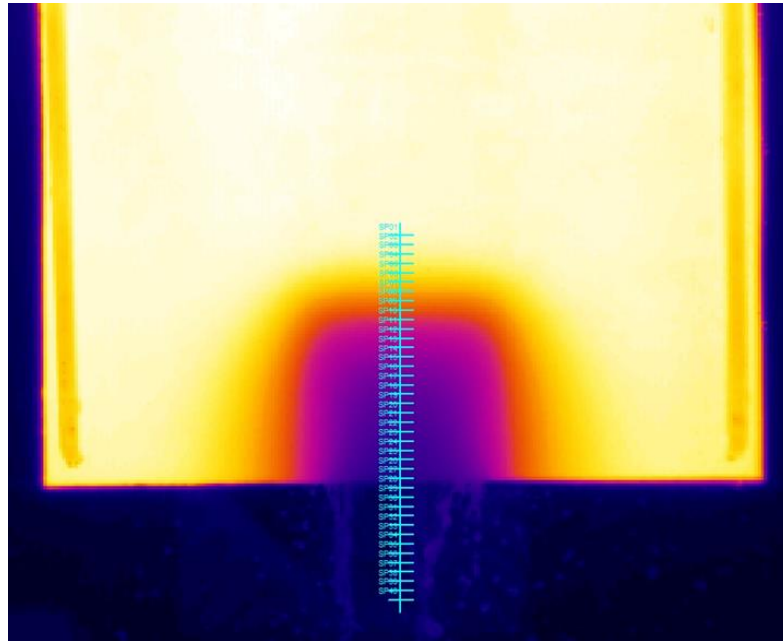


Bild 8.1: Infrarotaufnahme zu Beginn der Kühlung

Der instationäre Bereich wird zunächst aus den weiteren Betrachtungen ausgeblendet, da dieser nur im Anfahrbereich des Stranggusses Bedeutung hat. Auf den Anfahrbereich wird jedoch näher im Rahmen der Erklärung des „Ejekting-Phänomens“ eingegangen. Die Beurteilung des Einflusses der Prozessparameter auf den Kühlprozess erfolgt in den nachfolgenden Unterpunkten nur nach den quasistationären Temperaturkurven. Für die untersuchten Aluminiumlegierungen sind das die Abkühlkurven nach einer Kühlzeit von 5 s und darüber.

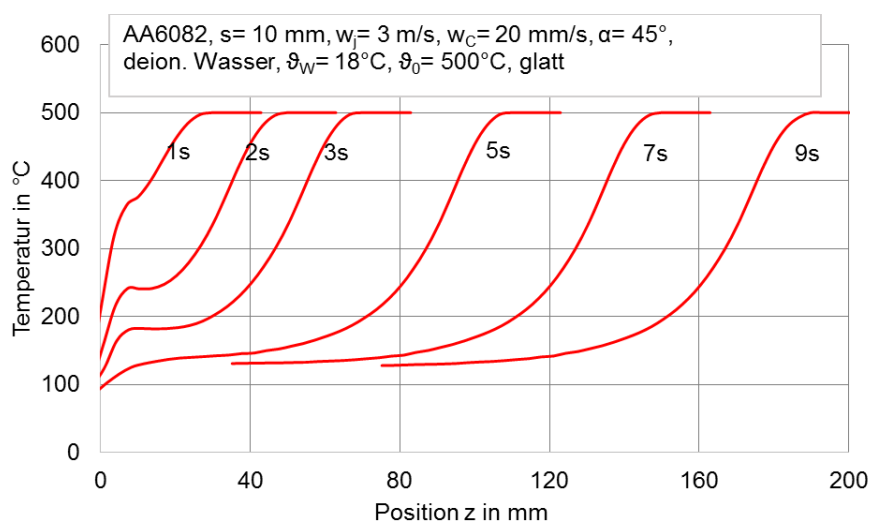


Bild 8.2: Abkühlkurven von AA6082 bis zur Ausbildung eines quasistationären Zustandes

## 8.2 Erzielte Ergebnisse

### 8.2.1 Reproduzierbarkeit der Messungen

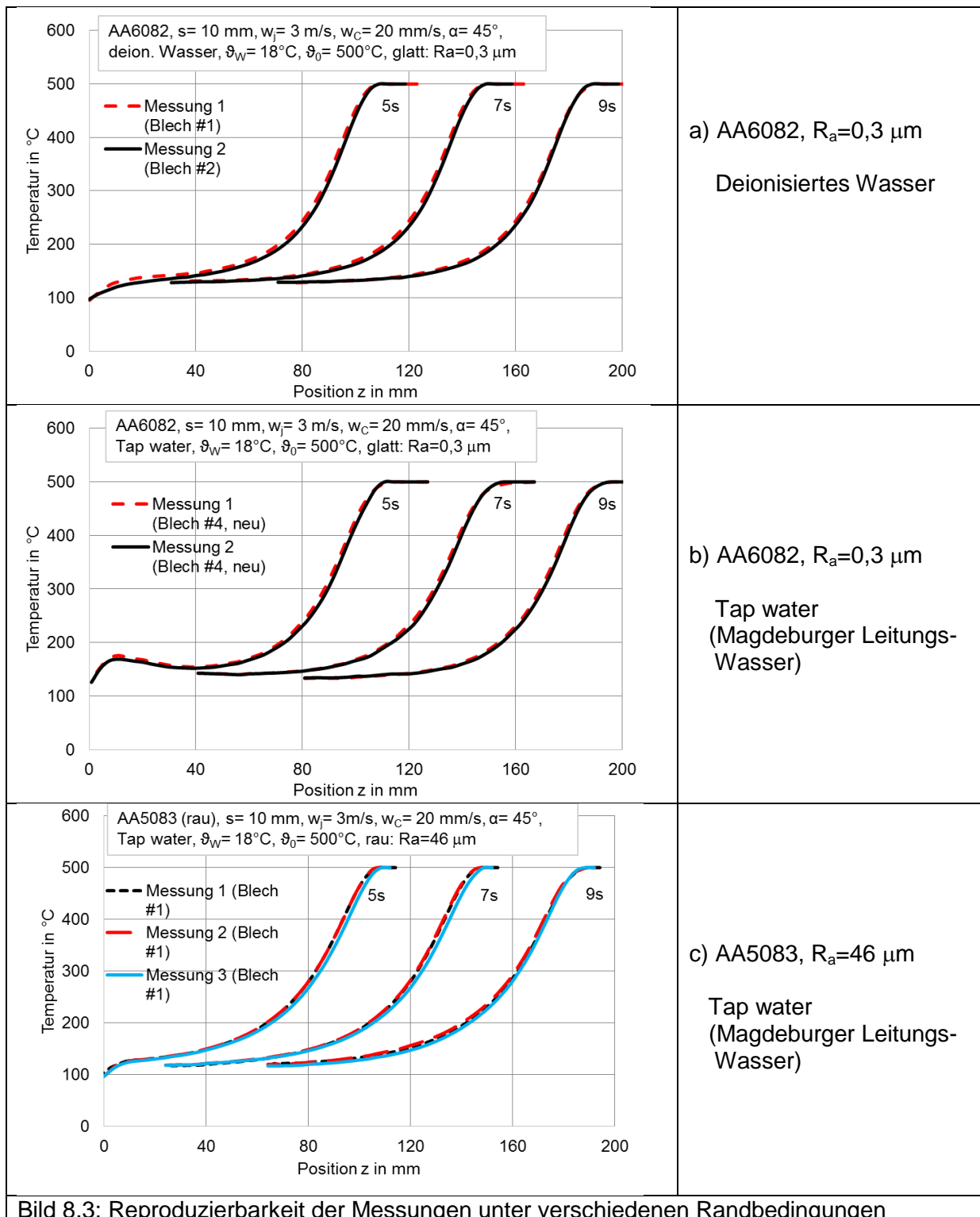


Bild 8.3: Reproduzierbarkeit der Messungen unter verschiedenen Randbedingungen

Durch Wiederholung der Versuche konnte gezeigt werden, dass die Messungen nach Erreichen des quasistationären Zustandes reproduzierbar sind. Die Ergebnisse sind im Bild 8.3 für verschiedene Randbedingungen dargestellt. Die Reproduzierbarkeit gilt sowohl für deionisiertes Kühlwasser (a), als auch für Tap water (b). Mit Teilbild (a+c) wird auch der



Nachweis erbracht, dass die Reproduzierbarkeit auch unabhängig von der Oberflächenrauheit und der Materialart erreicht wird.

### 8.2.2 Einfluss der Stranggeschwindigkeit

Der Einfluss der Stranggeschwindigkeit auf die Kühlkurven bei Verwendung von deionisiertem Wasser und glatten Oberflächen geht aus dem Bild 11.4 hervor. Für eine 5 mm und eine 10 mm dicke Platte werden die Kühlkurven bei Stranggeschwindigkeiten von 10 und 20 mm/s gezeigt.

Im Fall der 5 mm dicken Platte (a) sind nach einer Kühlzeit von 7 s bei einer Stranggeschwindigkeit von 10 mm/s die Positionen  $z > 100$  mm noch nicht von der Kühlung erfasst, während bei 20 mm/s die Positionen  $z < 160$  mm bereits gekühlt wurden. Im untersuchten Fall unterscheiden sich die Kühlendtemperaturen bei 10 und 20 mm/s kaum. Sowohl bei einer Stranggeschwindigkeit von 10 mm/s (rot gestrichelt) als auch bei einer Stranggeschwindigkeit von 20 mm/s (schwarze Volllinie) können die einzelnen Kurven der jeweiligen Stranggeschwindigkeit waagrecht so verschoben werden, dass es nahezu zur vollständigen Überdeckung kommt. Dies ist ein eindeutiger Hinweis, dass sich bereits nach 5 s Kühlzeit ein quasistationärer Zustand herausgebildet hat.

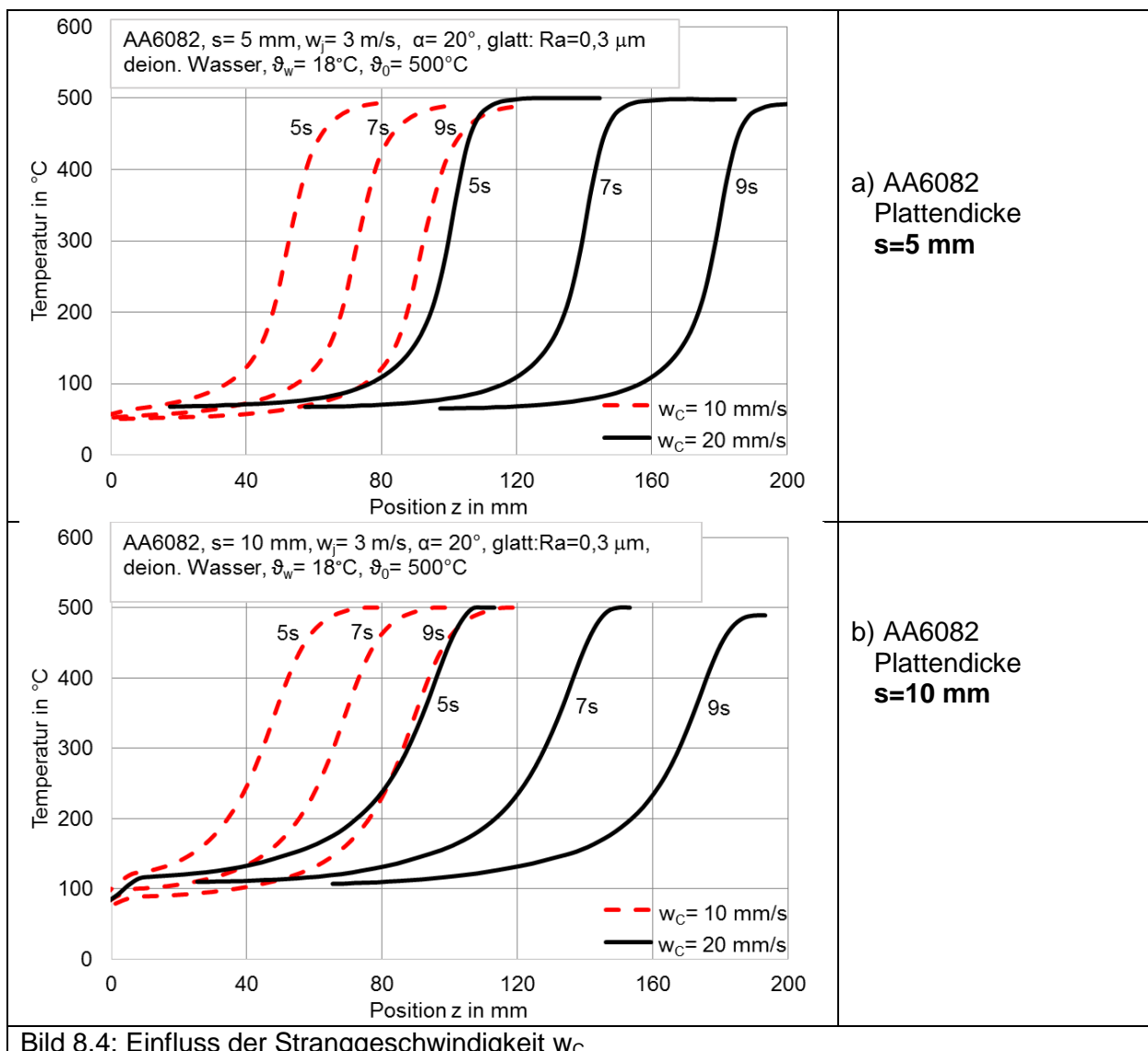


Bild 8.4: Einfluss der Stranggeschwindigkeit  $w_c$

Bei der 10 mm dicken Platte (b) kann bei einer Stranggeschwindigkeit von 10 und 20 mm/s auch von der Ausbildung eines quasistationären Zustandes nach einer Kühlzeit von 5 s ausgegangen werden. Die Kurven zeigen aber einen kleineren Abkühlgradienten gegenüber der 5 mm dicken Platte. Die Kühlendtemperatur liegt bei 20 mm/s etwas über der Kühlendtemperatur bei 10 mm/s. Weitere Steigerungen der Stranggeschwindigkeit über 20 mm/s hinaus würden zu einem merklichen Anstieg der Kühlendtemperatur führen. Die Kühlendtemperatur ist eine wichtige Größe, die durch die realisierte Technologie bestimmt wird.

Zusammenfassend ist festzustellen, dass mit der Erhöhung der Stranggeschwindigkeit die zu kühlende Strecke sich vergrößert und je nach Volumenstrom auch mit einem merklichen Anstieg der Kühlendtemperatur zu rechnen ist. Bei gleicher Stranggeschwindigkeit kühlt eine dickere Platte an einer betrachteten Position langsamer ab als eine dünnere. Unter gleichen Kühlbedingungen kommt es bei einer dickeren Platte zu einer höheren Kühlendtemperatur. Die Kühlendtemperaturen werden durch das Material, die Stranggeschwindigkeit und die Parameter des Kühlwassers bestimmt.

### 8.2.3 Einfluss der Oberflächenrauheit

Am Beispiel der untersuchten Aluminiumlegierungen AA5083 und AA7050 zeigt sich, dass je nach Art der untersuchten Aluminiumlegierung es zu Spannungsrissen während der Abkühlung kommen kann. Ein gutes Beispiel dafür ist die Legierung AA7050, die im Allgemeinen als sehr empfindlich bei thermischen Behandlung gilt. Im Bild 8.5 sind die glatte und die raue Oberfläche der untersuchten Aluminiumlegierungen gegenüber gestellt. Bei einer Starttemperatur  $\vartheta_0$  von 500°C und einer Strahlgeschwindigkeit  $w_j$  von 3 m/s kam es während der Abkühlung mit Kokillenstrahlen sowohl bei einer glatten als auch bei einer rauhen Oberfläche der Legierung AA7050 zu Spannungsrissen. Damit war eine solide Auswertung mittels der Infrarotthermografie nicht möglich. Die entstandenen Risse sind nicht auf die Rauheit zurückzuführen, sondern auf eine zu hohe Anfangstemperatur zu Beginn der Kühlung. In einem späteren Experiment konnte gezeigt werden, dass mit der Reduzierung der Starttemperatur auf 450°C eine Kühlung der Aluminiumlegierung AA7050 ohne Rissbildung möglich ist.

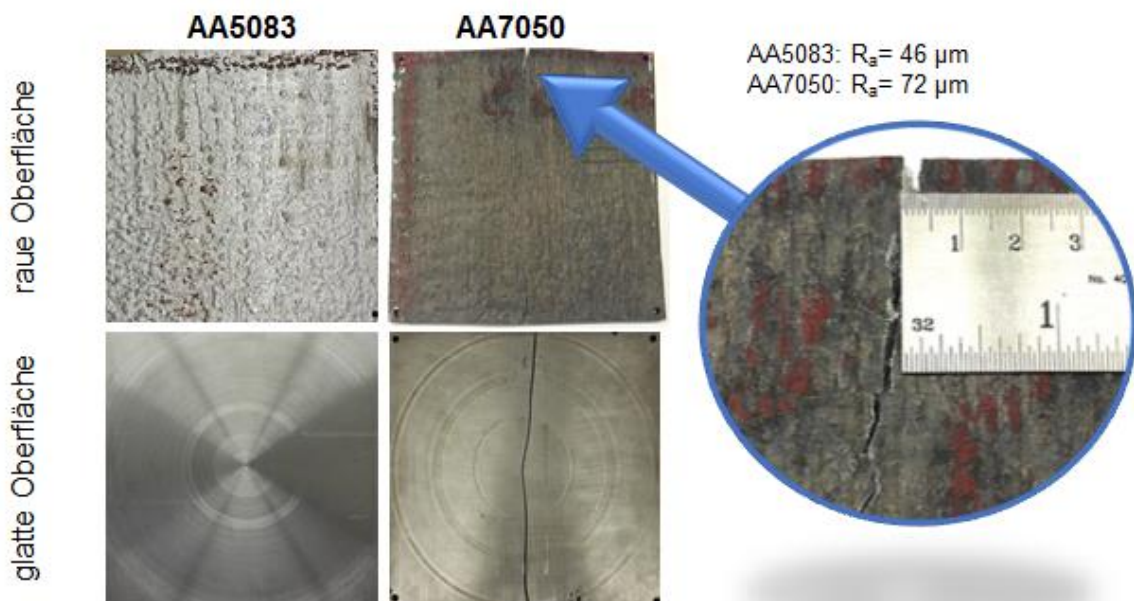


Bild 8.5: Untersuchte Materialproben im Vergleich

Im Gegensatz dazu sind bei der Abkühlung der Legierung AA5083 bei den unterschiedlichsten Geschwindigkeiten der Kokillenstrahlen und bei einer Starttemperatur von 500°C keine Risse aufgetreten.

Das Bild 8.6 zeigt für die Aluminiumlegierung AA5083 den Einfluss der Oberflächenrauheit auf die Strangkühlung bei einer Stranggeschwindigkeit von 20 mm/s. Im Teilbild a) wird der Vergleich für deionisiertes Wasser mit einer elektrischen Leitfähigkeit von  $EC=0$  mS/cm geführt. Das Teilbild b) zeigt den Einfluss bei Verwendung von Magdeburger Leitungswasser mit einer elektrischen Leitfähigkeit von  $EC=0,58$  mS/cm. Unabhängig von der Wasserqualität ist festzustellen, dass die Abkühlkurven für die raue Oberfläche (rot gestrichelt) nahezu mit den Abkühlkurven der glatten Oberfläche (schwarze Volllinie) zusammenfallen. Hieraus ergibt sich, dass die Oberflächenrauheit bei Strahlgeschwindigkeiten ab 2 m/s keinen Einfluss auf das Abkühlverhalten ausübt.

Ein Vergleich der Abkühlkurven von deionisiertem Wasser und Magdeburger Wasser zeigt, dass bei Magdeburger Wasser eine ganz geringfügige schnellere Abkühlung, bedingt durch den Salzgehalt, stattfindet.

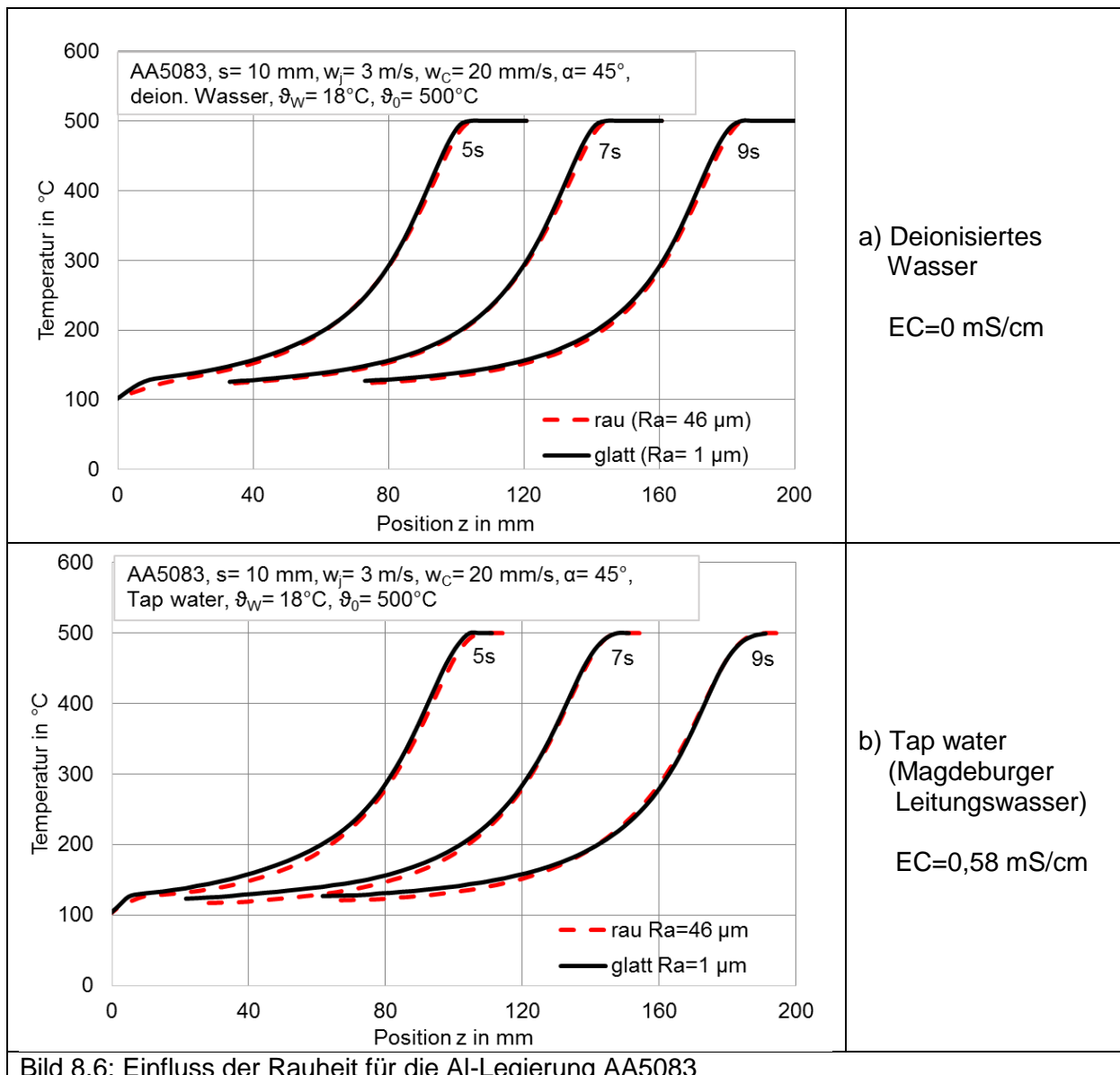


Bild 8.6: Einfluss der Rauheit für die Al-Legierung AA5083

Um eine rissfreie Kühlung der Legierung AA7050 zu erreichen, wurde die Starttemperatur von 500°C auf 450°C herabgesetzt. Gleichzeitig wurde auch eine Reduzierung der Strahlgeschwindigkeit der Kokillenstrahlen von 3 m/s auf 1 m/s vorgenommen. Als Kühlmittel diente Magdeburger Wasser. Im Ergebnis konnte eine rissfreie Kühlung erfolgreich durchgeführt werden. Die Ergebnisse zeigt das Bild 8.7. Bedingt durch die geringe Strahlgeschwindigkeit von 1 m/s wird die bei 3 m/s erreichte Kühlendtemperatur von ca. 100°C nicht erreicht. Die Kühlendtemperatur an der Unterkante der Platte (z=0) stellt sich bei ca. 200°C ein. Darüber hinaus ist das Temperaturprofil von der Form her ganz anders ausgebildet als bei einer Strahlgeschwindigkeit von 2 oder 3 m/s. Das Temperaturprofil wird gekennzeichnet durch ein relatives Maximum bei ca. 320°C und ein relatives Minimum, welches je nach Kühlzeit verschiedene Positionen z einnehmen kann. Dieses markante Temperaturprofil zeigt sich visuell auf der Kokillenseite dadurch, dass zu Beginn des Kühlversuches im unteren Bereich des Stranges das Kühlwasser von der Oberfläche abspritzt, ohne dass eine Benetzung der unteren Bereiche der Platte stattfindet. Dieses neue Phänomen des „Wasser-Ejecting“ tritt nur unter bestimmten Bedingungen auf und wird hauptsächlich durch die Prozessparameter bestimmt.

Auf das Wasser-Ejekting und seine Bedeutung für den Strangguss wird in einem gesonderten Punkt dieses Berichtes eingegangen. Blendet man den Bereich des Wasser-Ejekting aus, in dem man vornehmlich die Temperaturkurve ab einer Kühlzeit von 9 s und einer Position ab z=60 mm betrachtet, so erkennt man auch hier, dass die Rauheit der Oberfläche kaum einen Einfluss auf die Kühlung der Aluminiumlegierung AA7050 ausübt.

Weitere Tests zeigten, dass eine rissfreie Kühlung der Aluminiumlegierung AA7050 auch bei einer Erhöhung der Strahlgeschwindigkeit auf 3 m/s möglich ist. Dazu darf aber die Starttemperatur zu Beginn der Kühlung nicht über 450°C ansteigen. Die entsprechenden Kühlkurven sind im Bild 8.8 zusammen mit den Kühlkurven der Aluminiumlegierung AA5083 dargestellt. Dabei ist jedoch zu beachten, dass die beiden Aluminiumlegierungen unterschiedliche Starttemperaturen haben. Der Einfluss der unterschiedlichen Rauheit kann nicht bewertet werden, da die wesentlichsten Prozessparameter (Starttemperatur, Materialart) voneinander abweichen. Bemerkenswert ist jedoch, dass die Kühlkurven nach gleicher Kühlzeit kaum voneinander abweichen. Hier ist zu vermuten, dass die thermophysikalischen Eigenschaften der Aluminiumlegierungen nicht weit auseinander liegen. Auf Grund der Nichtkenntnis der konkreten thermophysikalischen Eigenschaften ist aber eine fachgerechte Bewertung nicht möglich.

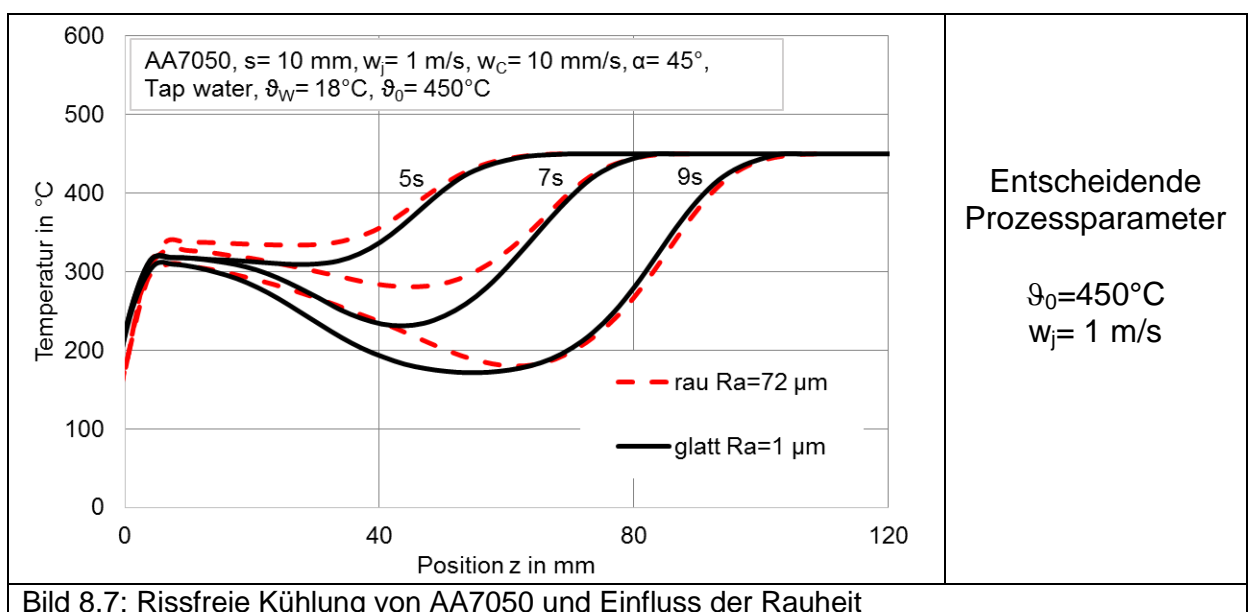
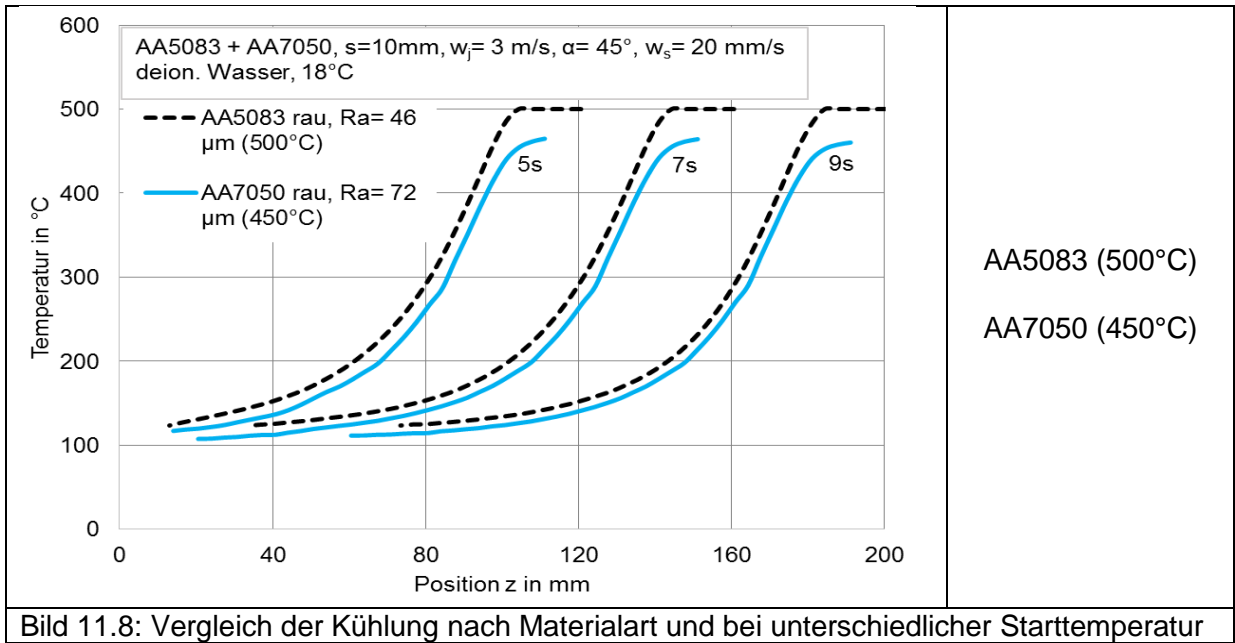
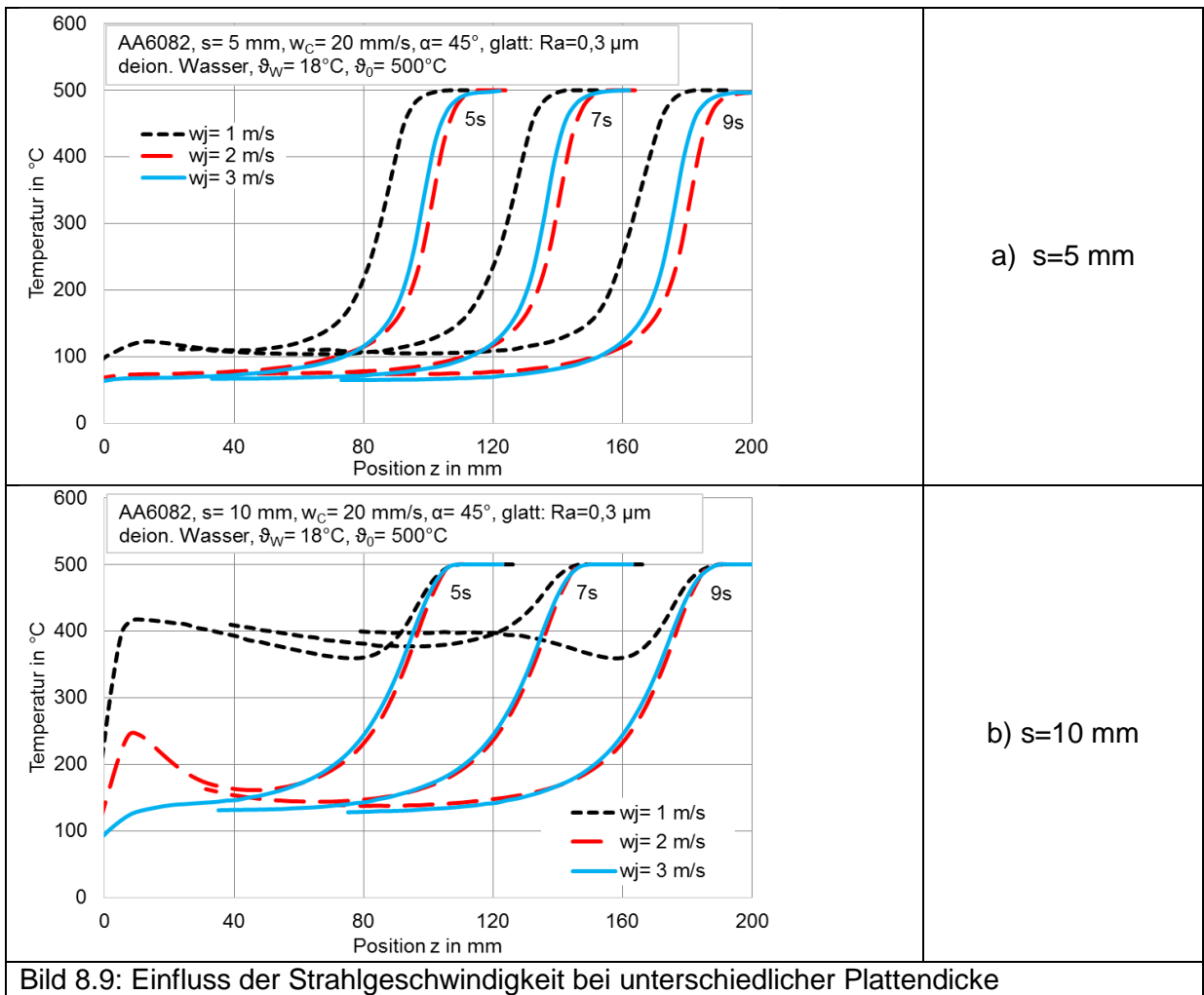


Bild 8.7: Rissfreie Kühlung von AA7050 und Einfluss der Rauheit



### 8.2.4: Einfluss der Strahlgeschwindigkeit



An glatten Oberflächen der Aluminiumlegierung AA6082 wurde der Einfluss der Änderung der Strahlgeschwindigkeit auf die Kühlung an Plattendicken von 5 und 10 mm untersucht. Das Bild 8.9a zeigt die Messergebnisse für eine Plattendicke von 5 mm. Im Bild 8.9b sind die Ergebnisse für eine Plattendicke von 10 mm zu sehen. Naturgemäß kommt es bei der 5 mm-Platte zu einer schnelleren Abkühlung als bei der 10 mm-Platte. Allen Kühlkurven ist gemein, dass ein Unterschied bei Strahlgeschwindigkeiten von 2 und 3 m/s kaum festzustellen ist. Auch spätere Untersuchungen bei Strahlgeschwindigkeiten von 6 m/s weisen nur geringe Unterschiede zu einer Strahlgeschwindigkeit von 2 m/s auf. Das bedeutet, dass bei Strahlgeschwindigkeiten ab 2 m/s aufwärts keine wesentliche Änderung der Kühlkurven erfolgt.

Anders liegen die Verhältnisse bei Einstellung einer Strahlgeschwindigkeit von 1 m/s. Hier kommt es bei einer Plattendicke von 5 mm zu einer langsameren Abkühlung, wobei die maßgeblichen Kühlgradienten noch annähernd mit denen bei Strahlgeschwindigkeiten von 2 und 3 m/s übereinstimmen. Bei Erhöhung der Plattendicke auf 10 mm reicht bei einer Strahlgeschwindigkeit von 1 m/s der Volumenstrom nicht mehr aus, um eine Kühlendtemperatur von ca. 100°C zu erreichen. Es stellt sich eine Temperatur um ca. 400°C ein. Bei den Kurven für 1m/s erkennt man relative Maxima und Minima, die auf ein Wasser-Ejekting wie in Bild 8.7 hindeuten. Die Plattendicke kann damit bei der Festlegung der erforderlichen Strahlgeschwindigkeit nicht außer Acht gelassen werden.

### **8.2.5 Einfluss des Spritzwinkels**

Die Basisuntersuchungen wurden bei einem Spritzwinkel von  $\alpha=45^\circ$  durchgeführt. Die Frage des richtigen Spritzwinkels der Kokille war oft Gegenstand der Beratungen des projektbegleitenden Ausschusses. Zur Abklärung wurde der Spritzwinkel im Bereich zwischen  $15^\circ$  und  $60^\circ$  unter bestimmten Bedingungen verändert. Im Bild 8.10 a und b ist der Kühlverlauf für einen Spritzwinkel von  $20^\circ$  und  $45^\circ$  in Abhängigkeit der mit dem Blech fest verbundenen Koordinate z dargestellt. Fast identisch sind dabei die Abkühlkurven bei einer Plattendicke von 10 mm. Bei 5 mm (Bild 8.10 a) zeigt der Spritzwinkel von  $20^\circ$  eine etwas schnellere Abkühlung.

Der Zeitvorlauf beträgt etwa 0,15 Sekunden und damit ist die Abweichung als marginal einzustufen. Die Ergebnisse bei Ausweitung der Untersuchungen auf weitere Spritzwinkel ist in Bild 18.10c zu sehen. Hier wurde bewusst die Darstellung in Abhängigkeit der eulerische Koordinate  $z^*$  gewählt, um zu zeigen, dass nach Erreichen des quasistationären Zustandes das Temperaturprofil fast unabhängig vom eingestellten Spritzwinkel ist.

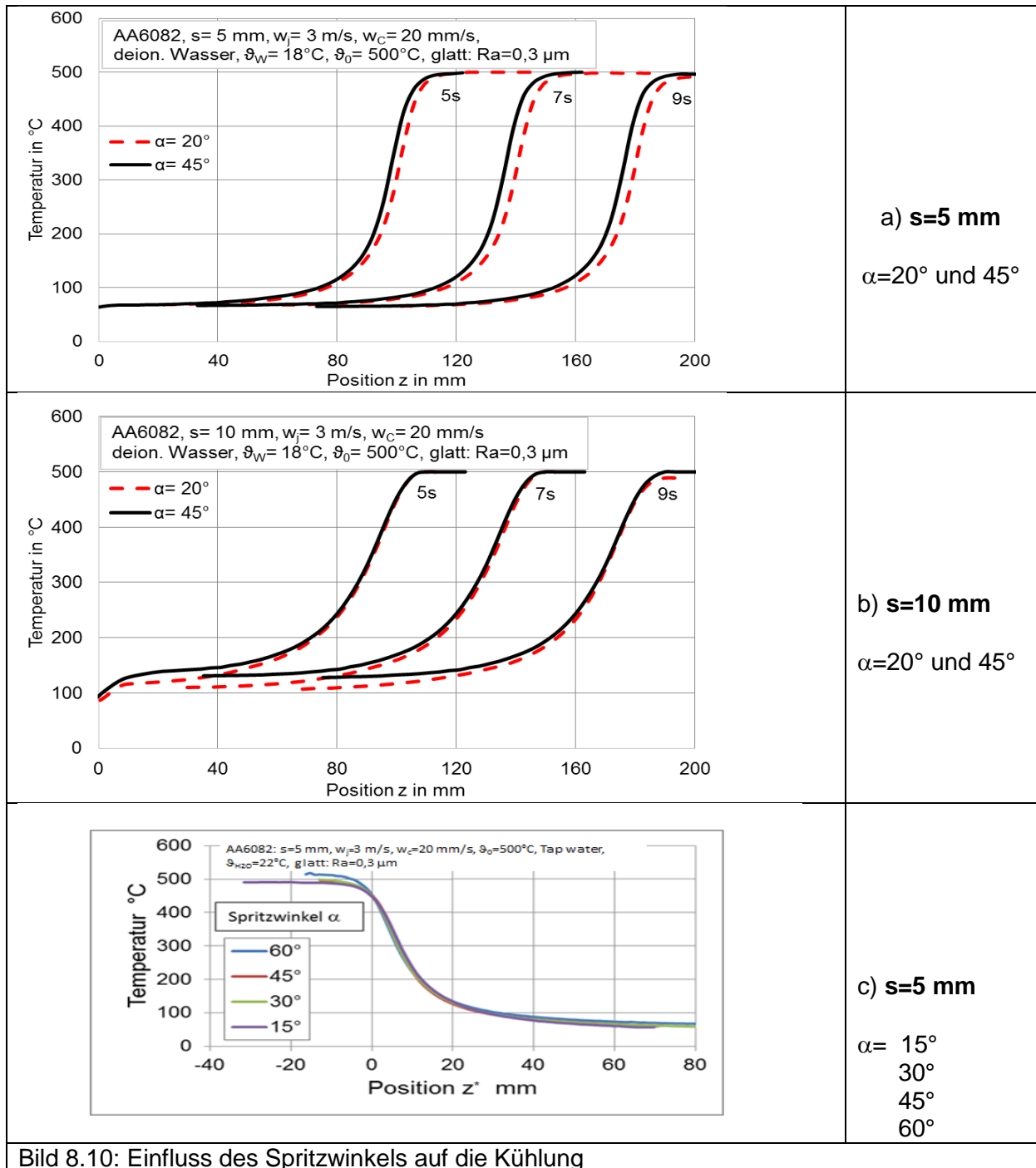


Bild 8.10: Einfluss des Spritzwinkels auf die Kühlung

### 8.2.6 Wärmestromdichte im Abkühlprozess von Aluminiumlegierungen

Spätestens nach einer Kühlzeit von 5 s stellt sich bei den untersuchten Aluminiumlegierungen bei einer Stranggeschwindigkeit von 20 mm/s ein zweidimensionales quasistationäres Temperaturfeld auf der gekühlten Platte ein, wenn die ungekühlten seitlichen Randbereiche außer Acht gelassen werden. Die Temperaturen ändern sich über die Plattendicke, wo die den Kokillenstrahlen zugewandte Seite niedrigere Oberflächentemperaturen aufweist als auf der Rückseite, deren Temperatur mit der Infrarotkamera gemessen wird. Andererseits bildet sich längs einer vertikalen Linie über der Platte auch ein Temperaturprofil aus, wie es z.B. in

Bild 8.10c in Abhängigkeit der eulerschen Koordinate  $z^*$  zu sehen ist. Dabei ist der Auftreffpunkt der Kokillenstrahlen stets mit  $z^*=0$  festgeschrieben.

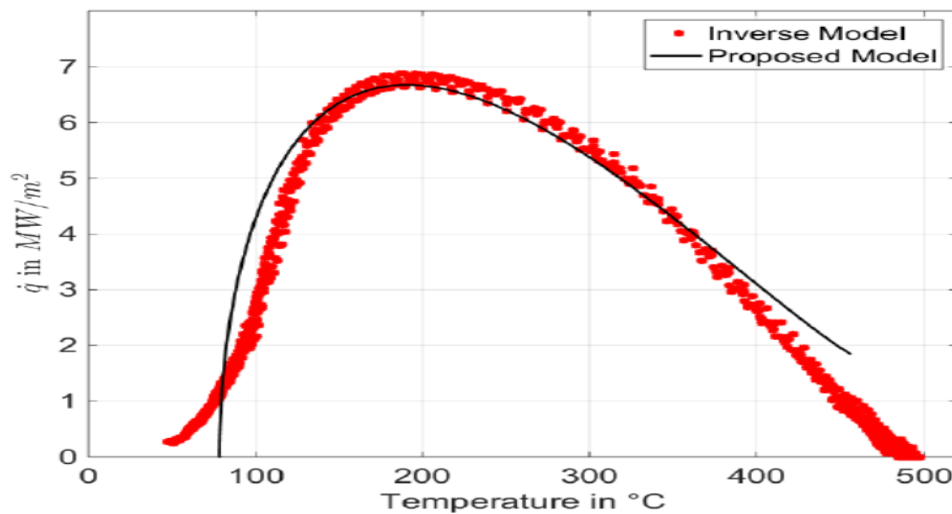


Bild 8.11: Vergleich Näherungsmodell [18] mit 2D-inverse Modell

Unter der Annahme der Ausbildung eines zweidimensionalen quasistationären Temperaturfeldes wurde ein Berechnungsmodell zur Bestimmung der Wärmestromdichte (Heat Flux) aus gemessenen Temperaturfeldern entwickelt. Die Details des Modells und die getroffenen Annahmen werden von Kulkarni [18] genauestens beschrieben. Dieses Näherungsmodell wird in Bild 8.11 mit einem 2D-inversen Berechnungsmodell verglichen. Das Näherungsmodell zeigt im Umfeld des DNB-Punktes eine sehr gute Übereinstimmung mit dem 2D-inversen Modell. Der Vorteil des Näherungsmodells besteht in der unkomplizierten Anwendung.

Die Ergebnisse für die Kühlung der Aluminiumlegierung AA5083 bei einer Strahlgeschwindigkeit von 3 m/s und einer Stranggeschwindigkeit von 20 mm/s zeigt das Bild 8.12. Der Maximalwert der Wärmestromdichte liegt mit ca. 5,5  $\text{MW/m}^2$  bei einer Oberflächentemperatur von etwa 200  $^\circ\text{C}$ . Die Unterschiede im Kurvenverlauf zwischen glatter und rauher Oberfläche sind gering ausgebildet.

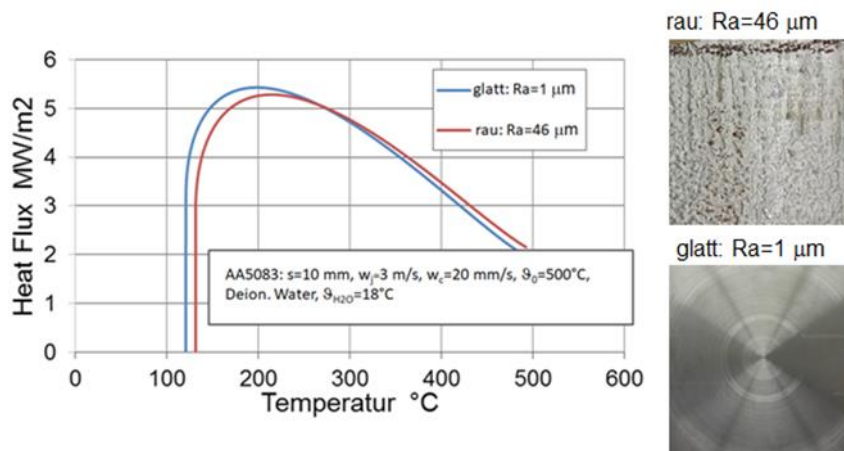


Bild 8.12: Wärmestromdichte bei der Kühlung der Aluminiumlegierung AA5083-glatt-rau



Wird die gleiche Berechnungsmethode [18] zur Anwendung gebracht, so kann die Wärmestromdichte (Heat Flux) auch in Abhängigkeit der untersuchten Spritzwinkel  $\alpha$  dargestellt werden (Bild 8.13).

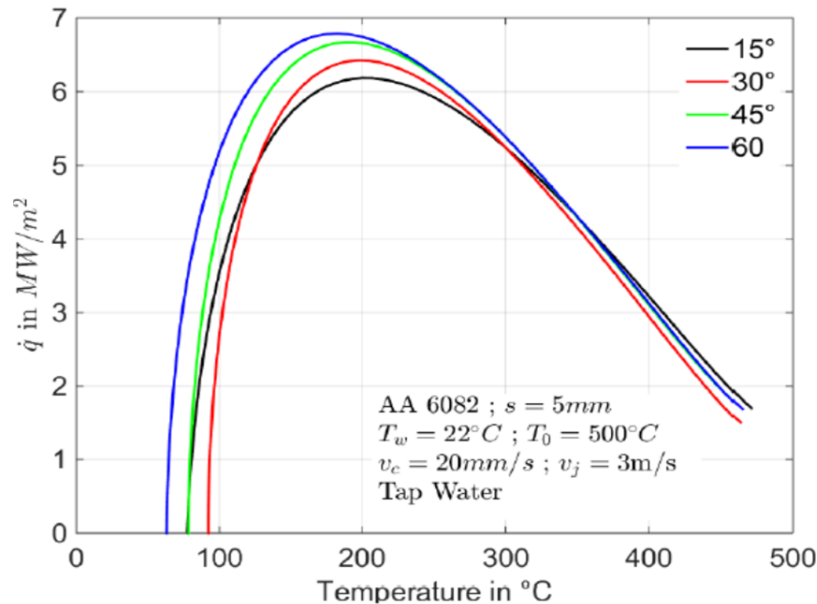


Bild 8.13: Einfluss des Spritzwinkels  $\alpha$  auf die Wärmestromdichte von AA6082

Im Bereich von  $450^\circ\text{C}$  bis ca.  $250^\circ\text{C}$  bewirkt eine Änderung des Spritzwinkels kaum eine Änderung der Wärmestromdichte. Im Bereich von  $500^\circ\text{C}$  bis  $450^\circ\text{C}$  ist die Kühlung im Wesentlichen eine Folge der vertikalen Wärmeleitung im Strang. Unter den gegebenen Versuchsbedingungen sinkt mit ansteigendem Spritzwinkel die DNB-Temperatur geringfügig ab. Diese liegt im untersuchten Spritzwinkelbereich etwa zwischen  $180^\circ\text{C}$  und  $200^\circ\text{C}$ . Unterhalb der DNB-Temperatur haben kleinste Änderungen der Oberflächentemperatur große Änderungen der Wärmestromdichte zur Folge. Eine genaue Tendenz in Abhängigkeit der Spritzwinkel ist schwierig vorauszusagen.

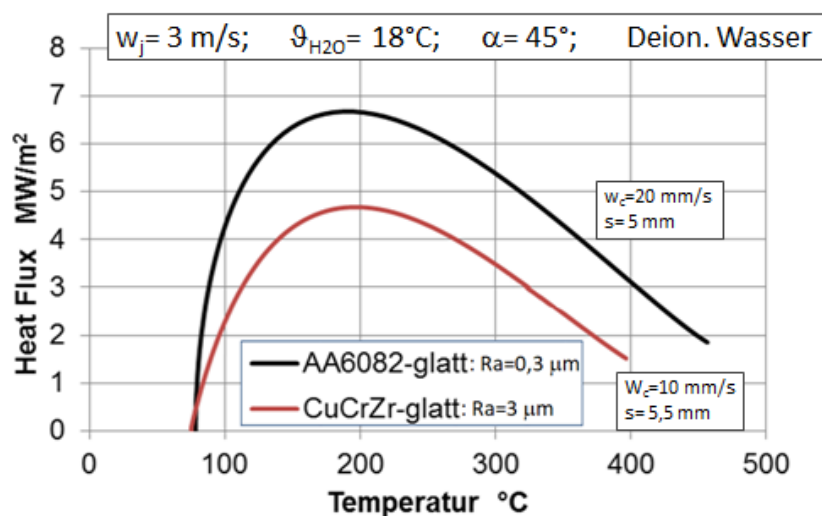


Bild 8.14: Vergleich der Wärmestromdichte einer glatten Alu- und Kupferlegierung

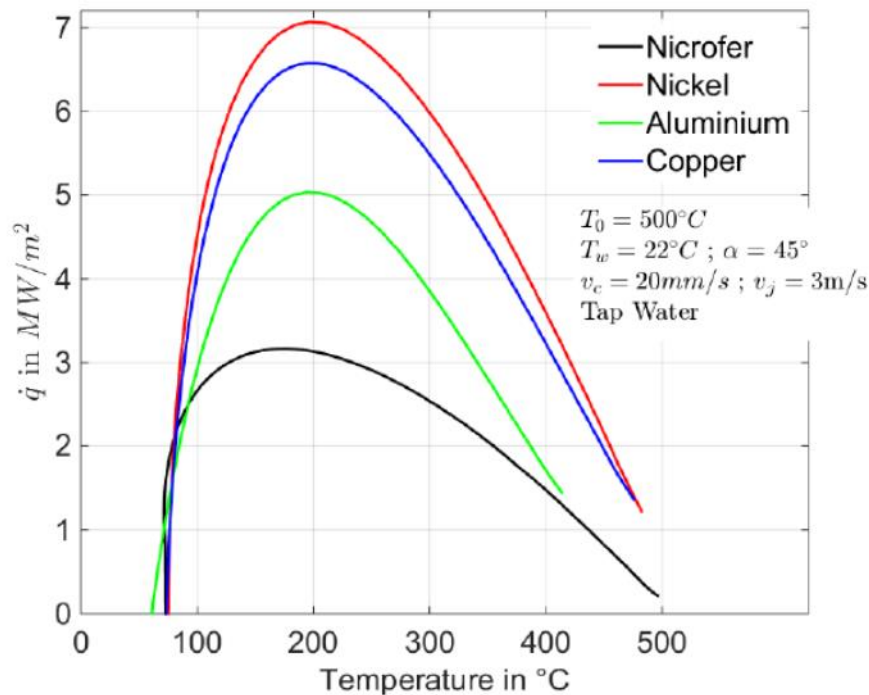


Bild 8.15: Vergleich der Wärmestromdichte verschiedener Metallarten

Insbesondere die Bilder 8.14 und 8.15 machen deutlich, dass die Metallart entscheidend die Wärmestromdichte bestimmt. Ihr Einfluss ist entscheidender als die Rauheit, der Spritzwinkel oder die Kühlwassertemperatur.

Die zuvor gezeigten Bilder zur Wärmestromdichte wurden aus den experimentellen Messdaten der Kokillenkühlung berechnet. Ein Vergleich mit der Spraykühlung kann die wesentlichsten Unterschiede herausstellen. Im Bild 8.16 ist die berechnete Wärmestromdichte einer Spraydüse bei Einsatz von Tap water (Leitungswasser) und deionisiertem Wasser in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur dargestellt.

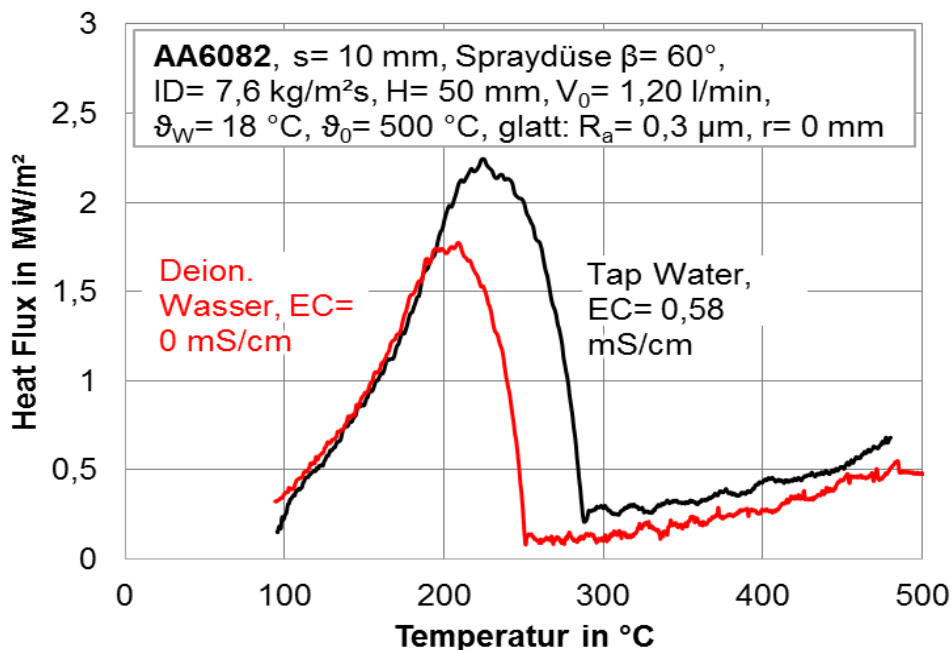


Bild 8.16: Wärmestromdichte einer Spraydüse mit Tap water und deionisiertem Wasser

Die im Bild 8.16 dargestellte Wärmestromdichte basiert auf den Temperaturmessungen gemäß Bild 14.1. Die Fluktuationen der Kurven im Bild 8.16 sind auf die numerische Berechnung der 1. Ableitung der Temperaturkurven zurückzuführen. Folgende Bereiche und Werte stellen sich ein:

	Tap water (Leitungswasser)	Deionisiertes Wasser
Filmverdampfung	500°C – 280°C	500°C – 250°C
Partielle Filmverdampfung	280°C – 225°C	250°C – 210°C
Blasenverdampfung	225°C – 100°C	210°C – 100°C
Leidenfrosttemperatur	280°C	250°C
DNB-Temperatur	225°C	210°C

Der Verlauf der Wärmestromdichte einer Spraydüse zeigt ganz klar den Bereich der Filmverdampfung in einem großen Temperaturbereich mit Werten unter 0,5 MW/m<sup>2</sup>. Bei Kokillenkühlung ist aus der Wärmestromdichte der Bereich der Filmverdampfung nicht zu erkennen. Obwohl die absolute Differenz der Wärmestromdichte zwischen Tap water und deionisiertem Wasser recht klein ist, führt der Einsatz von Tap water zu einer wesentlich schnelleren Abkühlung (siehe Bild 14.1). Entscheidend ist hier das Verhältnis der Wärmestromdichten im Bereich der Filmverdampfung. Die Maximalwerte liegen zwischen 1,8 und 2,2 MW/m<sup>2</sup>. Im Bereich der Blasenverdampfung sind die Wärmestromdichten fast identisch.

Die Kenntnis des Verlaufs der Wärmestromdichte in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur ermöglicht die Vorausberechnung der sich in einem Strang ausbildenden Temperaturprofile, mit denen die während des Gießprozesses auftretenden Spannungen berechnet werden können. Damit wird ein Beitrag zur Vermeidung von Gussfehlern geleistet.

Das entwickelte Berechnungsmodell [18] ist ein Näherungsverfahren und bedarf der Weiterentwicklung, um zu präziseren Berechnungen und Aussagen zu gelangen. In den Mittelpunkt der Weiterentwicklung sollten gestellt werden:

- Temperaturabhängigkeit der thermophysikalischen Stoffwerte
- Bessere Approximation der gemessenen Temperaturkurven
- Verbesserte Annahmen zu den Wärmestromdichten auf den Oberflächen

## 9 Kokillenkühlung glatter (AS 2) und rauer (AS 5) Flächen von Kupferlegierungen

### 9.1 Durchgeführte Arbeiten

In den Experimenten wurden die nachfolgenden Kupferlegierungen untersucht:

- CuSn4 (Bronze)
- CuCr Zr

Die Bleche haben die Abmaße von 250 mm x 250 mm. Die Dicke wurde auf ca. 5,5 mm festgelegt. Wichtige Voraussetzung für den Vergleich von rauer und glatter Probe war die gleiche Masse, da auf Grund der Rauheit der rauen Probe eine eindeutige Bestimmung der Dicke nur bedingt möglich ist. Als einheitliche Masse wurden 3300 g vorgegeben. Durch mechanische Bearbeitung (Drehen) wurde die vorgegebene Masse annähernd erreicht:

Blech	Rauheit Ra	Masse	Abweichung zu 3000 g
CuSn4 glatt	4 $\mu\text{m}$	3243 g	- 1,7 %
CuSn4 rau	15 $\mu\text{m}$	3282 g	- 0,55 %
CuCrZr glatt	3 $\mu\text{m}$	3328 g	0,85 %
CuCrZr rau	44 $\mu\text{m}$	3279 g	0,64 %

Bei der Herstellung von glatter und rauer Probe wurde darauf geachtet, dass beide aus der gleichen Charge der von der Industrie gelieferten Basisprobekörper genommen wurden. Die der Infrarotkamera zugewandte glatte Seite der Proben wurde mit einem Ofenspray beschichtet, um die Oberflächentemperaturen bei definiertem Emissionsgrad messen zu können. Die Haftfähigkeit der Ofensprayschicht wurde durch vorheriges Sandstrahlen wesentlich verbessert, so dass die Bleche nach der Abkühlung noch eine intakte Beschichtung hatten und direkt wieder erhitzt werden konnten. Ein Aufheizen der Kupferlegierungen über 500°C hinaus zeigte, dass es zur Zerstörung der Ofensprayschicht kommt. Eine Messung der Abkühlkurven ist dann nicht möglich.

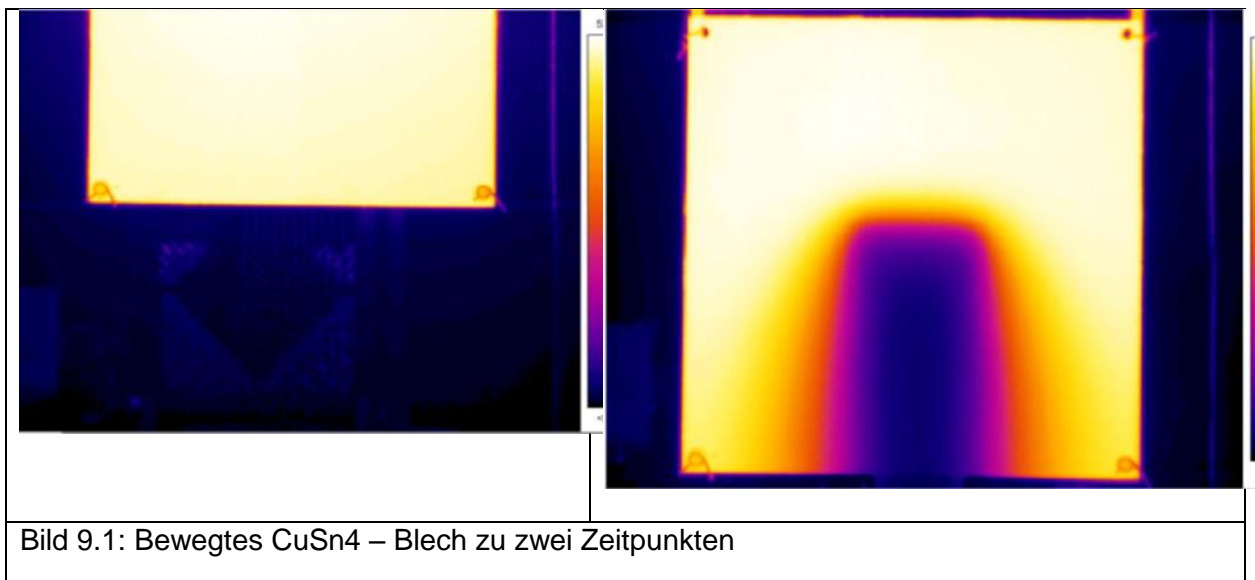


Bild 9.1: Bewegtes CuSn4 – Blech zu zwei Zeitpunkten

Im Bild 9.1 sind die Infrarotaufnahmen eines bewegten CuSn4-Blechtes vor Beginn der Kühlung und nach der Hälfte der Kühlzeit bei einer Stranggeschwindigkeit von 10 mm/s zu sehen. Im dunkelblauen Kühlstreifen ist der horizontale Temperaturgradient nur gering

ausgebildet, so dass in Näherung davon ausgegangen werden kann, dass in der vertikalen Mittellinie keine Beeinflussung durch seitliche Aufheizung stattfindet, unter der Voraussetzung, dass die Kühlzeit von etwa 10 s nicht überschritten wird. Der Fokus der Untersuchungen liegt ohnehin nur im Bereich um den Auftreffpunkt der Kokillenstrahlen mit einer maximalen Ausdehnung von ca. 50 mm. Das Auslesen der Temperaturwerte wird entlang der vertikalen Mittellinie in Anlehnung an die Auswertung der Kühlung der Aluminiumlegierungen vorgenommen.

In den Kühlexperimenten wurden folgende Parameter variiert:

- Stranggeschwindigkeit
- Strahlgeschwindigkeit der Kokillenstrahlen
- Spritzwinkel
- Arithmetischer Mittenrauwert  $R_a$
- Wasserqualität (Tap water und deionisiertes Wasser)

## 9.2 Erzielte Ergebnisse

### 9.2.1 Reproduzierbarkeit der Messungen

Zur Beurteilung der Reproduzierbarkeit der Messungen wurden diese zweimal mit der gleichen Probe unter gleichen Bedingungen durchgeführt.

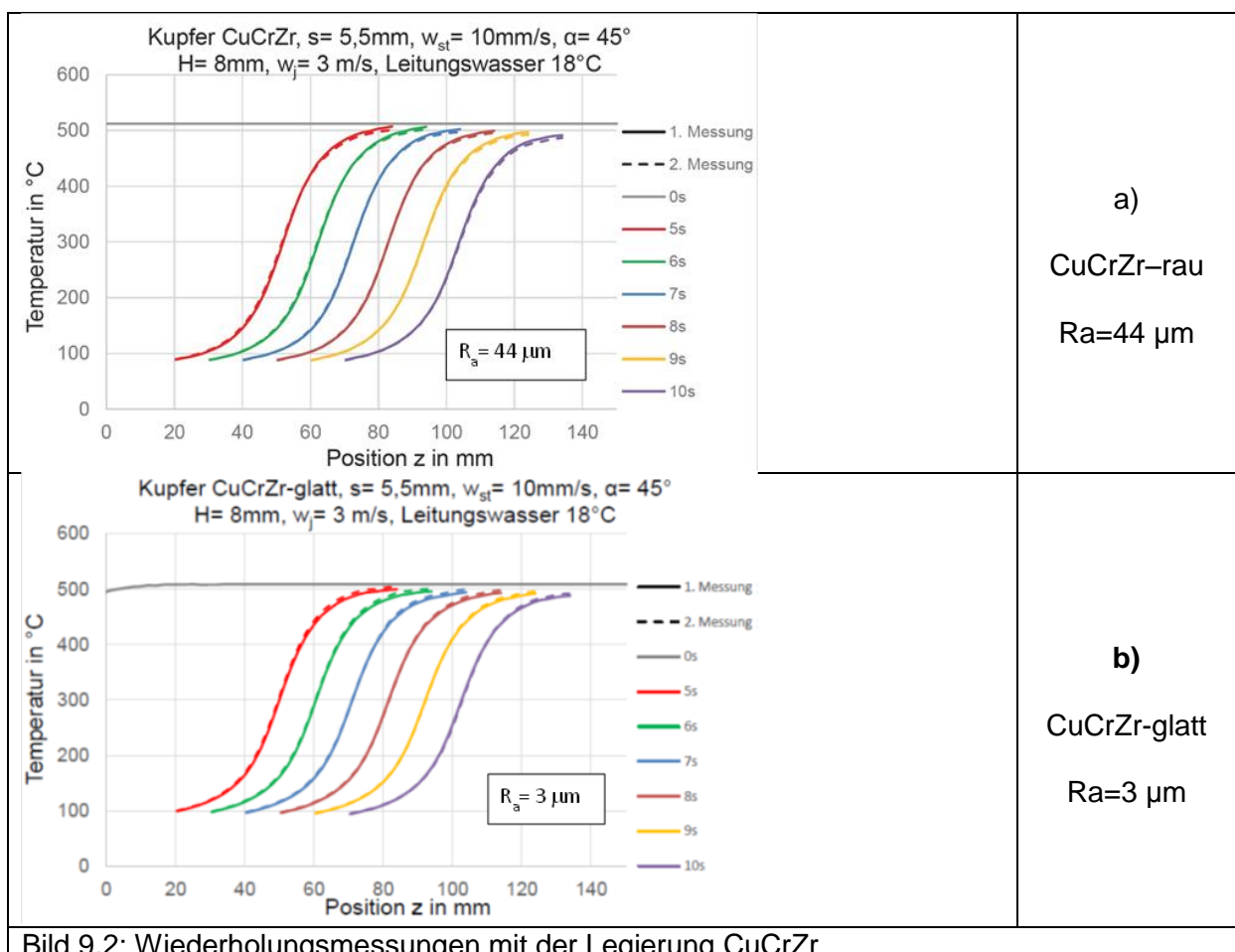
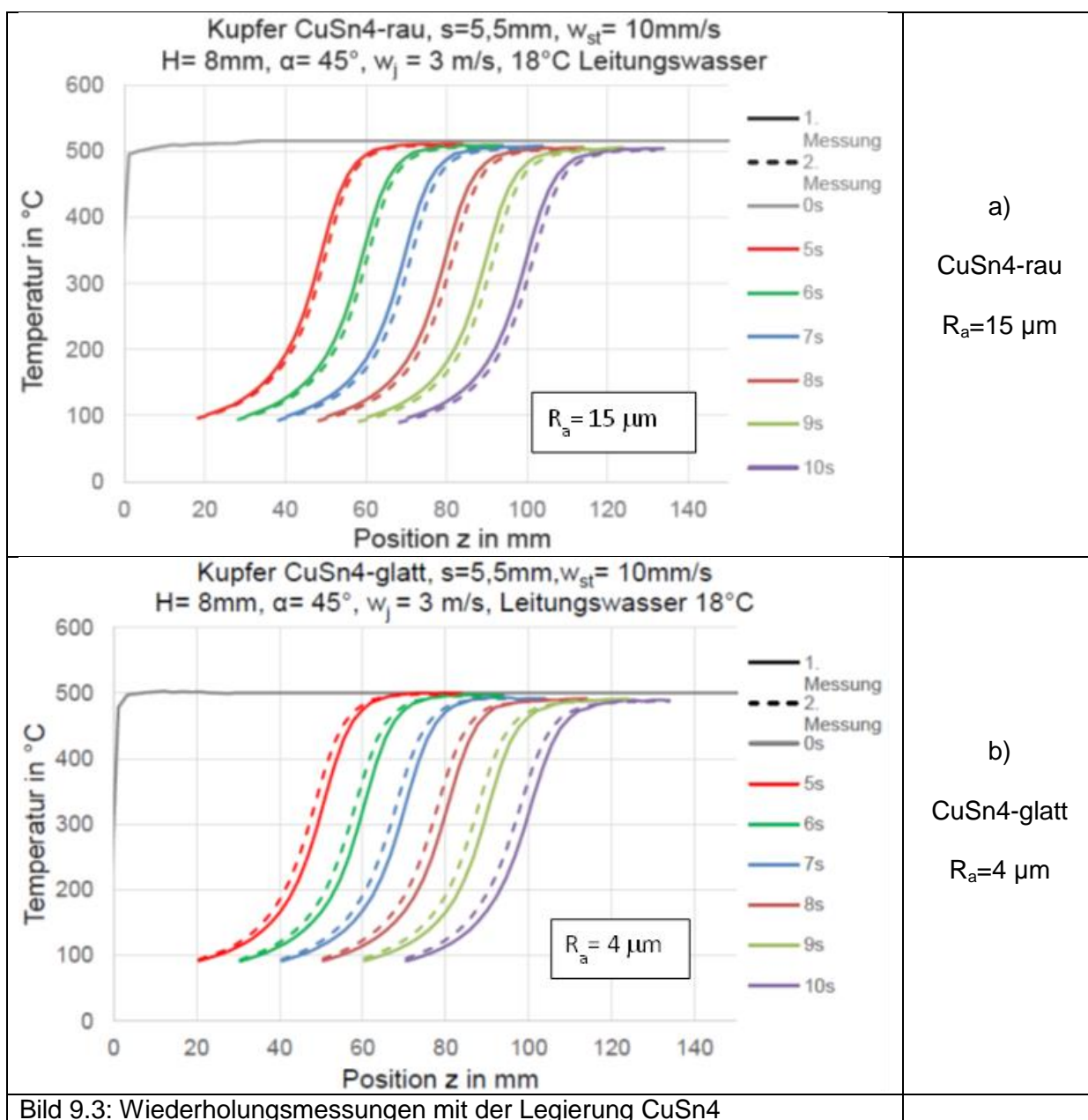


Bild 9.2: Wiederholungsmessungen mit der Legierung CuCrZr

Für eine glatte und eine raue Oberfläche der Kupferlegierung CuCrZr sind die Abkühlkurven in Bild 9.2 zu sehen. Es bestehen zwischen der 1. und 2. Messung kaum wahrnehmbare Unterschiede. Auch eine Abhängigkeit bzw. ein Zusammenhang mit dem arithmetischen Mittenrauwert  $R_a$  ist nicht zu erkennen.

Etwas anders stellen sich die Messungen für eine glatte und eine raue Oberfläche der Kupferlegierung CuSn4 dar, die in Bild 9.3 gezeigt werden. Zwischen der 1. und 2. Messung bestehen Unterschiede, die zu einer zeitlichen Verschiebung der Temperaturkurven bis maximal 0,2 Sekunden führen können. Während für eine bestimmte Position  $z$  die 2. Messung der rauhen Probe etwas niedrigere Temperaturen anzeigt, zeigt die 2. Messung der glatten Probe höhere Temperaturen an. Auch hier können die Abweichungen nicht auf die Rauheit zurückgeführt werden.



Durch Parallelverschiebung der Kurven wird eine fast 100%-ige Deckung erreicht. Das bedeutet, dass zu den angegebenen Kühlzeiten der quasistationäre Zustand der Kühlung erreicht wird. Die Größenordnung der Abweichungen ist so gering, dass insgesamt bei Wiederholung der Messung von einer Reproduzierbarkeit der Messergebnisse ausgegangen werden kann.

### 9.2.2 Einfluss der Stranggeschwindigkeit

Die Stranggeschwindigkeit hat maßgeblichen Einfluss auf die Kühlleistung. Je höher die Stranggeschwindigkeit, desto kürzer ist die Verweilzeit in einem vertikalen Kühlabschnitt. Als Folge stellt sich eine geringere Kühlleistung ein. Vorangegangene Experimente mit Aluminiumlegierungen wurden mit Stranggeschwindigkeiten von 20 mm/s durchgeführt und zeigten Kühlendtemperaturen um etwa 100°C. Da Kupfer aber eine wesentlich höhere Dichte hat, kann es bei gleicher Aufheiztemperatur mehr Energie speichern, die im Kühlprozess aber auch abzugeben ist.

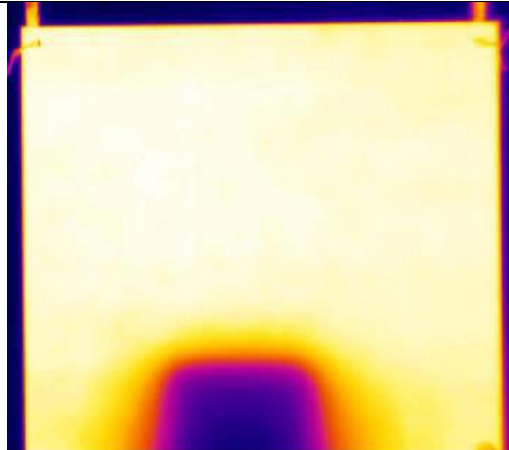
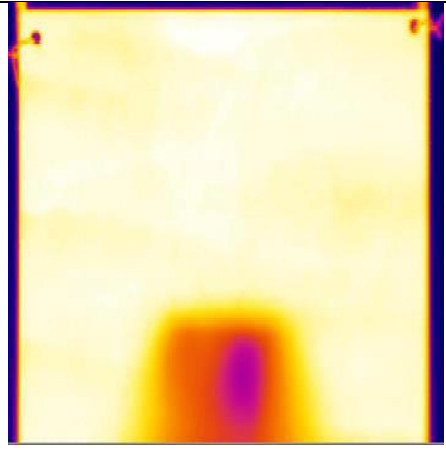
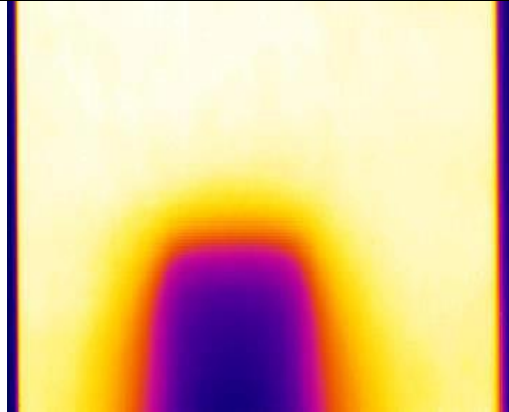
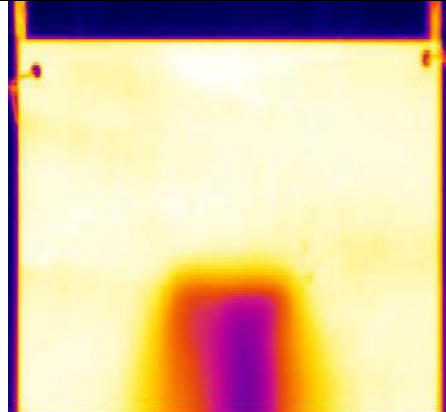
	$w_c=10$ mm/s	$w_c=20$ mm/s
t=6 s		
t=8 s		

Bild 9.4: Infrarotaufnahmen für Stranggeschwindigkeiten von 10 mm/s und 20 mm/s

In der Testphase wurden Versuche mit der Legierung CuSn4 bei einer Stranggeschwindigkeit von  $w_c=20$  mm/s und einer Strahlgeschwindigkeit von 2 m/s durchgeführt. Die Infrarotbilder dazu sind im Bild 9.4 in der rechten Spalte dargestellt. Es ist zu sehen, dass der Kühlstreifen inhomogen und sehr schmal ausgeprägt ist. Das führt zur

Aufheizung von den seitlichen Rändern. Das bedeutet, dass es zu keiner stabilen Ausbildung des quasistationären Zustandes kommen kann. Im Gegensatz dazu zeigt die linke Spalte die Thermografieaufnahmen bei einer Stranggeschwindigkeit von 10 mm/s. Der Kühlstreifen ist sehr stabil ausgebildet und sehr gut für die Auswertung geeignet. Aus diesem Grund wurden die Experimente mit den Kupferlegierungen bei einer Stranggeschwindigkeit von 10 mm/s durchgeführt. Ergänzend kommt noch hinzu, dass bei einer Stranggeschwindigkeit von 20 mm/s nicht die Kühlendtemperatur von ca. 100°C erreicht wird.

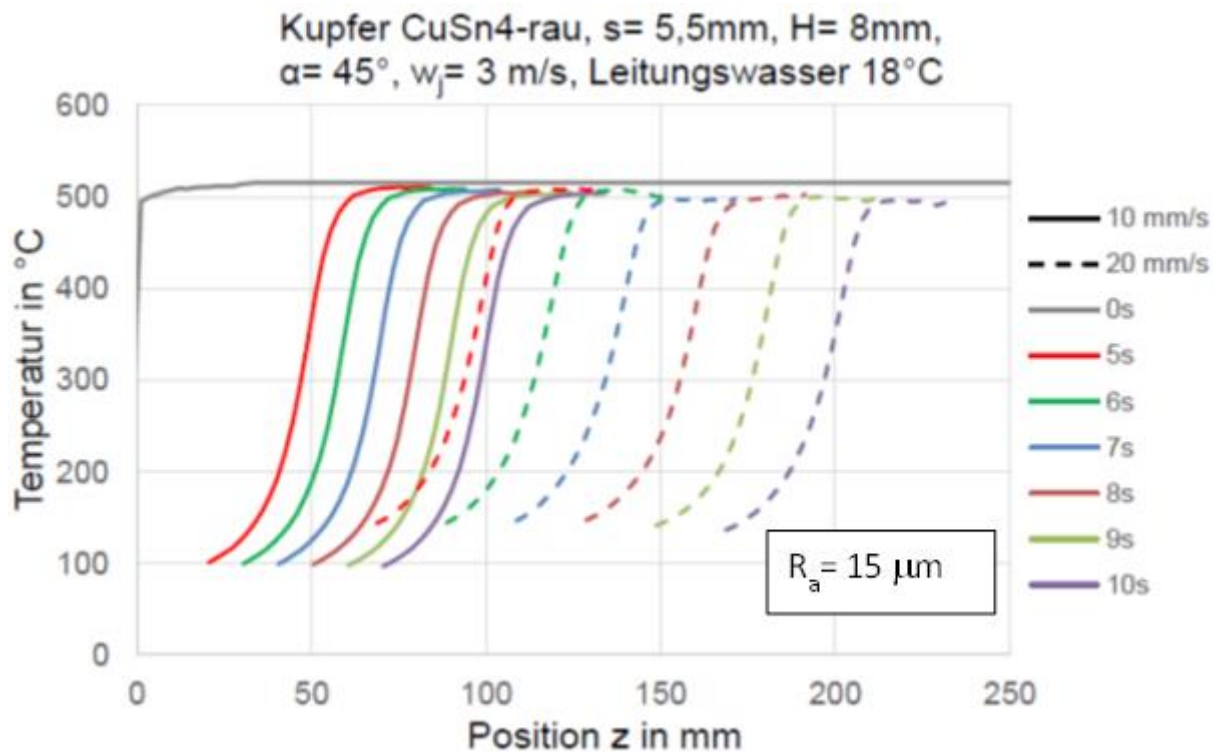


Bild 9.5: Einfluss der Stranggeschwindigkeit auf die Abkühlung von CuSn4

In Bild 9.5 sind für die Kupferlegierung CuSn4 mit realer rauer Oberfläche die Kühlkurven für Stranggeschwindigkeiten von 10 mm/s und 20 mm/s gegenüber gestellt. Bei 20 mm/s wird ein größerer Teil des untersuchten Bleches von der Abkühlung erfasst. Dies ist aber mit einer höheren Kühlendtemperatur von ca. 130°C verbunden, während bei 10 mm/s ca. 100°C erreicht werden. Andererseits ist auch der Gradient  $d\theta/dt$  im linearen Temperaturbereich bei 10 mm/s etwas größer als bei 20 mm/s. Bei weiterer Steigerung der Stranggeschwindigkeit werden immer höhere Kühlendtemperaturen erreicht, so dass das Ziel der vollständigen Abkühlung auf eine niedrige Temperatur nicht erreicht wird. Insofern ist die Stranggeschwindigkeit ein entscheidender Prozessparameter.

### 9.2.3 Einfluss der Oberflächenrauheit

Die Auswirkungen unterschiedlicher Rauheit auf den Kühlprozess der Kupferlegierung CuCrZr zeigt das Bild 9.6. Unter gleichen Kühlbedingungen, wie Stranggeschwindigkeit, Spritzwinkel, Blechdicke, Strahlgeschwindigkeit und Kühlwassertemperatur werden die Kühlkurven bei einer Rauheit von  $R_a = 3\ \mu\text{m}$  und  $44\ \mu\text{m}$  bei Einsatz von deionisiertem Wasser (a) und Leitungswasser (b) verglichen. Es gibt kaum messbare Unterschiede. Sowohl die



Rauheit als auch die Qualität des eingesetzten Wassers haben keinen Einfluss auf den Kühlprozess.

Ergänzend ist jedoch darauf hinzuweisen, dass diese Feststellung immer im Zusammenhang mit der eingestellten Stranggeschwindigkeit von 10 mm/s und der Dicke der Metallplatte von 5,5 mm zu sehen ist. Werden die Stranggeschwindigkeit und die Materialdicke jedoch erhöht, kommt es zum Anstieg der Kühlendtemperatur, d.h. die Platte kühlt nicht auf ca. 100°C ab, sondern kann Kühlendtemperaturen z.B. von 300°C erreichen. Wenn dieser Fall eintritt, ist damit zu rechnen, dass z.B. unterhalb von 300°C größere Abweichungen in den Temperaturkurven zwischen glatter und rauher Oberfläche auftreten.

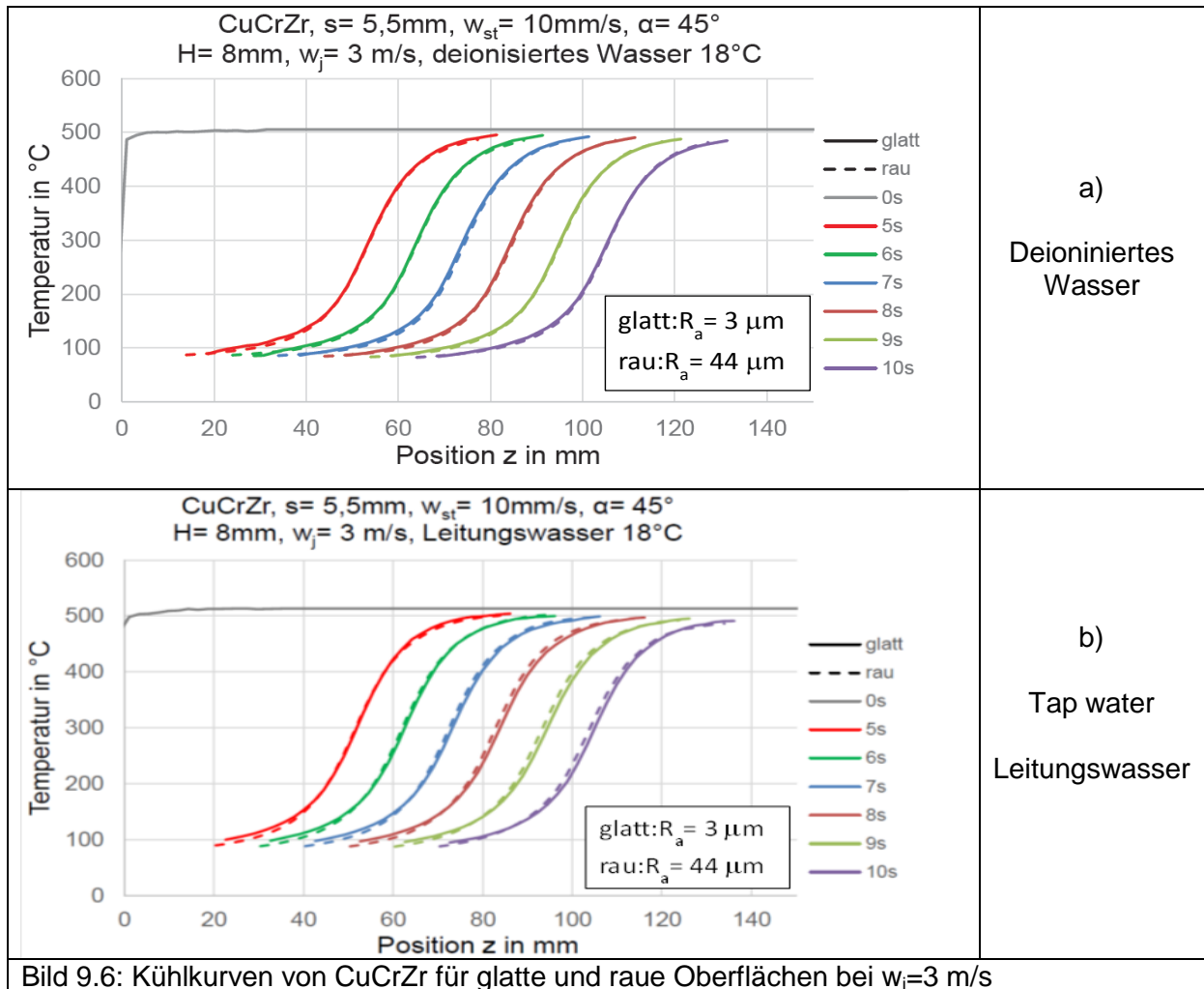


Bild 9.6: Kühlkurven von CuCrZr für glatte und raue Oberflächen bei  $w_j=3\text{ m/s}$

Wird die Strahlgeschwindigkeit der Kokillenstrahlen bei Einsatz von deionisiertem Wasser von 3 auf 2 m/s herabgesetzt, so ergeben sich Kühlkurven nach Bild 9.7. Die Abweichungen zu Bild 9.6a sind sehr klein. Die Änderung der Strahlgeschwindigkeit zeigt keinen gravierenden Einfluss in Bezug auf den Einfluss der Rauheit auf die Kühlkurven.

Analog zur Kupferlegierung CuCrZr wurde auch die Legierung CuSn4 im Hinblick auf den Einfluss der Rauheit auf den Abkühlprozess untersucht. Die Ergebnisse sind im Bild 9.8 einmal für deionisiertes Wasser (a) und einmal für Leitungswasser (b) dargestellt. Die Versuchsparameter sind identisch mit den Versuchsparametern von CuCrZr und können dem Bild entnommen werden. Bei der Abkühlung mit deionisiertem Wasser (a) ist kaum ein

Einfluss der Rauheit festzustellen. Nach einer Kühlzeit von 5 s decken sich die Kurven und weichen mit fortschreitender Zeit nur leicht voneinander ab. Die Fluktuation im unteren und oberen Temperaturbereich ist bedingt durch Blasenbildung auf der mit Ofenspray geschwärzten Schicht.

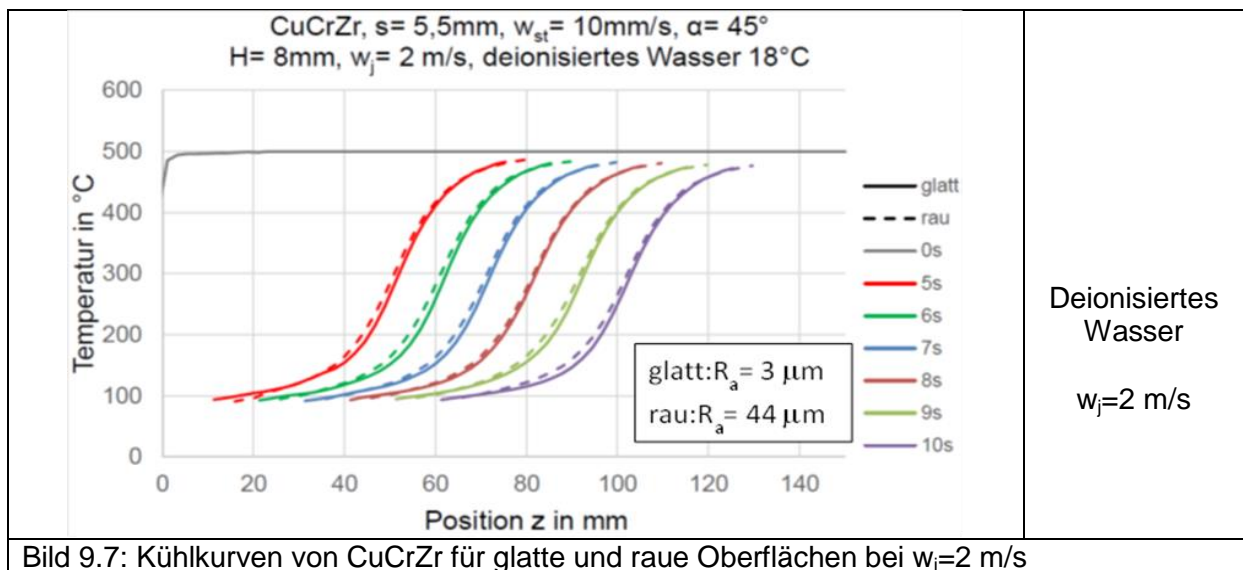


Bild 9.7: Kühlkurven von CuCrZr für glatte und raue Oberflächen bei  $w_j=2\text{ m/s}$

Bei der Abkühlung mit Leitungswasser (b) nimmt der Unterschied mit ansteigender Kühlzeit zu. Die Temperaturwerte der rauhen Oberfläche liegen unter den Werten der glatten Oberfläche. Das bedeutet, dass Leitungswasser geringfügig besser kühlt.

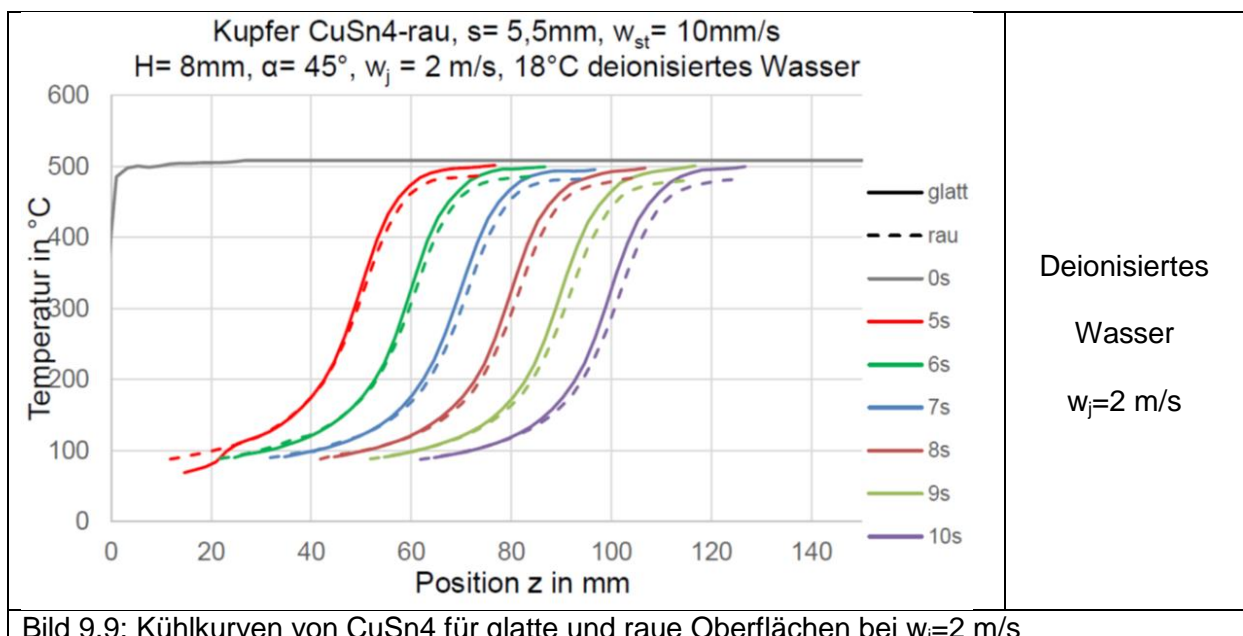


Bild 9.9: Kühlkurven von CuSn4 für glatte und raue Oberflächen bei  $w_j=2\text{ m/s}$

Auch eine Reduzierung der Strahlgeschwindigkeit auf  $2\text{ m/s}$  bei deioniertem Wasser zeigt keine signifikante Änderung der Kühlkurven in Abhängigkeit der Rauheit (Bild 9.9).

Zusammenfassend ist festzustellen, dass für die untersuchte Materialdicke und Stranggeschwindigkeit der Kupferlegierungen kein wesentlicher Einfluss der Rauheit auf den

Kühlprozess festgestellt wurde. Untersuchungen mit wesentlich höheren Stranggeschwindigkeiten, die zu einer wesentlich höheren Kühlendtemperatur führen, wurden nicht durchgeführt, da dies den Umfang des Projektes gesprengt hätte. Es wird aber vermutet, dass bei höheren Kühlendtemperaturen ein stärkerer Einfluss der Rauheit zu erwarten ist.

### 9.2.4 Einfluss der Strahlgeschwindigkeit

Bei der Frage des Einflusses der Strahlgeschwindigkeit geht es besonders darum festzustellen, ob mit einem geringeren Kühlwasserverbrauch auch eine annähernd gleiche Kühlleistung erreicht werden kann. In den Versuchen mit Aluminiumlegierungen wurde festgestellt, dass kaum ein Unterschied in der Abkühlung bei Strahlgeschwindigkeiten von 2 und 3 m/s besteht. Lediglich bei 1 m/s konnte die Kühlendtemperatur von ca. 100°C nicht erreicht werden, da der Volumenstrom zu klein war. In Anlehnung an die Untersuchung der Aluminiumlegierungen wurden für die Kupferlegierungen die Versuche bei Strahlgeschwindigkeiten von 2 und 3 m/s durchgeführt. Im Bild 9.10 ist der Einfluss der Strahlgeschwindigkeit für eine raue (a) und eine glatte Oberfläche (b) der Kupferlegierung CuCrZr dargestellt. Es bestehen nur geringfügige Abweichungen im Kühlverlauf. Die Kühlkurven mit einer Strahlgeschwindigkeit von 3 m/s und rauher Oberfläche (a) haben einen steileren Verlauf als bei 2 m/s.

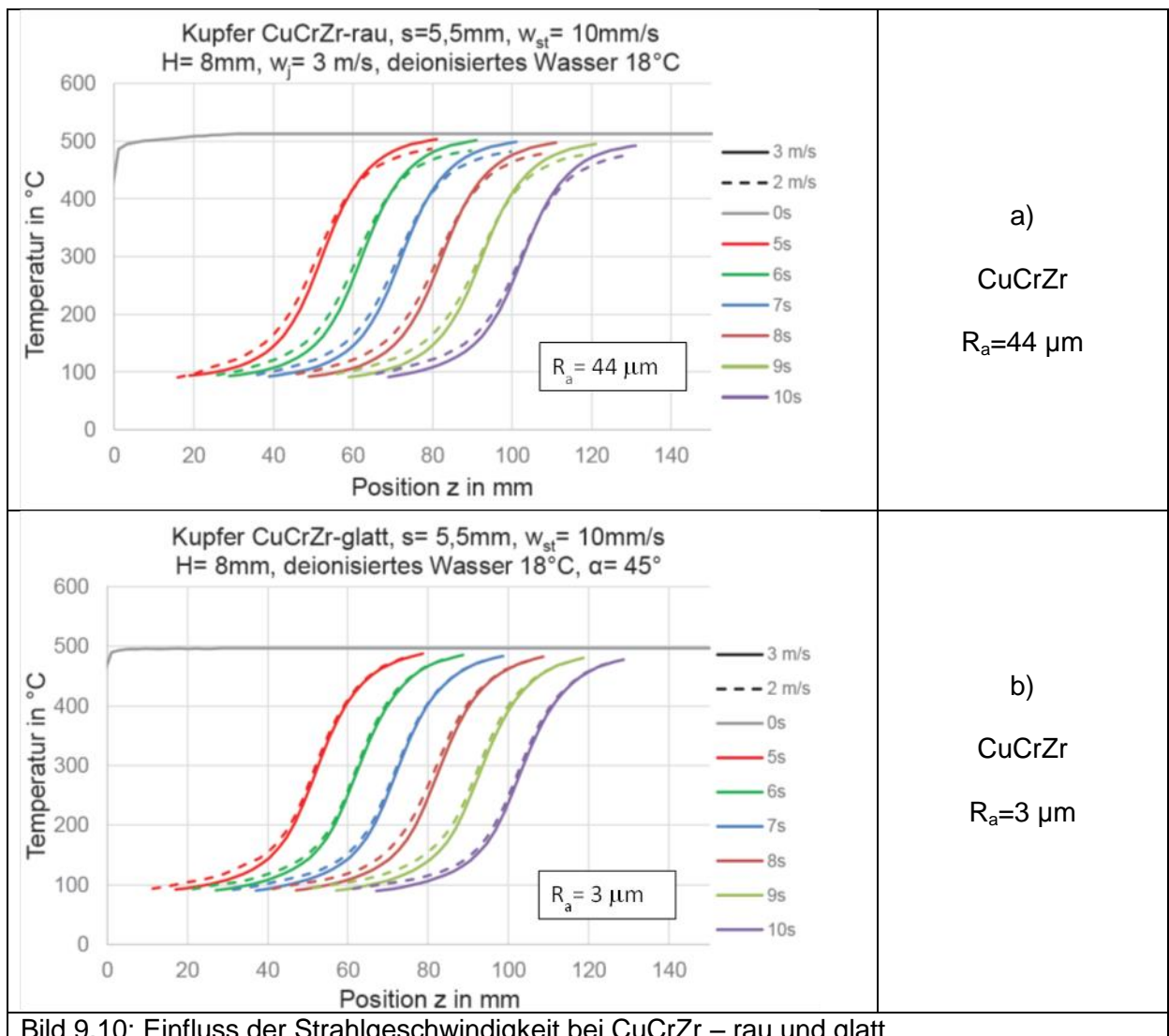


Bild 9.10: Einfluss der Strahlgeschwindigkeit bei CuCrZr – rau und glatt

Im Fall der glatten Oberfläche der Legierung CuCrZr mit einem Rauheitswert von  $R_a = 3\mu\text{m}$  (Bild 9.10 b) fallen die Temperaturdifferenzen bei Strahlgeschwindigkeiten von 2 und 3 m/s noch geringer aus.

Die Messungen mit der Legierung CuSn4 wurden analog zu der Legierung CuCrZr bei gleichen Parametern durchgeführt. Da reale Stranggussoberflächen zum Einsatz kommen, unterscheiden sich jedoch die  $R_a$ -Werte. Die raue Oberfläche der Legierung CuSn4 hat einen Wert von  $R_a = 15\mu\text{m}$  (Bild 9.11 a) und die glatte Oberfläche einen Wert von  $R_a = 4\mu\text{m}$  (Bild 9.11 b). Der arithmetische Mittenrauwert der rauhen Oberfläche von CuSn4 ist damit kleiner als der von CuCrZr. Bei Kühlung der rauhen CuSn4-Oberfläche ist nur eine geringfügige Abweichung zwischen den Kühlkurven bei Strahlgeschwindigkeiten von 2 und 3 m/s festzustellen.

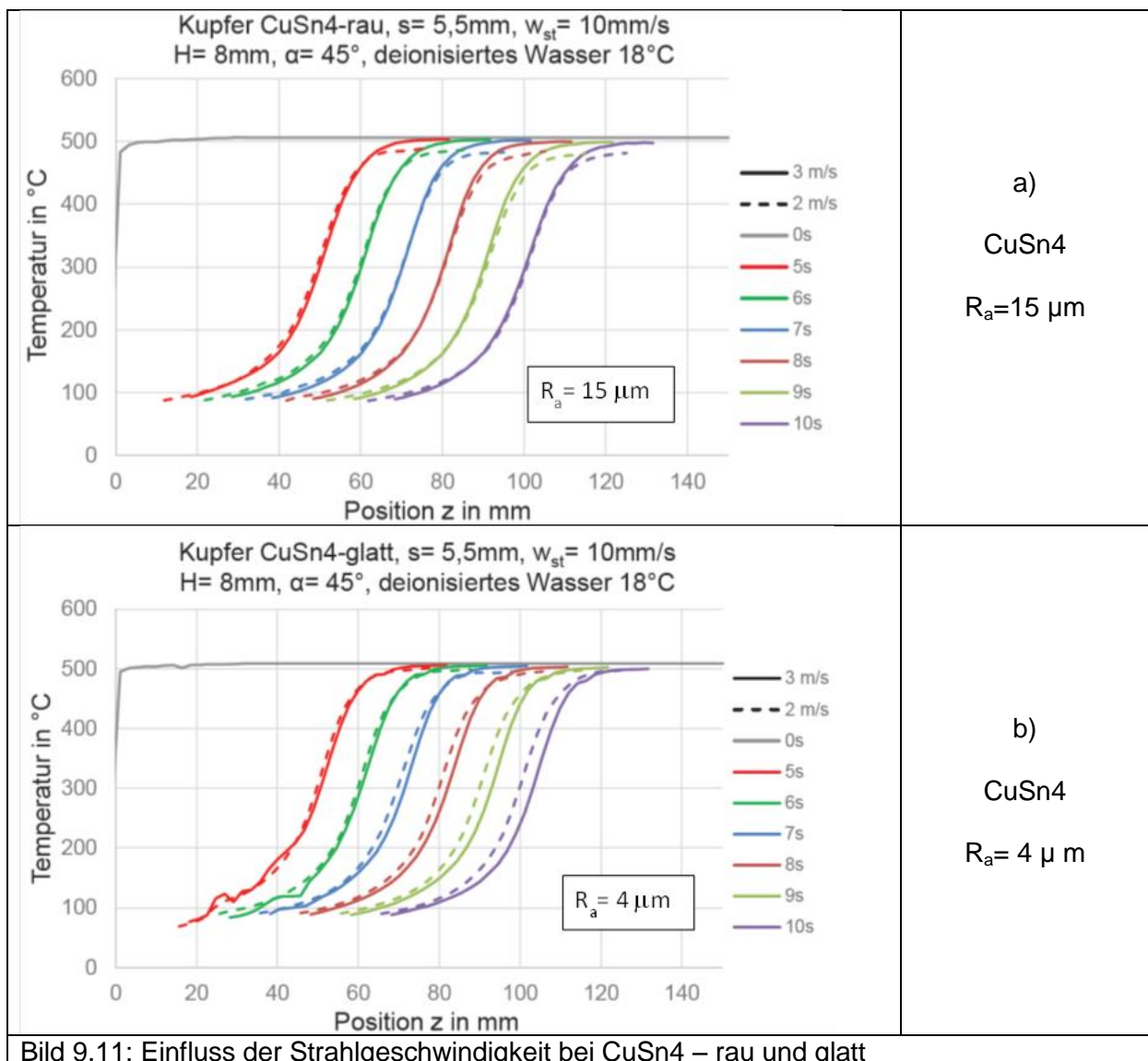


Bild 9.11: Einfluss der Strahlgeschwindigkeit bei CuSn4 – rau und glatt

Die Betrachtung der Kühlkurven bei glatter Oberfläche (Bild 9.11 b) zeigt, dass bis zu einer Kühlzeit von ca. 7 s die Kühlkurven nahezu zusammenfallen und bei Kühlzeiten über 7 s hinaus mit ansteigender Kühlzeit die Temperaturdifferenzen immer größer werden. So bleibt nach einer Kühlzeit von 10 s bei einer Strahlgeschwindigkeit von 2 m/s die Kühlung zurück. Im linearen Bereich treten dann einer fixen Position Temperaturdifferenzen um ca. 60 K auf,

die etwa einem zeitlichen Verzug von etwa 0,3 s entsprechen. Vorgenommene Auswertungen bis zu einer Kühlzeit von 20 s zeigen, dass es zu keiner Vergrößerung der Differenzen kommt. Die Fluktuationen im unteren Bereich der Kurven bei 5 s, 6 s und 7 s sind Schwankungen, die sich aus einer sich ablösenden Beschichtung des Ofensprays ergeben.

Insgesamt ist einzuschätzen, dass unter den eingestellten Versuchsbedingungen eine Änderung der Strahlgeschwindigkeit im Bereich von 2 und 3 m/s keine signifikanten Änderungen des Kühlprozesses bewirkt.

### 9.2.5 Einfluss des Spritzwinkels

In den vorangegangenen Abschnitten wurde gezeigt, dass kaum Unterschiede im Abkühlverhalten sich einstellen, wenn die Strahlgeschwindigkeit der Kokillenstrahlen im Bereich zwischen 2 und 3 m/s geändert wird. Für die Untersuchung des Einflusses des Spritzwinkels wurde eine Strahlgeschwindigkeit von 3 m/s festgelegt. Der Spritzwinkel bestimmt die Auftreffkraft auf die zu kühlende Platte. Diese Kraft setzt sich aus einer horizontalen und vertikalen Komponente zusammen. Je kleiner der Spritzwinkel desto kleiner ist die horizontale Kraft, die auf die Platte trifft. Die Untersuchung der Aluminiumlegierungen bei Spritzwinkeln im Bereich zwischen 15° und 60° zeigte, dass der Spritzwinkel keinen signifikanten Einfluss auf das Abkühlverhalten hat. Ausgehend von dieser Erkenntnis wurden die experimentellen Untersuchungen zum Einfluss des Spritzwinkels bei der Kühlung von Kupferlegierungen auf die Spritzwinkel  $\alpha=20^\circ$  und  $\alpha=45^\circ$  eingegrenzt.

Das Bild 9.12 a zeigt, dass eine Änderung des Spritzwinkels  $\alpha$  bei der Kühlung der Kupferlegierung CuCrZr mit rauher Oberfläche ( $R_a=44 \mu\text{m}$ ) zu keiner gravierenden Änderung des Abkühlverhaltens führt. Die Temperaturkurven für einen Spritzwinkel von 20° und 45° sind nahezu deckungsgleich.

Ergänzend dazu wurde die gleiche Kupferlegierung mit einer glatten Oberfläche ( $R_a=3 \mu\text{m}$ ) bei Spritzwinkeln von 20° und 45° unter gleichen Bedingungen gekühlt. Die Ergebnisse sind im Bild 9.12 b dargestellt. Dabei fällt auf, dass bei einer Kühlzeit von 5 s und 6 s die Kurven fast deckungsgleich sind und mit fortschreitender Kühlzeit bei einem Spritzwinkel von 20° die Kühlung im Vergleich zu 45° geringer ausfällt. Da die Differenzen nach einer Kühlzeit von ca. 0,3 s wieder ausgeglichen werden können, hat die Änderung des Spritzwinkels  $\alpha$  kaum einen Einfluss auf den Abkühlprozess.

Um zu überprüfen, ob mit ansteigender Kühlzeit die Unterschiede noch größer werden, sind in Bild 9.12c die Temperaturkurven nach einer Kühlzeit von 15 s und 20 s zusätzlich mit eingeblendet. Dazu wurde der Positionsbereich z von 140 mm auf 250 mm ausgedehnt. Bei der zusätzlich eingeblendeten Kühlzeit von 15 s und 20 s sind die Kurven wieder nahezu deckungsgleich. Eine plausible Erklärung für diese Erscheinung ist zwar wünschenswert, bringt aber keine wesentliche Erkenntnisse für die Praxis, da der Einfluss des Spritzwinkels ohnehin marginal ist.

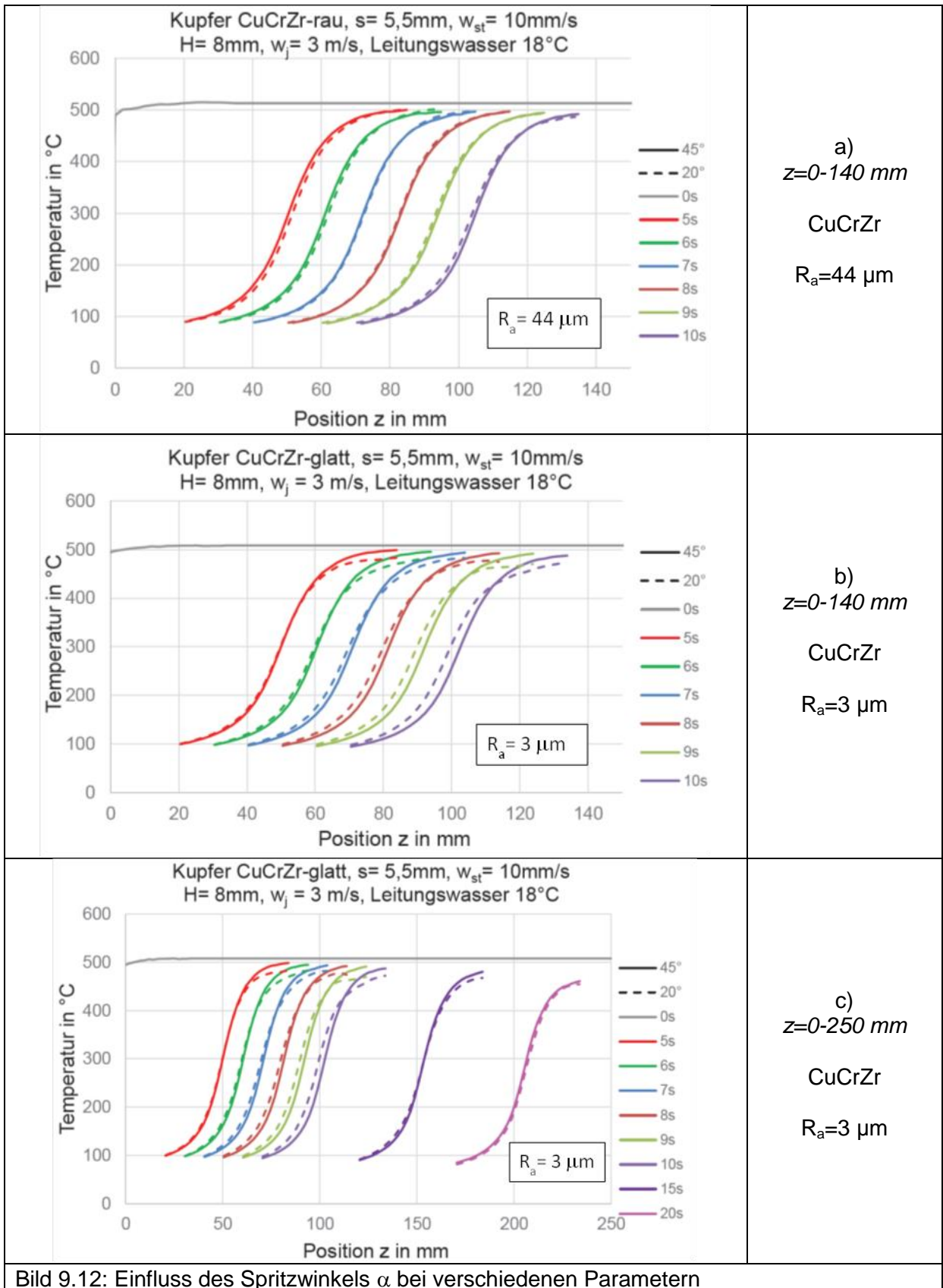


Bild 9.12: Einfluss des Spritzwinkels  $\alpha$  bei verschiedenen Parametern

## 9.2.6 Wärmestromdichte im Abkühlprozess von Kupferlegierungen

Das im Abschnitt 8.2.6 vorgestellte Berechnungsmodell [18] zur Wärmestromdichte während der Abkühlung für den bewegten Strang wurde auch auf die Kupferlegierung CuCrZr angewendet. Das Ergebnis zeigt das Bild 9.13.

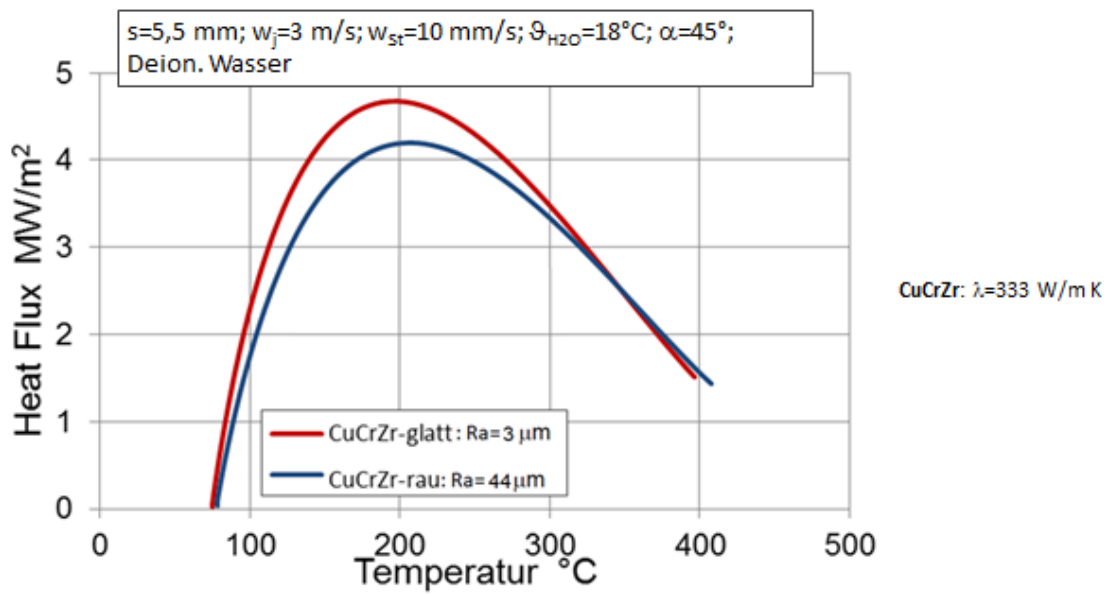


Bild 9.13: Heat Flux bei der Kühlung der Kupferlegierung CuCrZr

Die Kupferlegierung CuCrZr zeichnet sich durch eine besonders hohe Wärmeleitfähigkeit aus. Diese beträgt bei einer Temperatur von 300°C etwa 333 W/mK. Die Berechnung erfolgte auf der Grundlage der in Experimenten gemessenen Temperaturprofile und der im Berechnungsmodell [18] getroffenen Annahmen. Der Heat Flux bzw. die Wärmestromdichte ist hier in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur aufgetragen. Die gemessenen Temperaturprofile von glatter und rauher Oberfläche zeigen kaum Unterschiede. Das zeigt sich auch an der berechneten Wärmestromdichte. Die Maximalwerte treten bei einer Temperatur im Bereich von ca. 190°C bis 200°C auf. Die Temperatur, bei der die maximale Wärmestromdichte auftritt, wird als DNB-Temperatur bezeichnet. Die Kenntnis der DNB-Temperatur und der Verlauf der Wärmestromdichte in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur ermöglicht die Vorausberechnung der in einem Gussstrang sich ausbildenden Temperaturprofile unter den gegebenen Prozessbedingungen. In Verbindung mit den mechanischen Eigenschaften des Gussmaterials können dann die während des Gießprozesses auftretenden Druck- und Zugspannungen berechnet werden.

## 10 Düsenkühlung realer Oberflächen (AS 3) aus Aluminiumlegierungen

### 10.1 Durchgeführte Arbeiten

Das Bild 10.1 zeigt die untersuchten Blechproben der Aluminiumlegierungen mit Angabe des arithmetischen Mittenrauwertes  $R_a$ . Es wurden die Aluminiumlegierungen AA6082 und AA5083 untersucht. Die Blechdicke wurde durch mechanische Bearbeitung auf ca. 10 mm bei gleicher Masse der Proben eingestellt. Auf die Bedeutung der gleichen Masse pro Flächeneinheit wurde bereits im Punkt 8.1 und 9.1 hingewiesen.

#### Untersuchte Materialproben

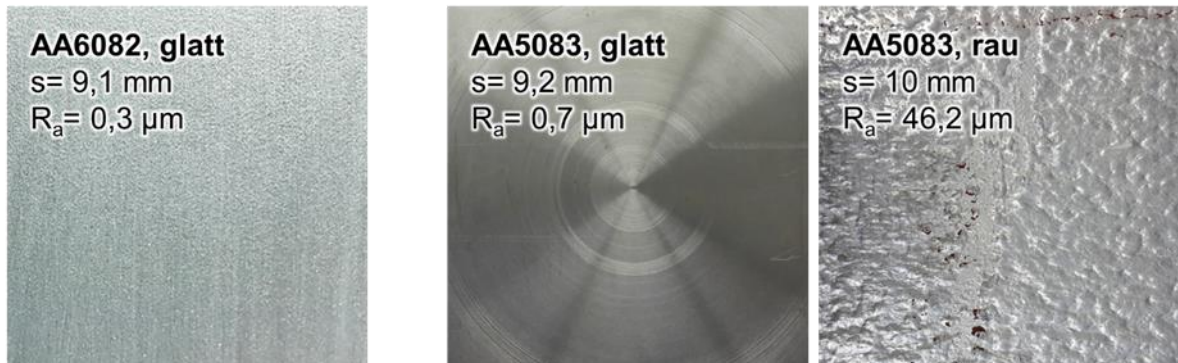


Bild 10.1: Untersuchte Materialproben aus Aluminiumlegierungen

Aus der Vielzahl der Düsen, die von verschiedenen Firmen zu Kühlzwecken angeboten werden, wurden zwei Düsentypen für die Kühlung ausgesucht:

- Düsentyp 1: Spraydüse
- Düsentyp 2: Vollstrahldüse

Spraydüse und Vollstrahldüse unterscheiden sich grundsätzlich von ihrem Abkühlverhalten. Bei Einsatz einer Spraydüse findet zunächst großflächig eine Filmverdampfung statt, die bei Erreichen der Leidenfrosttemperatur in die partielle Filmverdampfung übergeht. Daran schließt sich nach Erreichen der DNB-Temperatur die Blasenverdampfung an.

Die Vollstrahldüse ist gekennzeichnet durch einen Wasserstrahl mit definiertem Durchmesser, der mit einer Geschwindigkeit ab ca. 5 m/s auf eine heiße Oberfläche trifft. Der Impuls des Strahls ist so hoch, dass es im Auftreffpunkt zu keiner Filmverdampfung kommen kann. Das Wasser des Strahls breitet sich dann radial in Form einer Benetzungsfrente über die Oberfläche aus. An der Grenze zwischen benetzter und unbenetzter Fläche bildet sich eine meist kreisrunde Grenzlinie, an der es zum Fortschleudern (Splashing) einzelner Wassertropfen kommt. Die an dieser Grenzlinie auftretende Oberflächentemperatur wird als Rewettingtemperatur bezeichnet.

Um Spray- und Vollstrahldüse besser vergleichen zu können, wurden beide Düsen mit dem gleichen Volumenstrom von 1,2 l/min beaufschlagt. Die Kennwerte der für die Kühlung eingesetzten Düsen ergeben sich aus nachfolgender Tabelle.

	Spraydüse	Vollstrahldüse
Volumenstrom	1,2 l/min	1,2 l/min
Strahldurchmesser	-	d=1,3 mm
Strahlwinkel	$\beta=60^\circ$	-
Strahlgeschwindigkeit	-	15 m/s
Wasserbeaufschlagungsdichte	ID=7,6 kg/m <sup>2</sup> s	ID=15075 kg/m <sup>2</sup> s

Tabelle 10.1: Kennwerte der zum Einsatz gekommenen Düsen



Beide Düsen unterscheiden sich extrem in der Wasserbeaufschlagungsdichte mit der Folge unterschiedlicher Charakteristika. Im Experiment werden damit eine geringe und eine hohe Wasserbeaufschlagungsdichte untersucht.

## 10.2 Erzielte Ergebnisse

### 10.2.1 Folgen wiederholter Kühlungen

Im Bild 10.2 sind die Video- und Infrarotaufnahmen für wiederholte Kühlungen einer glatten Oberfläche der Aluminiumlegierung AA6082 nach einer Kühlzeit von 9 Sekunden dargestellt. Die 1. Kühlung ist gekennzeichnet durch die Aufheizung und anschließende Abkühlung einer Probe, die vor der Aufheizung noch keiner Wasserkühlung unterzogen wurde. Die 2. Kühlung zeigt die Kühlung der gleichen Probe nach einer 2. Aufheizung, ohne dass zuvor die Oberfläche mechanisch bearbeitet wurde. Die 3. Kühlung erfolgt nach dem 3. Aufheizen der Probe nach der 2. Kühlung ohne vorhergehende Bearbeitung der Oberfläche. Nach einer Kühlzeit von 9 s ist in der 1. Kühlung noch keine Ausbildung einer Benetzungsfrent zu erkennen. Das bedeutet, dass dort noch Filmverdampfung stattfindet. In der 2. Kühlung ist zum selben Zeitpunkt eine Benetzung und die Ausbildung einer Benetzungsfrent zu sehen, die eine stärkere Abkühlung durch partielle Filmverdampfung bewirkt. Nach der 3. Kühlung sind die Benetzung und die Benetzungsfrent noch weiter als nach der 2. Kühlung vorangeschritten.

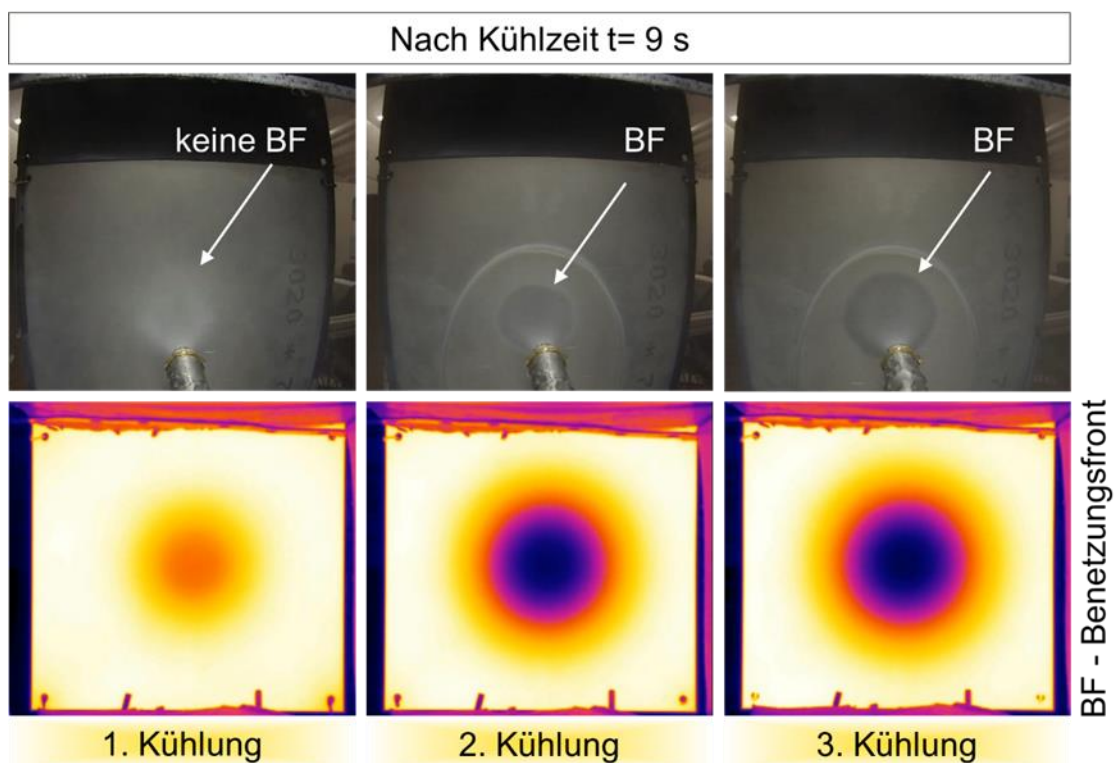


Bild 10.2: Visuelle Darstellung der Folgen wiederholter Kühlungen auf glatter Oberfläche

Parallel zu den Videoaufnahmen sind darunter die Infrarotaufnahmen für die gleiche Kühlzeit von 9 s zu sehen. Die qualitative Auswertung macht deutlich, dass mit zunehmender Anzahl der Kühlungen eine schnellere Abkühlung erfolgt, wobei die Verkürzung der Kühlzeit immer kleiner wird.

Ergänzend zur visuellen Darstellung in Bild 10.2 werden im Bild 10.3 die konkreten Temperaturen für den Mittelpunkt des Kegels der Spraydüse in Abhängigkeit der Kühlzeit für wiederholte Kühlungen dargestellt. Mit der Anzahl der Wiederholungen nimmt die Kühlzeit bis zur 3. Kühlung ab. Nach der 3. Kühlung wurde die Oberfläche auf der Düsenseite mit Schmirgelpapier bearbeitet. Nach Aufheizung und 4. Kühlung sind dann die Graphen der 1. und 4. Kühlung fast deckungsgleich. Da Tap water (Magdeburger Leitungswasser) für die Kühlung eingesetzt wurde, wird dieser Effekt auf die Entfernung einer sich in den vorausgehenden Kühlungen bildenden Salzschrift zurückgeführt. Es ist mit Sicherheit von einem Salzgehalt des Kühlwassers auszugehen, da eine elektrische Leitfähigkeit von  $EC=0,58$  mS/cm gemessen wurde.

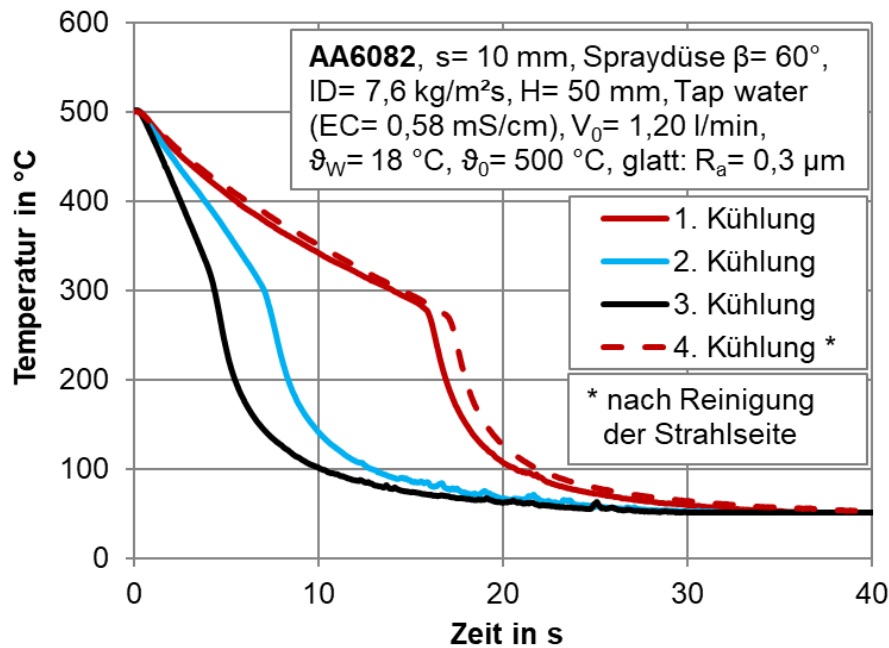


Bild 10.3: Folgen wiederholter Kühlungen für AA6082 mit Tap water ( $EC=0,58$  mS/cm)

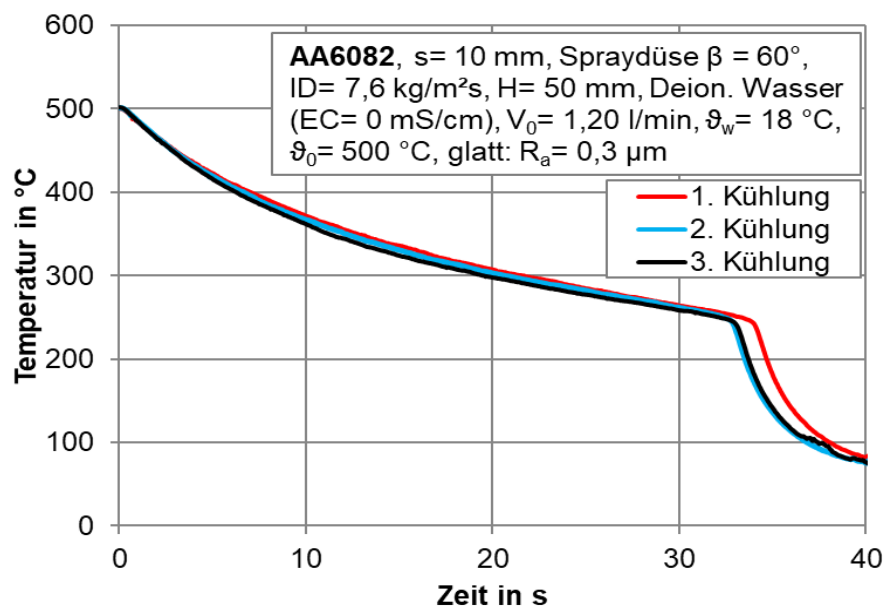


Bild 10.4: Folgen wiederholter Kühlungen mit deionisiertem Wasser ( $EC=0$  mS/cm)

Zur Bestätigung der Vermutung bezüglich der Wirkung des Salzgehaltes wurde dann unter gleichen Bedingungen ein Experiment mit deionisiertem Wasser durchgeführt. Die Ergebnisse zeigt das Bild 7.4. Die Wiederholung der Versuche zeigt keinen signifikanten Einfluss auf die Verkürzung der Kühlzeit. Das Experiment bestätigt damit endgültig den Einfluss der Wiederholung des Experiments auf die Kühlzeit, wenn das Kühlwasser salzhaltig ist und als Düse eine Spraydüse zum Einsatz kommt.

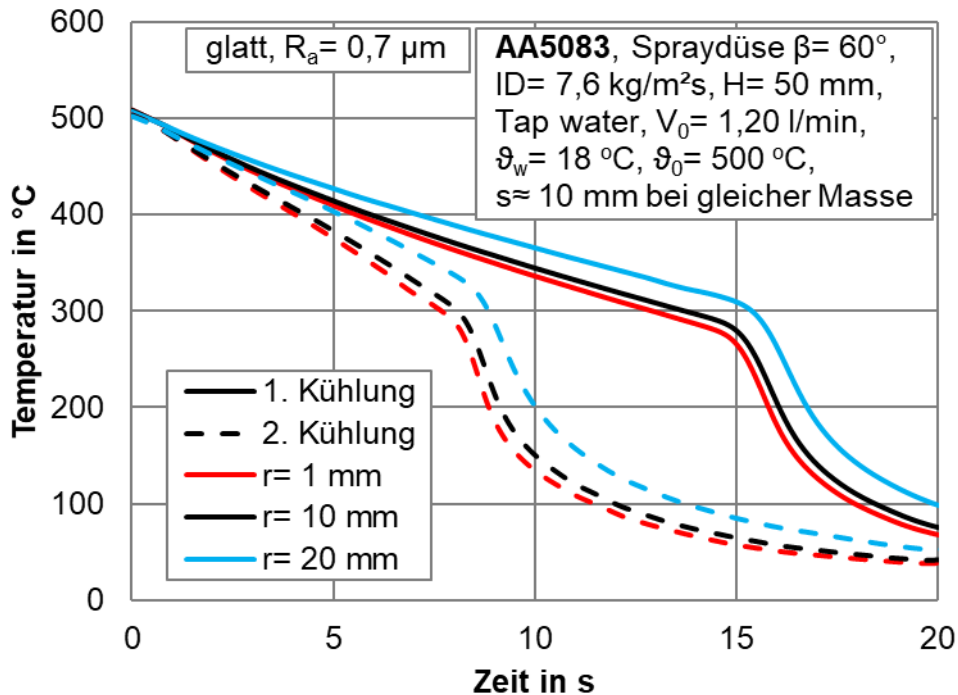


Bild 10.5: Folgen wiederholter Kühlungen für AA5083 mit Tap water ( $EC = 0,58 \text{ mS/cm}$ )

Die Folgen wiederholter Kühlungen treten auch bei der Aluminiumlegierung AA5083 auf. Dies wird im Bild 10.5 an 2 Kühlungen für die Radien  $r = 1 / 10 / 20 \text{ mm}$  gezeigt.

Daraus ergibt sich für die experimentellen Untersuchungen die Notwendigkeit der Entfernung der Salzsicht durch Abreiben bzw. Schmirgeln, wenn mit der Probe ein Versuch vergleichend wiederholt werden soll. Dies gilt jedoch nicht für Vollstrahldüsen und Kokillenstrahlen wie in nachfolgenden Kapiteln auch gezeigt wird.

### 10.2.2 Einfluss der Rauheit bei Spray- und Vollstrahldüsen

Im Bild 10.6 ist am Beispiel der Aluminiumlegierung AA5083 für eine Spraydüse der Einfluss der Rauheit auf die Abkühlung für verschiedene Radien  $r$  dargestellt. Der Radius beeinflusst die Kühlzeit kaum. Dies dürfte auf geringe Unterschiede in der lokalen Wasserbeaufschlagungsdichte zurückzuführen sein. Dagegen sinkt die Kühlzeit erheblich bei Erhöhung des arithmetischen Mittenrauwertes  $R_a$  von  $0,7$  auf  $46,2 \mu\text{m}$ . Bezogen auf eine Kühlendtemperatur von  $300^\circ\text{C}$  kommt es zu einer Verkürzung der Kühlzeit von ca. 13 auf ca. 2,5 Sekunden. Diese erheblichen Verkürzungen der Kühlzeit durch Rauheit decken sich auch mit den Untersuchungen von Abdalrahman [10], die jedoch nur mit einer Wasserbeaufschlagung von  $3 \text{ kg/m}^2\text{s}$  und deionisiertem Wasser durchgeführt wurden. Bedingt dadurch kommt Abdalrahman [10] insgesamt zu längeren Abkühlzeiten, so dass der Vergleich nur bedingt möglich ist. Man erkennt daran, dass bei der Spraydüse die Wasserbeaufschlagung und die Qualität des Wassers weitere wichtige Einflussfaktoren sind.

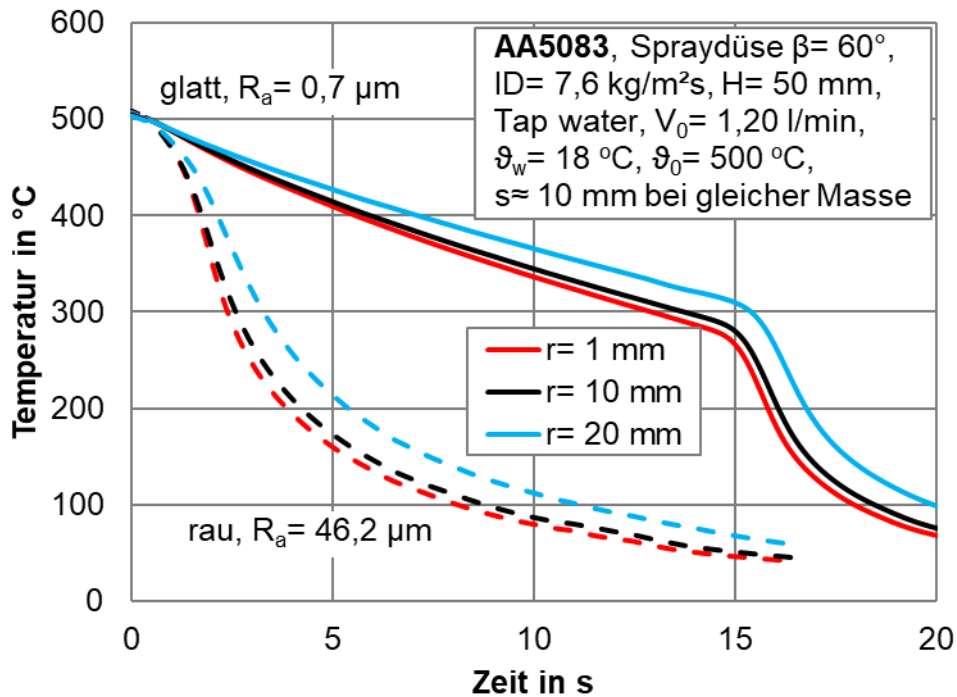


Bild 10.6: Einfluss der Rauheit bei Einsatz einer Spraydüse auf AA5083

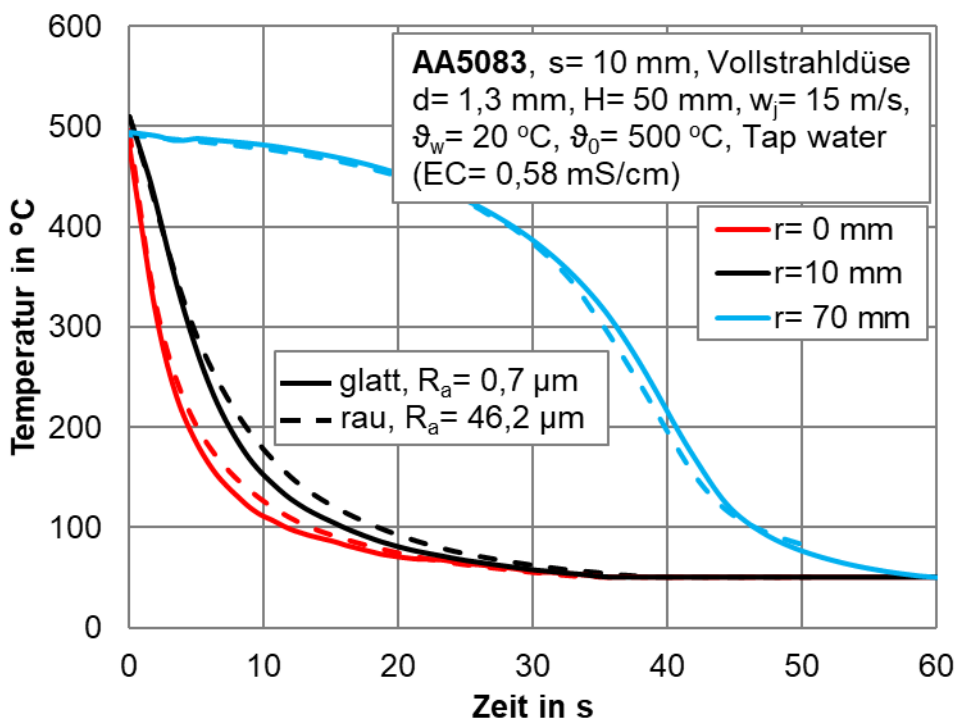


Bild 10.7: Einfluss der Rauheit bei Einsatz einer Vollstrahldüse auf AA5083

Wird die gleiche Aluminiumlegierung bei glatter und rauher Oberfläche mit einer Vollstrahldüse bei gleichem Volumenstrom von 1,2 l/min bespritzt, so ergibt sich ein Abkühlverhalten nach Bild 10.7. Die Abkühlkurven zwischen glatter und rauher Oberfläche sind fast identisch. Die Unterschiede zwischen den einzelnen Radien  $r$  dokumentieren den Fortschritt einer Benetzungsfrent, die sich über die Oberfläche ausbreitet. Aus den Temperaturkurven wird abgeleitet, dass bei Einsatz von Vollstrahldüsen die Rauheit keinen

Einfluss auf die Kühlzeit hat. Diese Feststellung ist von Bedeutung, da Kokillenstrahlen im weitesten Sinne als nebeneinander liegende Vollstrahlen aufgefasst werden können.

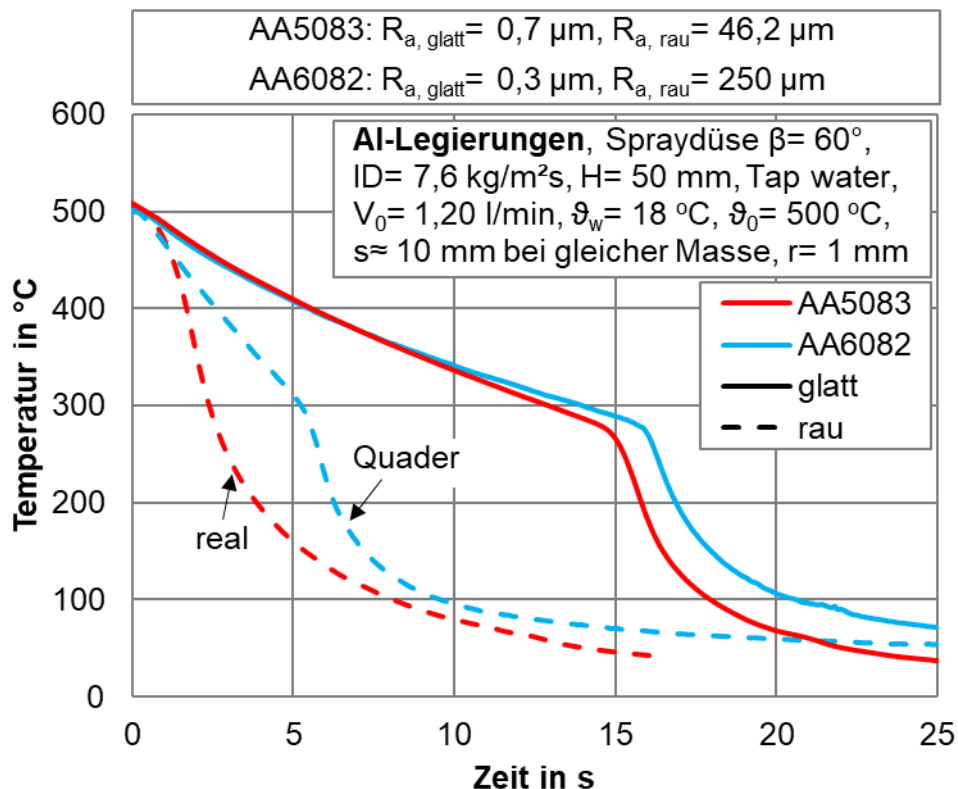


Bild 10.8: Vergleich der Abkühlkurven der Aluminiumlegierungen AA6082 und AA5083

Im Bild 10.8 werden die Abkühlkurven der Aluminiumlegierungen AA6082 und AA5083 miteinander verglichen. Die Abkühlkurven der glatten Flächen weisen keine signifikanten Unterschiede auf. Es besteht aber ein Unterschied zwischen glatter und rauher Oberfläche der jeweiligen Aluminiumlegierung. Dabei fällt auf, dass die künstlich strukturierte Oberfläche aus AA6082 (Quader) mit einer Rauheit von  $R_a = 250 \mu\text{m}$  langsamer abkühlt als die Legierung aus AA5083 (real) mit  $R_a = 46,2 \mu\text{m}$ . Mit einem höheren Mittenrauwert  $R_a$  ist nicht immer eine kürzere Kühlzeit verbunden. Das liegt an den relativ groß aus der Oberfläche herausragenden Quadern, die teilweise zu einer Reflexion der Tröpfchen der Spraydüse auf der Oberfläche führen und so der Kontaktkühlung nicht mehr zur Verfügung stehen. Zur realen Beurteilung des Einflusses der Rauheit sollten deshalb immer reale Oberflächenstrukturen aus dem Gießprozess verwendet werden. Von der weiteren Untersuchung strukturierten Oberflächen wurde aus diesem Grunde abgesehen.

## 11 Düsenkühlung realer Oberflächen (AS 3) aus Kupferlegierungen

### 11.1 Durchgeführte Arbeiten

Im Bild 11.1 sind die bei der Düsenkühlung untersuchten Oberflächen aus Kupferlegierungen dargestellt. Zu sehen sind eine durch mechanische Bearbeitung hergestellte glatte Oberfläche aus CuSn4 (Bronze-Legierung) und eine aus einem Stranggussblock herausgeschnittene reale Oberfläche mit einem Mittenrauwert von  $R_a=14,7 \mu\text{m}$ . Die Dicke der Proben beträgt 5,5 mm. Bei der Vorbereitung der Proben wurde darauf geachtet, dass die Masse der Proben gleich war. Der Mittenrauwert  $R_a$  der rauhen Probe ist im Vergleich zur Rauheit der anderen untersuchten Kupferlegierungen relativ klein, aber dennoch der Kategorie „rau“ zuzuordnen.

#### Untersuchte Materialproben

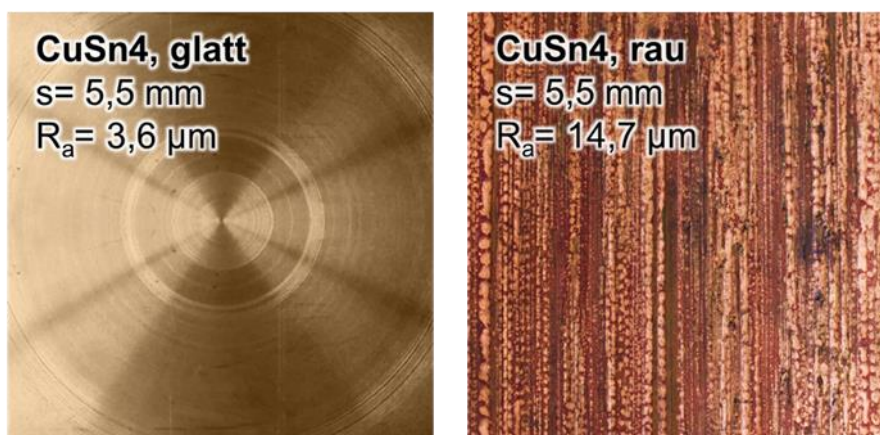


Bild 11.1: Untersuchte Oberflächen bei der Düsenkühlung von Kupferlegierungen

Bei der Kühlung der Kupferlegierung kommen die gleichen Düsen zum Einsatz wie bei der Düsenkühlung der Aluminiumlegierungen (siehe Pkt. 10.1).

### 11.2 Erzielte Ergebnisse

#### 11.2.1 Folgen wiederholter Kühlungen von Kupferlegierungen

Analog zur Untersuchung der Aluminiumlegierungen wurde bei Kupferlegierungen auch untersucht, welche Folgen wiederholte Kühlungen nach wiederholtem Aufheizen haben. Das Bild 11.2 zeigt für eine Spraydüse, eine glatte Oberfläche und bei Kühlung mit Tap water die Ergebnisse.

Im Vergleich zu den untersuchten Aluminiumlegierungen kommt es nicht zu einer gravierenden Verkürzung der Kühlzeit, sondern zu einer geringfügigen Verlängerung. Aller Wahrscheinlichkeit nach ist das auf die im Tap water (Magdeburger Leitungswasser) gelösten Salze zurückzuführen, die mit der Kupferlegierung CuSn4 ganz anders reagieren als mit einer Aluminiumlegierung. Hieraus ist die Schlussfolgerung zu ziehen, dass bei Einsatz von Spraydüsen der Effekt der Kühlzeitverkürzung / -verlängerung bei wiederholten Kühlungen entscheidend von den im Kühlwasser gelösten Salzen und der Metallart abhängt. Tiefer gehende Untersuchungen zu reaktiven Veränderungen auf der Oberfläche der Metalle waren nicht Gegenstand des Projektes. Untersuchungen dieser Art könnten in Zukunft aber Aufklärung darüber geben, welche physikalischen Phänomene die Kühlzeitverkürzung bzw. Kühlzeitverlängerung bestimmen.

Werden Kühlungen der Kupferlegierung CuSn4 mit einer Vollstrahldüse durchgeführt, so gibt es bei Wiederholung der Kühlung nach wiederholtem Aufheizen keine Kühlzeitverkürzungen und Kühlzeitverlängerungen. Im Bild 11.3 sind die Abkühlkurven bei Verwendung von Tap water und in Bild 11.4 von deionisiertem Wasser dargestellt.

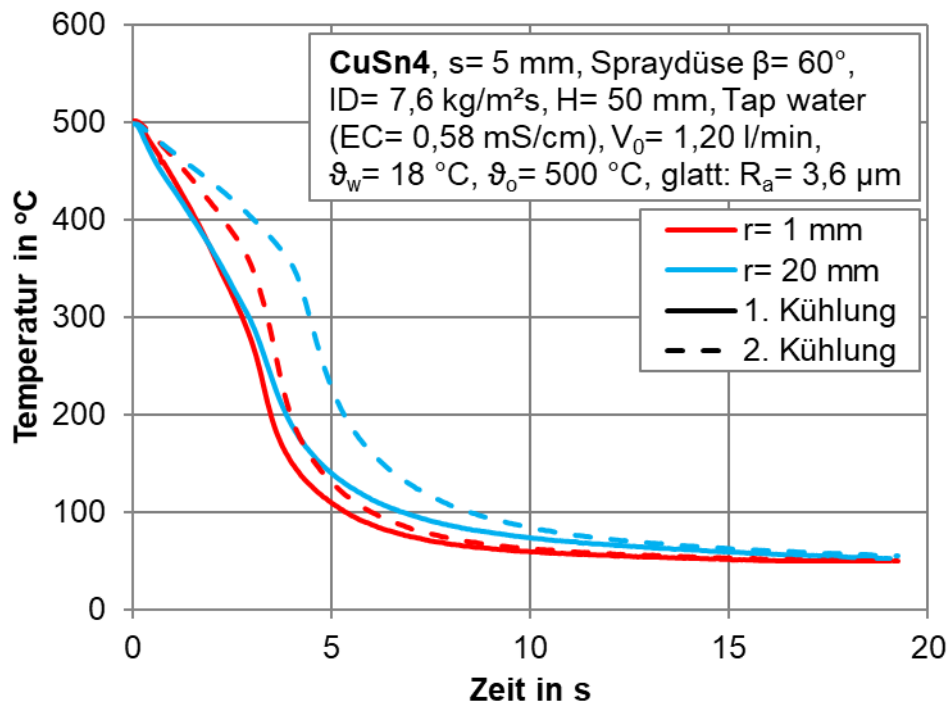


Bild 11.2: Folgen wiederholter Kühlungen für CuSn4 mit Tap water (EC=0,58 mS/cm)

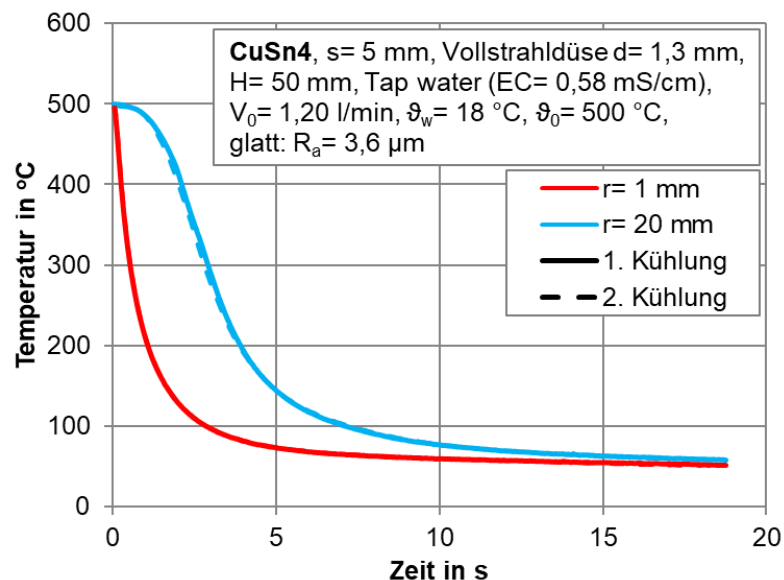


Bild 11.3: Wiederholte Kühlung von CuSn4 mit Tap water (EC=0,58 mS/cm)

Der Vergleich beider Bilder zeigt, dass die Wasserqualität, dargestellt durch die elektrische Leitfähigkeit EC, keinen Einfluss auf die Veränderung der Kühlzeit bei Wiederholung der Kühlung hat. Bei deionisiertem Wasser kommt es im Vergleich zu Tap water allerdings bei einem Radius von  $r=20$  mm zu einer geringfügig langsameren Abkühlung.

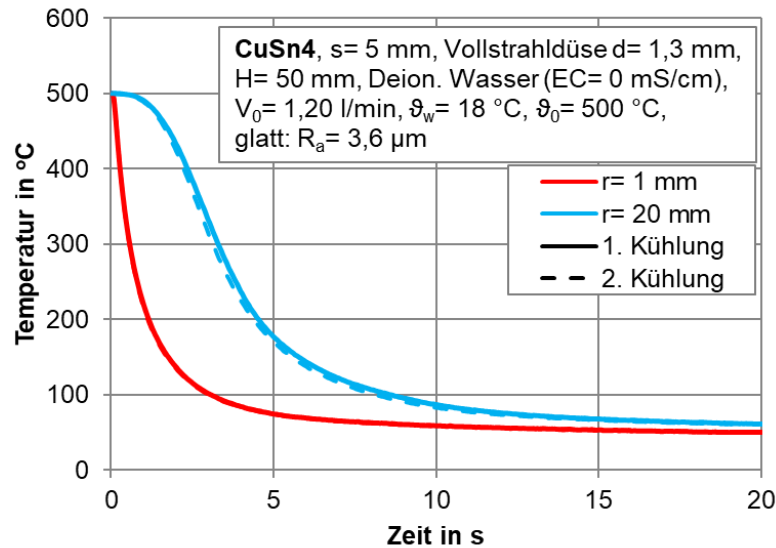


Bild 11.4: Wiederholte Kühlung von CuSn4 mit deionisiertem Wasser (EC=0 mS/cm)

### 11.2.2 Einfluss der Rauheit bei Spray und Vollstrahldüsen

Analog zu den Ergebnissen der Kühlung von Aluminiumlegierungen bewirkt eine größere Rauheit der Kupferlegierung CuSn4 auch eine kürzere Kühlzeit. Dies wird im Bild 11.5 am Beispiel einer Spraydüse und dem Einsatz von Tap water mit einem Volumenstrom von 1,2 l/min gezeigt. Bezogen auf eine Kühlendtemperatur von 300°C kommt es bei Erhöhung der Rauheit von 3,6 μm auf 14,7 μm zu einer Absenkung der Kühlzeit von 2,8 s auf ca. 1,4 s im Zentrum des Spraykegels. Ein direkter Vergleich der Kühlzeiten mit der Aluminiumlegierung AA5083 ist nicht möglich, da die Plattendicke, die Dichte, die Rauheit und die thermo-physikalischen Stoffwerte voneinander abweichen. Als gesichert gilt jedoch die Erkenntnis, dass reale raue Oberflächen bei Einsatz von Spraydüsen zu einer Verkürzung der Kühlzeit führen.

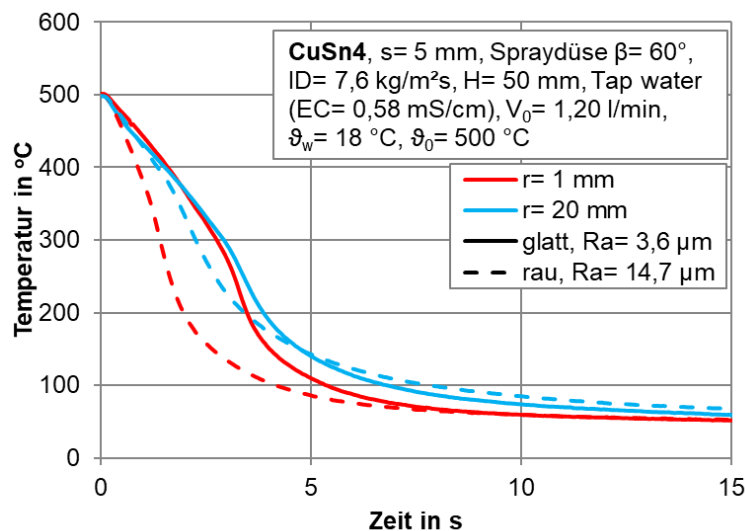


Bild 11.5: Einfluss der Rauheit bei Einsatz einer Spraydüse auf CuSn4

Um quantitative Abhängigkeiten der Kühlzeit von der Rauheit nachzuweisen bedarf es jedoch weiterer realer Proben, deren Rauheit zwischen einer glatten und einer sehr rauhen



Oberfläche liegen, wobei das gleiche Material vorausgesetzt werden muss. Dies ist auf Grund der realen Gegebenheiten bei der Produktion von Strangguss nicht möglich. Die Hinwendung zu künstlichen Strukturen führt auch nicht zum Ergebnis, da diese in ihrer Wirkung erheblich von den realen Proben abweichen.

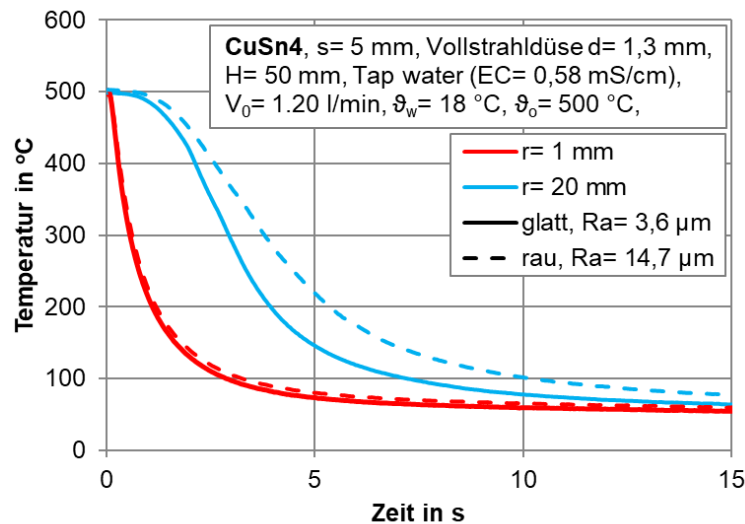


Bild 11. 6: Einfluss der Rauheit bei Einsatz einer Vollstrahldüse auf CuSn4

Trifft ein Vollstrahl auf die Kupferlegierung CuSn4, so ist keine Änderung der Kühlzeit im zentralen Auftreffpunkt in Abhängigkeit des arithmetischen Mittenrauwertes  $R_a$  festzustellen (Bild 11.6). In einer Entfernung  $r=20$  mm vom Auftreffpunkt kühlt die rauere Oberfläche mit  $R_a=14,7$  µm sogar etwas langsamer ab. Dies ist damit zu erklären, dass die rauere Oberfläche der Ausbreitung der Benetzungsfront einen Widerstand entgegen setzt, wodurch die Benetzungsfront langsamer voran schreitet als bei einer glatten Oberfläche. Insgesamt ist einzuschätzen, dass die Rauheit bei Einsatz von Vollstrahldüsen sowohl bei Aluminium- als auch bei Kupferlegierungen keinen signifikanten Einfluss auf die Kühlzeit ausübt.

## 12 Düsenkühlung strukturierter Oberflächen (AS 4)

### 12.1 Durchgeführte Arbeiten

Aus der gleichen Blech-Charge der Aluminiumlegierung AA6082 wurde eine Probe mit allseits glatter Oberfläche und eine Probe mit einseitig künstlich strukturierter Oberfläche durch mechanische Bearbeitung hergestellt. Die Abmessungen der künstlich strukturierten Oberfläche sind im Detail im Punkt 7.2 angegeben und beschrieben worden. Um jedoch vergleichbare Ergebnisse beim Vergleich von glatten und rauen Oberflächen zu erhalten, kam es darauf an, dass die Blechproben die gleiche Masse hatten. Das Bild 12.1 zeigt diese Blechproben der Aluminiumlegierung AA6082.

Die Masse der Blechproben weicht kaum voneinander ab. In der Gesamtdicke beträgt der Unterschied jedoch 0,8 mm. Mit der annähernd gleichen Masse ist gesichert, dass beide Bleche bei gleicher Aufheiztemperatur die gleiche gespeicherte Wärme aufweisen. Der arithmetische Mittenrauwert der glatten Probe wurde mit  $R_a=0,3$  µm gemessen. Für die künstlich strukturierte Oberfläche kann unter Beachtung der Ausführungen in Punkt 6 ein Mittelwert von  $R_a=250$  µm angegeben werden. Zur Messung der Temperaturänderungen wurden die Blechproben auf der Rückseite mit einer temperaturfesten Farbschicht überzogen, deren Emissionsgrad in Kalibrierversuchen bestimmt wurde.

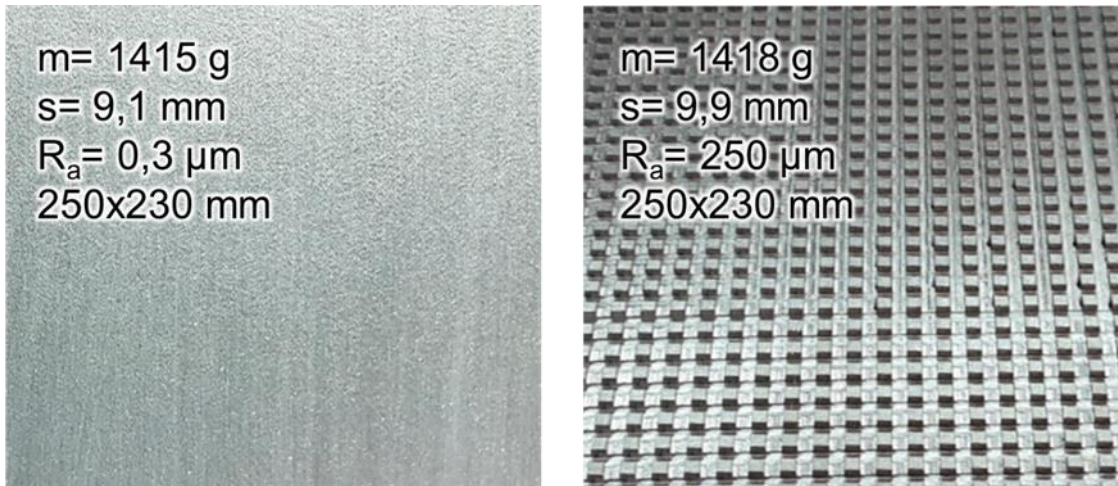


Bild 12.1: Glattes und raues Probenblech der Aluminiumlegierung AA6082

Die glatte und die künstlich strukturierte Oberfläche wurden dann mit einer Spraydüse und einer Vollstrahldüse nach einer Aufheizung auf 500°C abgekühlt. Die Parameter der Düsen sind im Punkt 10.1 konkret aufgeführt.

## 12.2 Erzielte Ergebnisse

### 12.2.1 Kühlung mit einer Spraydüse

Die glatte und die raue Blechprobe der Aluminiumlegierung AA6082 wurden in einem Ofen auf 500°C aufgeheizt und dann einzeln mit einer Spraydüse abgekühlt. Die Spraydüse hat einen Strahlwinkel von 60° und wurde mit einem Volumenstrom von 1,2 l/min betrieben.

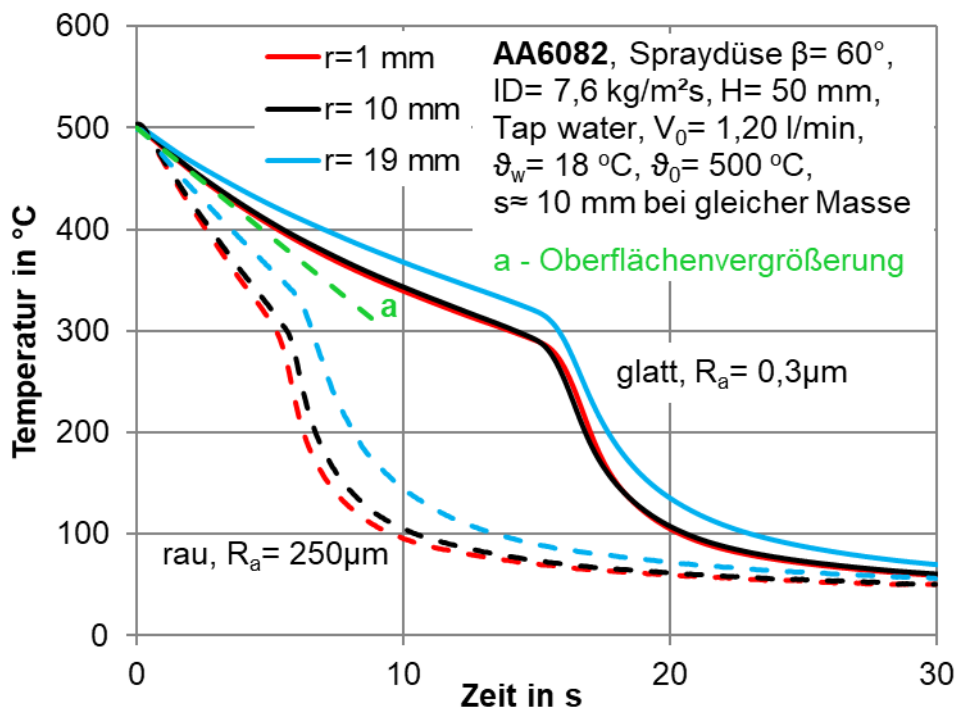


Bild 12.2: Einfluss der Rauheit bei Kühlung mit einer Spraydüse

Unter Zugrundelegung eines Abstandes der Düse zum Blech von  $H=50$  mm ergibt sich eine mittlere Wasserbeaufschlagung von  $ID=7,6$  kg/m<sup>2</sup>s. Die Wasserbeaufschlagung ist ein wichtiger Kennwert von Spraydüsen, der die Intensität der Kühlung bestimmt. In der Realität zeigt die Wasserbeaufschlagung keine gleichmäßige Verteilung, sondern ein Profil, welches im Kern am größten ist und zu den Rändern hin bis auf 0 abnimmt. Zur Kühlung kam Tap water zum Einsatz, ein Magdeburger Leitungswasser mit einer elektrischen Leitfähigkeit von  $EC=0,58$  mS/cm. Die Temperatur des Kühlwassers betrug 18°C.

Im Bild 12.2 werden die auf der Rückseite gemessenen Abkühlkurven von glatter und künstlich strukturierter Oberfläche gegenüber gestellt. Als Parameter ist der Radius  $r$  angegeben, der den radialen Abstand vom Mittelpunkt des Spraykegels angibt. Die Abkühlkurven der glatten Oberfläche haben durchgehende Linien, während die Abkühlkurven der rauhen Oberfläche gestrichelt sind. Deutlich ist die Verkürzung der Kühlzeit bei einer rauhen Oberfläche zu erkennen, d.h. die Rauheit der Oberfläche befördert den Wärmeübergang. Typisch für die Abkühlkurven ist der zunächst annähernd lineare Verlauf der Abkühlung bis eine Temperatur von ca. 280 bis 300°C erreicht ist, um dann in wesentlich höhere Abkühlgradienten überzugehen. Dieser Umschlagpunkt markiert den Übergang von der Filmverdampfung in die partielle Filmverdampfung und zeigt sich auf der Düsenseite durch die plötzliche Benetzung der Oberfläche der Aluminiumlegierung.

Als Kühlzeit  $t_K$  soll die Zeit definiert werden, die notwendig ist, um einen Punkt des Bleches auf eine bestimmte Kühl-Endtemperatur  $\vartheta_K$  herunter zu kühlen. Die Kühlzeit  $t_K$  ist damit von der Kühl-Endtemperatur  $\vartheta_K$  abhängig. Aus den Messungen ergeben sich damit folgende Kühlzeiten:

$\vartheta_K$	Kühlzeit $t_K$ für $r=1$ mm		Verhältnis $t_{Kglatt} / t_{Krau}$
	glatt, $R_a=0,3$ $\mu$ m	rau, $R_a=250$ $\mu$ m	
300 °C	14,1 s	5,3 s	2,6
200 °C	17,6 s	6,3 s	2,8
100 °C	20,4 s	10 s	2

Tabelle 12.1: Kühlzeiten

Die Tabelle zeigt, dass die Kühlzeit einer glatten Oberfläche den 2- bis 2,8-fachen Wert der Kühlzeit einer sehr rauhen Oberfläche erreicht. Dabei ist jedoch zu berücksichtigen, dass es gemäß Punkt 7.2 durch die künstliche Oberflächenstruktur zu einer Vergrößerung der Oberfläche um 50% kommt. Dieser Effekt der Oberflächenvergrößerung überlagert den Einfluss der Rauheit auf die Kühlzeitverkürzung.

Zur Abschätzung des Einflusses der Oberflächenvergrößerung wird nur der Bereich der Filmverdampfung von 500 bis 300°C betrachtet. Die glatte Fläche kühlt dort in einer Zeit von 14,1 s ab. Das entspricht annähernd einem Gradienten von  $200/14,1=14,2$  K/s. Bei einer Oberflächenvergrößerung von 50% kann dann eine Erhöhung des Abkühlgradienten in Näherung wie folgt angenommen werden:

$$1,5 \times 14,2 \text{ K/s} = 21,3 \text{ K/s}$$

Mit dem Abkühlgradienten von 21,3 K/s ergibt sich bei einer Temperaturdifferenz von  $500-300=200$  K eine abgeschätzte Abkühlzeit von  $200/21,3=9,4$  s im Bereich der Filmverdampfung durch die Oberflächenvergrößerung. Die Wirkung der Oberflächenvergrößerung ist im Bild 12.2 als grüne Linie a dargestellt. Die Zeitdifferenz von  $9,4-5,3=4,1$  s ist dann Ausdruck der Wirkung der Oberflächenrauheit der künstlich strukturierten Oberfläche. Die Messwerte bei 300°C ergeben eine Differenz von  $14,1-5,3=8,8$  s. Der Einfluss der Oberflächenvergrößerung auf die Kühlzeitverkürzung wird damit auf ca. 50 % eingeschätzt.

Ergänzend ist noch darauf hinzuweisen, dass diese Messwerte nur für eine mittlere Wasserbeaufschlagung von 7,6 kg/m<sup>2</sup>s und Magdeburger Wasser mit einer Leitfähigkeit  $EC=0,58$  mS/cm gelten.

### 12.2.2 Kühlung mit einer Vollstrahldüse

Die Abkühlung der Aluminiumlegierung AA6082 bei Einsatz einer Vollstrahldüse mit einem Düsendurchmesser  $d=1,3$  mm ist in Bild 12.3 zu sehen. Um einen Vergleich mit der Spraydüse durchführen zu können, wurde der gleiche Volumenstrom wie bei der Spraydüse von 1,2 l/min gewählt. Bei diesem Volumenstrom stellt sich eine Strahlgeschwindigkeit  $w_j$  von 15 m/s ein. Alle anderen eingestellten Prozessparameter sind mit denen der untersuchten Spraydüse identisch.

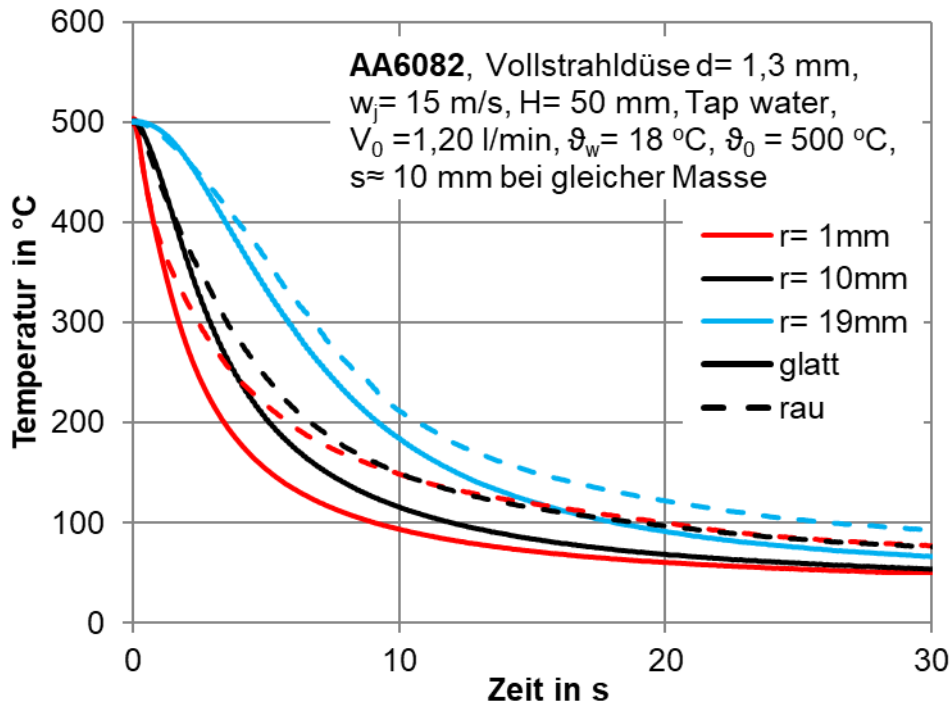


Bild 12.3: Einfluss der Rauheit bei Einsatz einer Vollstrahldüse - glatt: 0,3  $\mu$ m, rau: 250  $\mu$ m

Auffallend gegenüber der Spraydüse ist der relativ geringe Unterschied zwischen glatter und rauher Oberfläche. Markant ist zudem die langsamere Abkühlung der rauhen Oberfläche gegenüber der glatten Fläche. Dies lässt sich aus der visuellen Betrachtung des Sprühbildes auf der Strahlseite erklären. Dort ist zu sehen, dass beim Auftreffen des Strahls auf die relativ hohen kubischen Erhebungen es zu einem stärkeren Wegspritzen einzelner Tropfen des Wasserstrahls kommt. Gleichzeitig behindern die Erhebungen die Ausbreitung der Benetzungsfrent in radialer Richtung. Auf Grund der starken Reflexion der Wasserstrahlen und der Ausbildung von Nebelbildern auf der rauhen Oberfläche konnte keine aussagekräftige Bildaufnahme von dieser Erscheinung gemacht werden. Der Einfluss der Oberflächenvergrößerung durch die kubischen Erhebungen scheint durch die zuvor beschriebenen Phänomene mehr als aufgehoben zu werden.

Im Bild 12.4 wird die Kühlwirkung einer Spray- und Vollstrahldüse verglichen. Die Abkühlkurven sind aus Übersichtsgründen nur für die radiale Position  $r=1$  mm dargestellt. Bei gleichem Volumenstrom wird mit einer Vollstrahldüse eine schnellere Abkühlung erzielt als mit einer Spraydüse. Die kürzere Abkühlzeit der künstlich strukturierten Oberfläche bei Einsatz einer Spraydüse resultiert zu ca. 50 % aus der Oberflächenvergrößerung und zu ca. 50% aus der Oberflächenrauheit. Bei der Vollstrahldüse kommt die Wirkung der Oberflächenvergrößerung durch künstliche Rauheit nicht zur Wirkung.

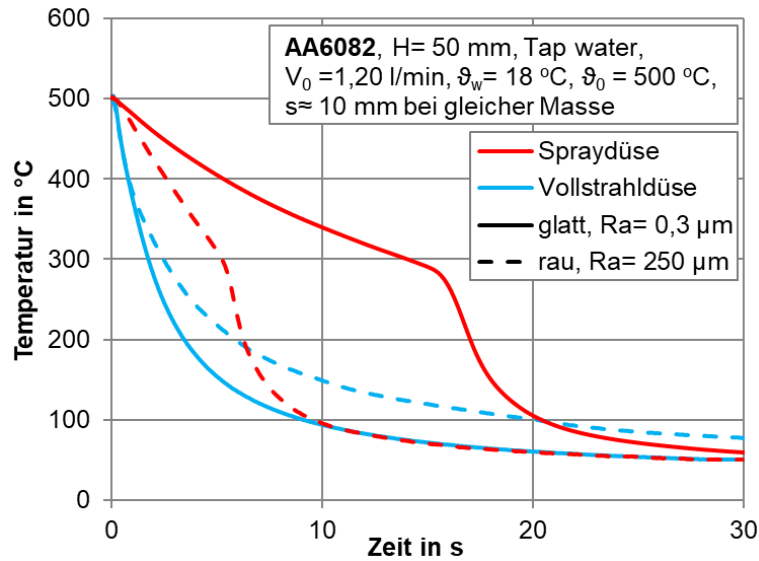


Bild 12.4: Vergleich von Spray- und Vollstrahldüse bei unterschiedlicher Rauheit

### 13 Kokillenkühlung künstlich strukturierter Oberflächen (AS 6)

#### 13.1 Durchgeführte Arbeiten

Die künstlich strukturierte Oberfläche der Aluminiumlegierung AA6082 gemäß Bild 7.8 wurde bereits bei unbewegtem Strang mit einer Spray- und einer Vollstrahldüse gekühlt. Die Ergebnisse sind unter Punkt 12 dokumentiert worden. Diese künstlich strukturierte Oberfläche wurde der Kokillenkühlung ausgesetzt, um den Unterschied zur Düsenkühlung gemäß Punkt 12 herauszuarbeiten. Dazu wurde die Oberfläche mit 11 einzelnen Kokillenstrahlen gekühlt. Der Durchmesser der Kokillenstrahlen beträgt 2 mm und der Abstand von Strahl zu Strahl 6 mm. Die Strahlgeschwindigkeit  $w_j$  beträgt 3 m/s und die Stranggeschwindigkeit  $w_c$  20 mm/s. Die Experimente wurden mit einer Kühlwassertemperatur von 20°C und deionisiertem Wasser durchgeführt. Parallel dazu wurde eine Platte mit glatter Oberfläche vermessen.

#### 13.2 Erzielte Ergebnisse

In Bild 13.1 ist die Abkühlkurve als gestrichelte rote Linie für den quasistationären Zustand dargestellt.

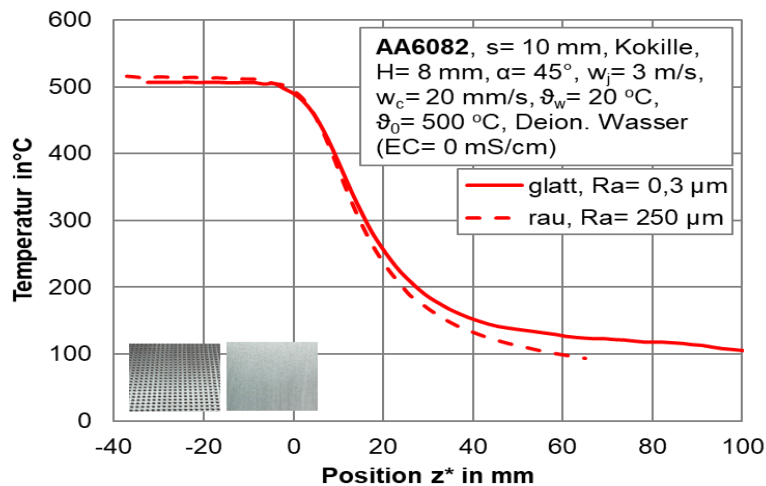


Bild 13.1: Kokillenkühlung AA6082 – glatte und künstlich strukturierte Oberfläche

Der theoretische Mittenrauwert  $R_a$  beträgt  $250\ \mu\text{m}$ . Die Temperatur wird hier in Abhängigkeit der eulerischen Koordinate  $z^*$  dargestellt. Der Koordinatenwert  $z^*=0$  charakterisiert die Position der Vollstrahldüse. Parallel dazu zeigt die durchgehende rote Linie den Temperaturverlauf der entsprechenden glatten Oberfläche der Aluminiumlegierung mit  $R_a=0,3\ \mu\text{m}$ . Bis zu einer Abkühltemperatur von ca.  $200^\circ\text{C}$  sind die Abweichungen marginal, d.h. in der „Impingement-Zone“ hat die Rauheit der Oberfläche auf den Abkühlprozess keinen bemerkenswerten Einfluss. Bei Temperaturen unter  $200^\circ\text{C}$  befindet sich der Prozess in der „Free-Falling-Zone“, in der die Rauheit wieder eine größere Rolle zu spielen beginnt. Die Rauheit ist in diesem Bereich aber nicht von signifikanter Bedeutung für die Abkühlung.

Fazit:

Der arithmetische Mittenrauwert der künstlich strukturierten Oberfläche mit  $250\ \mu\text{m}$  liegt um ein Vielfaches höher als der mit  $72\ \mu\text{m}$  gemessene maximale Wert einer realen Stranggussoberfläche. Trotz dieses Unterschieds zeigt die Kokillenkühlung der künstlich strukturierten Oberfläche keinen signifikanten Unterschied zur glatten Oberfläche. Bei der Kühlung realer Stranggussoberflächen mit Kokillenstrahlen fällt der Unterschied zur glatten Oberfläche noch geringer aus. Die Herstellung weiterer künstlich strukturierter Oberflächen mit anderen Mittenrauwerten und durchgeführter Kokillenkühlung bringt keinen weiteren Erkenntnisgewinn für die Kokillenkühlung.

## **14 Einfluss der Wasserqualität und Kühlwassertemperatur (AS 7)**

### **14.1 Durchgeführte Arbeiten**

Eigene Untersuchungen zum Einfluss der Wasserqualität bei Einsatz von Spraydüsen [19] zeigen, dass die Wasserqualität vor allem durch im Wasser gelöste Salze bestimmt wird. Dabei zeigt sich, dass die Kühlwirkung von Spraydüsen durch die elektrische Leitfähigkeit EC des Kühlwassers entscheidend bestimmt wird. Auf dieser Erkenntnis vorangegangener Untersuchungen aufbauend wird in den Experimenten die Qualität des Wassers durch die Messung der elektrischen Leitfähigkeit EC bestimmt. Als Kühlwässer kamen zum Einsatz:

- Tap water (Magdeburger Leitungswasser)
- Deionisiertes Wasser

Das Tap water ist Magdeburger Leitungswasser mit einer gemessenen elektrischen Leitfähigkeit  $EC=0,58\ \text{mS/cm}$ . Die Wasserhärte dazu wurde mit  $14\ \text{Grad}$  bestimmt. Das deionisierte Wasser wurde aus Tap water hergestellt, in dem diesem die Salze durch einen chemischen Prozess entzogen wurden. Die elektrische Leitfähigkeit beträgt  $EC=0\ \text{mS/cm}$ . Aus den vorangegangenen Untersuchungen [19] ist bekannt, dass bei Einsatz von Leitungswasser in Spraydüsen der Wärmeübergang erheblich gesteigert werden kann.

In welchem Umfang diese Erkenntnis auch auf Vollstrahldüsen und Kokillenstrahlen übertragen werden kann, war bisher nicht bekannt. Zur Abklärung werden deshalb Versuche mit einzelnen Spray- und Vollstrahldüsen sowie mit Kokillenstrahlen mit Tap water und deionisiertem Wasser durchgeführt.

Die Kokillenkühlung von Aluminiumlegierungen wird bei Kühlwassertemperaturen von  $20^\circ\text{C}$  und  $40^\circ\text{C}$  vermessen.

## 14.2 Erzielte Ergebnisse

### 14.2.1 Einfluss der Wasserqualität bei Einsatz von Spray- und Vollstrahldüsen

Das Bild 14.1 zeigt die Ergebnisse der Messungen an einer Spraydüse mit Tap water und deionisiertem Wasser im Mittelpunkt des Spraykegels ( $r=0$ ). Beide Kurven kühlen zunächst annähernd linear ab bis die Leidenfrosttemperatur von ca.  $280^\circ\text{C}$  bzw.  $250^\circ\text{C}$  erreicht ist. In diesem Bereich ist die Filmverdampfung mit relativ kleinen Temperaturgradienten ausgebildet. Mit dem Zusammenbruch des Dampffilms bei den angegebenen Leidenfrosttemperaturen kommt es zu einer Beschleunigung der Abkühlung, deren Geschwindigkeit mit fortlaufender Zeit wieder abnimmt. Im Bereich der Filmverdampfung reduziert sich die Kühlzeit des Leitungswassers gegenüber dem deionisierten Wasser auf ca. 50%. Diese Größenordnung ist nicht vernachlässigbar, da hiermit auch andere Wärmestromdichten verbunden sind.

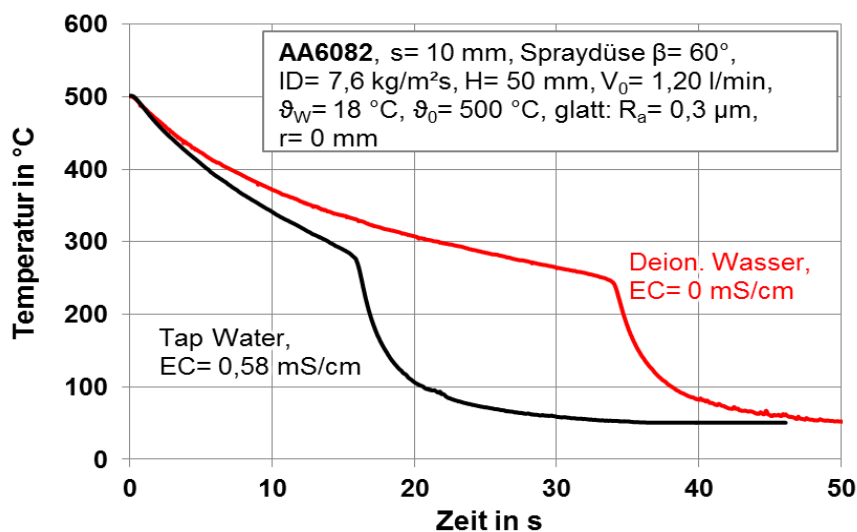


Bild 14.1: Spraydüse mit Tap water und deionisiertem Wasser für AA6082 und  $R_a=0,3$   $\mu\text{m}$

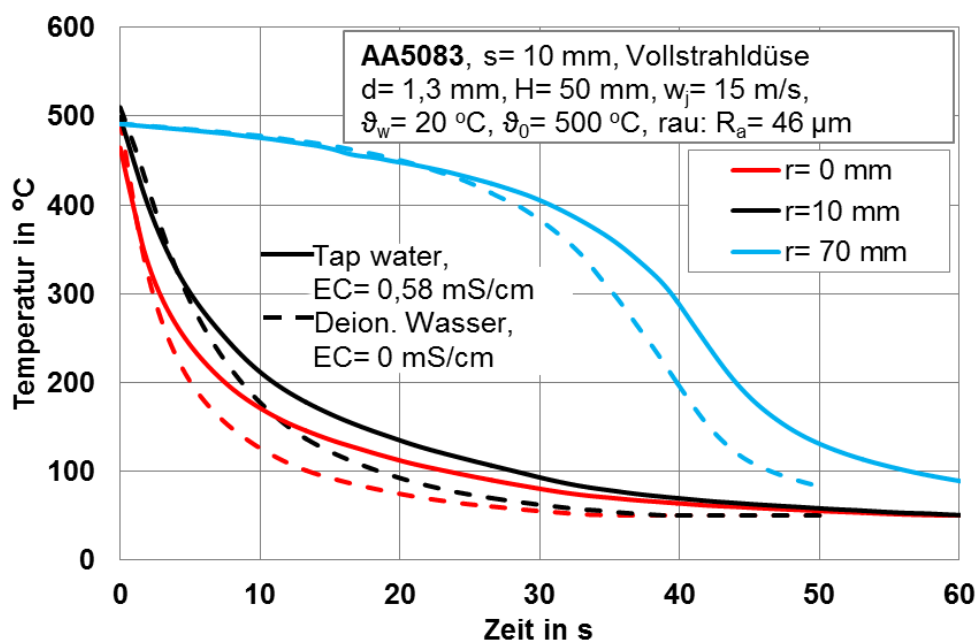


Bild 14.2: Vollstrahldüse mit Tap water und deionisiertem Wasser für AA5083 und  $R_a=46$   $\mu\text{m}$

Das Bild 14.2 verdeutlicht, dass eine Vollstrahldüse ein ganz anderes Abkühlverhalten als eine Spraydüse zeigt. Die Abkühlgradienten im unmittelbaren Auftreffpunkt des Strahls ( $r=0$  und 10 mm) liegen um ein Vielfaches höher als bei der Spraydüse. Im größeren Abstand vom Auftreffpunkt (z.B. 70 mm) ist der Abkühlgradient zunächst recht klein, um dann nach einer Kühlzeit von ca. 40 s ein Maximum zu erreichen. Das ist darauf zurück zu führen, dass die Benetzungsfront sich radial ausbreitet und erst nach ca. 40 s eine Strecke von ca. 70 mm zurückgelegt hat. Die Kühlkurven wurden an der Aluminiumlegierung AA5083 gemessen, deren Oberfläche einen arithmetischen Mittenrauwert von  $R_a=46 \mu\text{m}$  aufweist. Es bestehen Unterschiede in den Kurven zwischen Tap water und deionisiertem Wasser. Diese sind aber nicht signifikant, wenn man einen Vergleich mit der Spraydüse führt. Gleichzeitig fällt aber auf, dass im Gegensatz zur Spraydüse das deionisierte Wasser eine etwas schnellere Kühlung bewirkt.

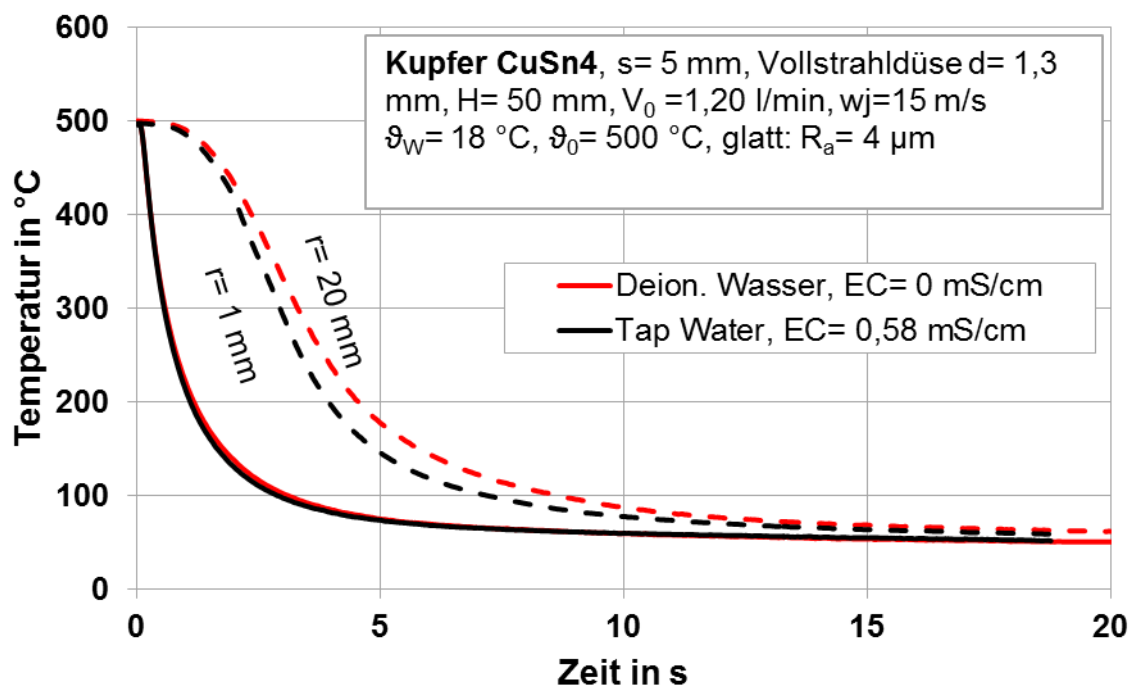


Bild 14.3: Vollstrahldüse mit Tap water und deionisiertem Wasser für CuSn4 und  $R_a=4 \mu\text{m}$

Die Kühlung der Kupferlegierung CuSn4 mit einer Vollstrahldüse bei Einsatz von Tap water und deionisiertem Wasser ist in Bild 14.3 zu sehen. Auch hier hebt sich der Kühlprozess erheblich vom Kühlprozess mit einer Spraydüse ab. Im Auftreffpunkt des Strahls ( $r=1 \text{ mm}$ ) sind zwischen Tap water und deionisiertem Wasser keine Unterschiede festzustellen. In einer Entfernung von  $r=20 \text{ mm}$  treten Unterschiede auf, die jedoch recht klein sind.

Zusammenfassend ist festzustellen, dass nur bei Einsatz von Spraydüsen die Wasserqualität einen signifikanten Einfluss auf den Wärmeübergang und die Kühlzeit ausübt. Kommen Vollstrahldüsen zum Einsatz, spielt die Wasserqualität kaum eine Rolle.

#### 14.2.2 Einfluss der Wasserqualität bei Kokillenkühlung

Die Kokillenkühlung beruht darauf, dass eine Vielzahl von nebeneinander angeordneten Wasserstrahlen mit kleinem Durchmesser auf einen zu kühlenden Strang treffen. Der Strang wird in den Experimenten durch unterschiedlich dicke Bleche aus Aluminium- und Kupfer-



legierungen nachgebildet. Die verwendete Modellkokille bildet Wasserstrahlen von 2 mm Durchmesser bei einem Strahlabstand von 6 mm. Im weitesten Sinne kann deshalb eine Kokillenkühlung auch als Strahlkühlung aufgefasst werden. Der entscheidende Unterschied besteht aber in der Geschwindigkeit der Wasserstrahlen. Während sich in praktischen Anwendungen die Strahlgeschwindigkeiten von Vollstrahldüsen zwischen 10 und 30 m/s bewegen, liegen diese bei Kokillen je nach Strangguss etwa zwischen 1 und 6 m/s.

Die Kühlkurven einer glatten Oberfläche der Aluminiumlegierung AA6082 bei Kühlung mit Tap water und deionisiertem Wasser sind im Bild 14.4 für Plattendicken von 5 mm (Teilbild a) und 10 mm (Teilbild b) dargestellt. Bei einer Plattendicke von 5 mm zeigt sich mit Zunahme der Kühlzeit ein Zurückbleiben der Kühlung um ca. 0,3 s bei Einsatz von deionisiertem Wasser. Dies bedeutet, dass mit Tap water etwas schneller gekühlt wird. Bei Erhöhung der Plattendicke auf 10 mm (Teilbild b) verringern sich die Temperaturdifferenzen. Es besteht kaum ein Unterschied in der Kühlung zwischen Tap water und deionisiertem Wasser.

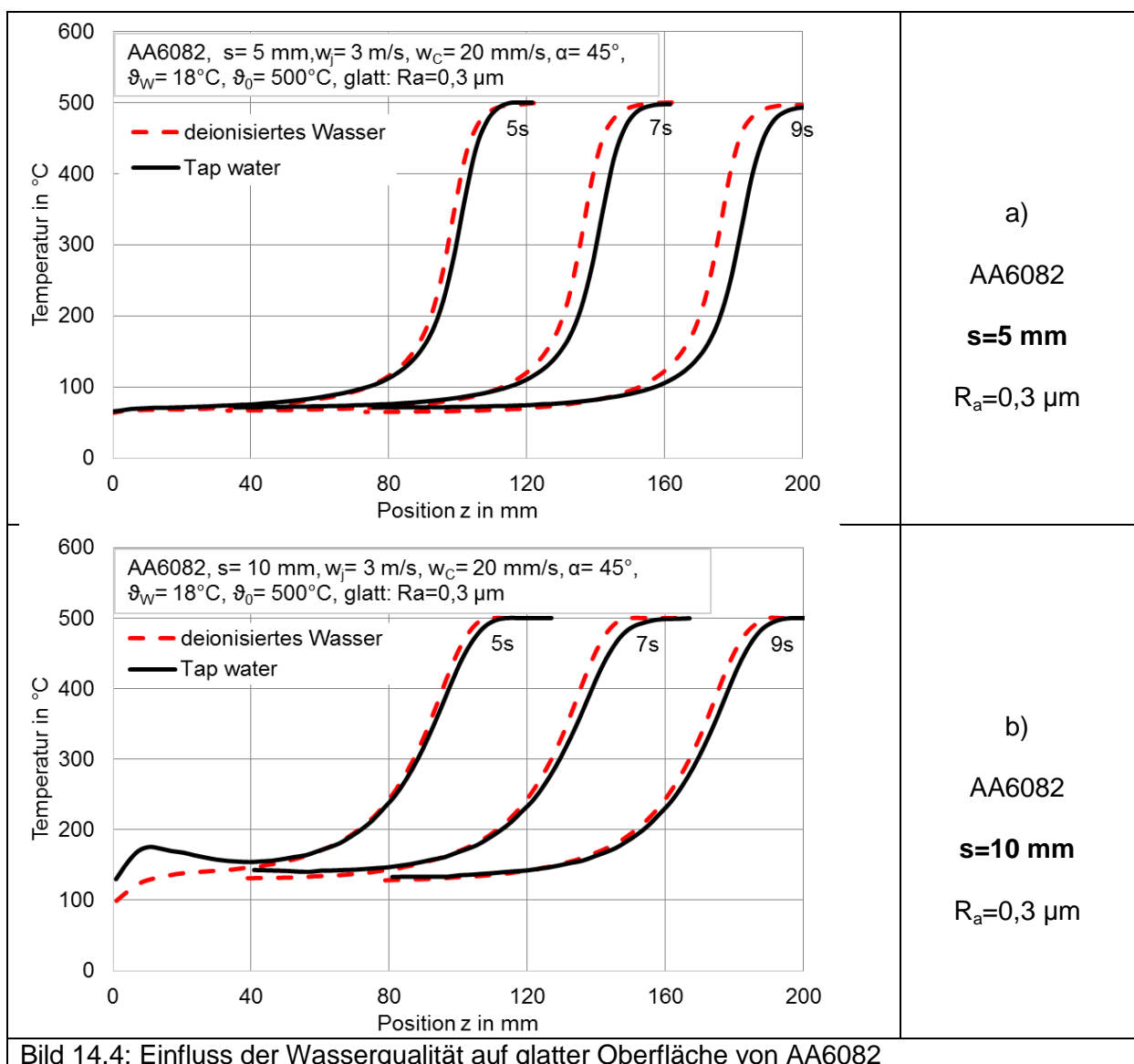


Bild 14.4: Einfluss der Wasserqualität auf glatter Oberfläche von AA6082

Eine weitere Untersuchung zum Einfluss der Wasserqualität wurde mit der Aluminiumlegierung AA5083 durchgeführt. Dabei wurde einmal eine glatte Seite und ein anderes Mal

eine raue Seite mit Kokillenstrahlen gekühlt. Die raue Seite war ein Ausschnitt aus einer realen Stranggussprobe mit einem arithmetischen Mittenrauwert von  $R_a=46 \mu\text{m}$ . Parallel zur Untersuchung der Wasserqualität sollte auch der Einfluss der Rauheit deutlich gemacht werden. Die Ergebnisse der Kühluntersuchungen zeigt das Bild 14.5. Im Teilbild a sind die Ergebnisse für eine glatte Oberfläche und im Teilbild b für eine sehr raue Oberfläche zu sehen. Die Messergebnisse zeigen kaum einen Unterschied zwischen Tap water und deionisiertem Wasser. Gleichzeitig wird deutlich, dass auch eine höhere Rauheit diese Ergebnisse nicht verändert.

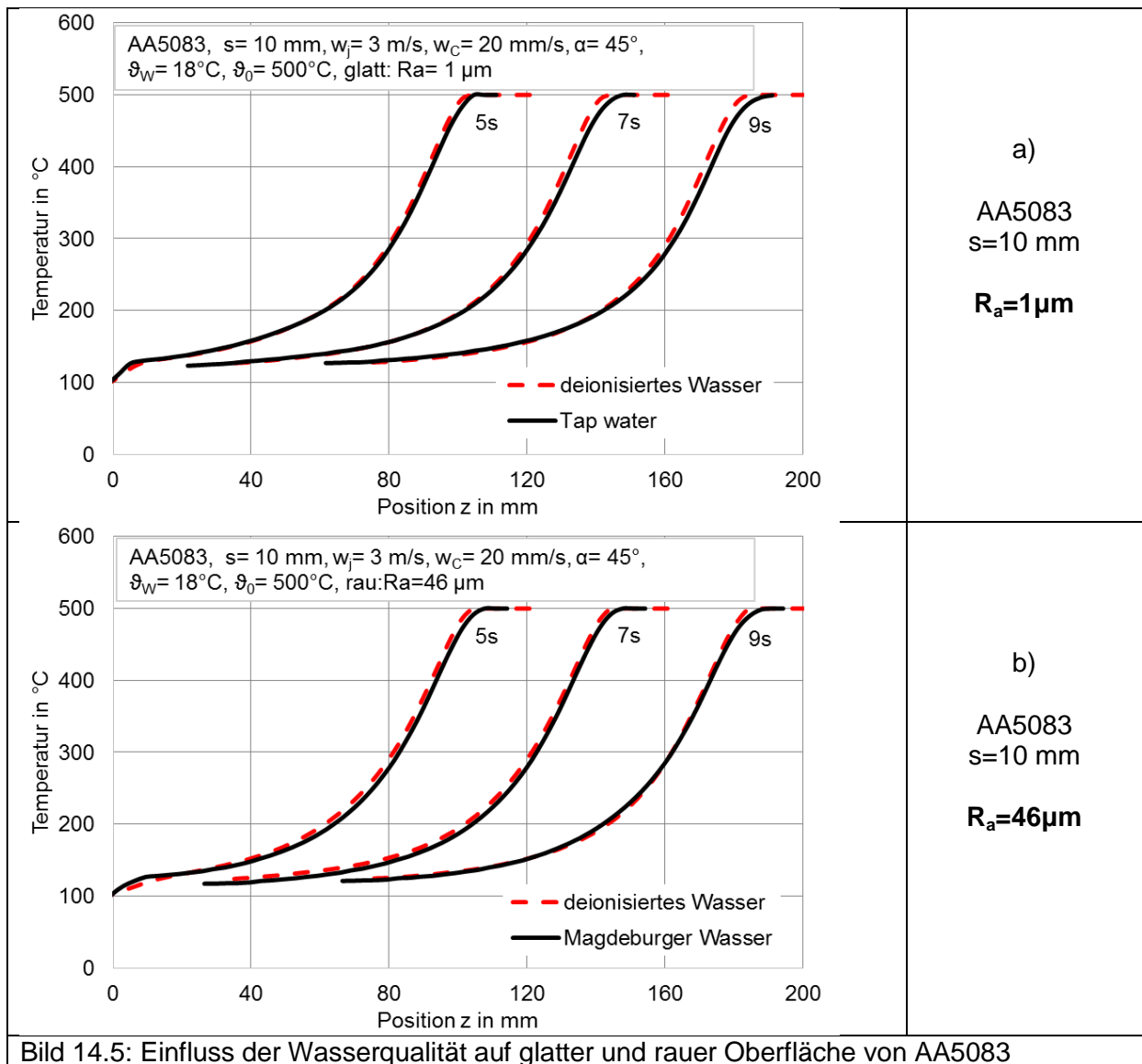


Bild 14.5: Einfluss der Wasserqualität auf glatter und rauher Oberfläche von AA5083

Um abzuklären, ob die an den untersuchten Aluminiumlegierungen gewonnenen Erkenntnisse zum Einfluss der Wasserqualität auch auf andere Metalle übertragbar sind, wurden die Kupferlegierungen CuCrZr und CuSn4 nach dem gleichen Modus wie die Aluminiumlegierungen untersucht. Im Bild 14.6 sind die Kühlkurven für die Kupferlegierung CuCrZr zu sehen. Im Teilbild a sind die Kühlkurven für eine glatte Oberfläche und im Teilbild b für eine raue Stranggussoberfläche, die aus einem realen Stranggussblock herausgeschnitten wurde, dargestellt. Sowohl für die glatte als auch für die reale raue Oberfläche fallen die Kurven von Leitungswasser und deionisiertem Wasser fast zusammen. Ein

Einfluss der Wasserqualität auf den Kühlprozess und damit auf den Wärmeübergang wird nicht sichtbar. Auch die Rauheit hat darauf keinen Einfluss.

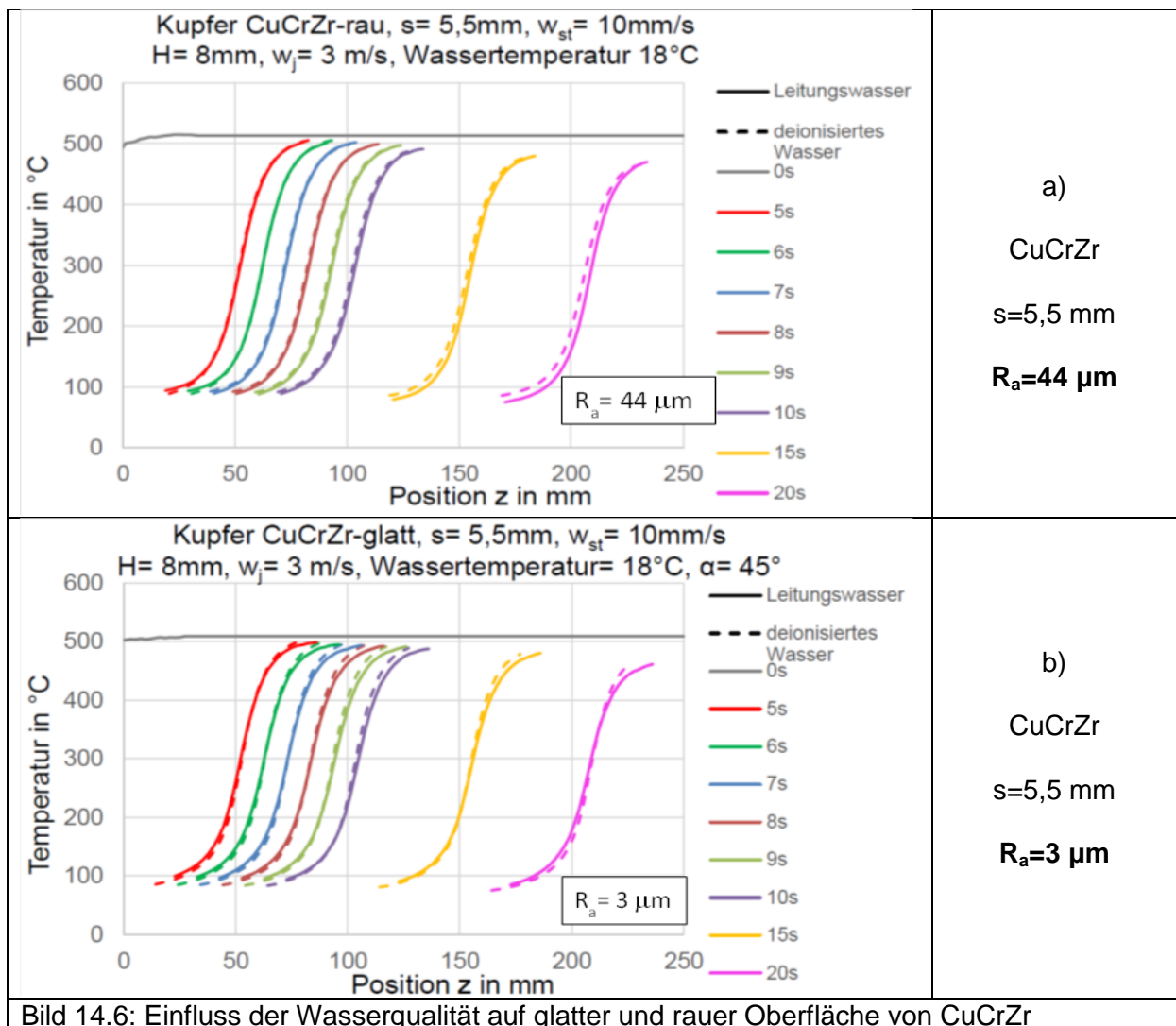


Bild 14.6: Einfluss der Wasserqualität auf glatter und rauher Oberfläche von CuCrZr

Die Kupferlegierung CuSn4 wurde ebenfalls hinsichtlich des Einflusses der Wasserqualität untersucht (Bild 14.7). Gegenüber der Legierung CuCrZr hat die raue Fläche der Legierung einen arithmetischen Mittenrauwert  $R_a$  von  $15\text{ }\mu\text{m}$ . Damit liegt die Rauheit der untersuchten rauhen Legierung CuSn4 weit unter der Rauheit der untersuchten rauhen Oberfläche der Legierung CuCrZr. Im Teilbild a sind die gemessenen Kühlkurven in Abhängigkeit der Position  $z$  aufgetragen. Auch hier fallen die Graphen für Leitungswasser und deionisiertes Wasser nach Erreichen des quasistationären Zustandes fast zusammen. Das Teilbild b zeigt die Messwerte für eine glatte Oberfläche der Legierung CuSn4. Hier sind die Abweichungen größer als bei der rauhen Oberfläche. Die Größenordnung bewegt sich um eine Zeitverzögerung von ca.  $0,2\text{ s}$  und ist damit vernachlässigbar.

Die Wasserqualität wird in den Untersuchungen auf die elektrische Leitfähigkeit EC reduziert. Das eingesetzte Leitungswasser hat eine elektrische Leitfähigkeit von  $0,58\text{ mS/cm}$ . Untersuchte Kühlwässer aus dem Stranggussprozess wiesen bei Messungen eine elektrische Leitfähigkeit bis ca.  $1\text{ mS/cm}$  auf. Auf Grund der Vielzahl der untersuchten Einflussparameter musste die Anzahl der Versuche insgesamt eingegrenzt werden, so dass

auf die Untersuchung des Einflusses von Kühlwässern mit höherer elektrischer Leitfähigkeit als 0,58 mS/cm verzichtet wurde. Wichtig war es nachzuweisen, ob es gravierende Unterschiede zum deionisierten Wasser gibt. Es wurde nachgewiesen, dass es bei der Kokillenkühlung im Bereich der elektrischen Leitfähigkeit zwischen 0 und 0,58 mS/cm keinen Einfluss der elektrischen Leitfähigkeit auf den Wärmeübergang und den Kühlprozess gibt. Diese Aussage gilt sowohl für die untersuchten Aluminium- als auch Kupferlegierungen. Mit hoher Wahrscheinlichkeit kann dies auch auf andere Metalle wie Nickel und Nicrofer übertragen werden. Ergänzend ist hinzuzufügen, dass die getroffenen Aussagen streng genommen nur für den untersuchten quasistationären Zustand gelten und des Weiteren die Abkühlung von der Starttemperatur auf die Kühlendtemperatur auf einer relativ kurzen Strecke stattfinden muss.

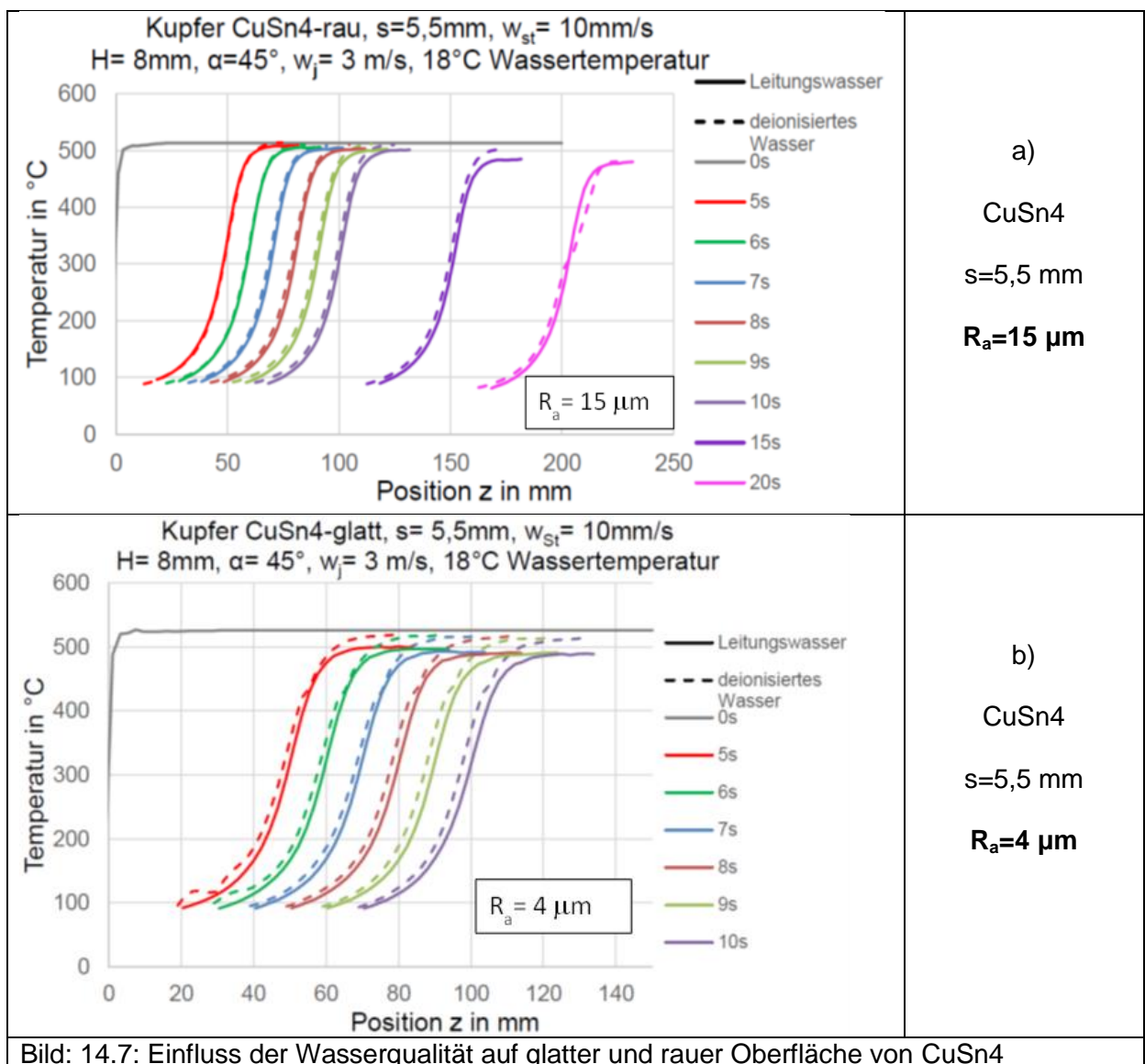


Bild: 14.7: Einfluss der Wasserqualität auf glatter und rauher Oberfläche von CuSn4

### 14.2.3 Einfluss der Kühlwassertemperatur auf die Kokillenkühlung

Zur Begrenzung der Anzahl der Experimente wurden die Untersuchungen zum Einfluss der Kühlwassertemperatur nur an Aluminiumlegierungen durchgeführt. Die verfügbaren Kupferlegierungen waren nicht Gegenstand der Untersuchungen. Die Untersuchungen erstreckten

sich auf die Aluminiumlegierungen AA6082 und AA5083 bei bewegtem Strang mit  $w_c=20$  mm/s.

Die quasistationären Temperaturprofile bei Kühlwassertemperaturen zwischen 18°C und 60°C sind in Bild 14.8 dargestellt. Es wurde bewusst die Darstellung der Temperatur in Abhängigkeit der eulerischen Koordinate  $z^*$  gewählt, um einen aussagefähigen Vergleich führen zu können. Bis zu einer Kühlendtemperatur von 200°C sind die Unterschiede im Abkühlverhalten kaum wahrnehmbar. Erst bei Temperaturen unter 200°C macht sich der Einfluss der Kühlwassertemperatur bemerkbar. Mit ansteigender Kühlwassertemperatur steigen im unteren Kühlbereich die Temperaturen leicht an, d.h. der Wärmeübergang wird schlechter. Der Graph für eine Kühlwassertemperatur von 22°C liegt außerhalb der beschriebenen Tendenz, da die Starttemperatur zu Beginn der Kühlung etwas unter 500°C liegt.

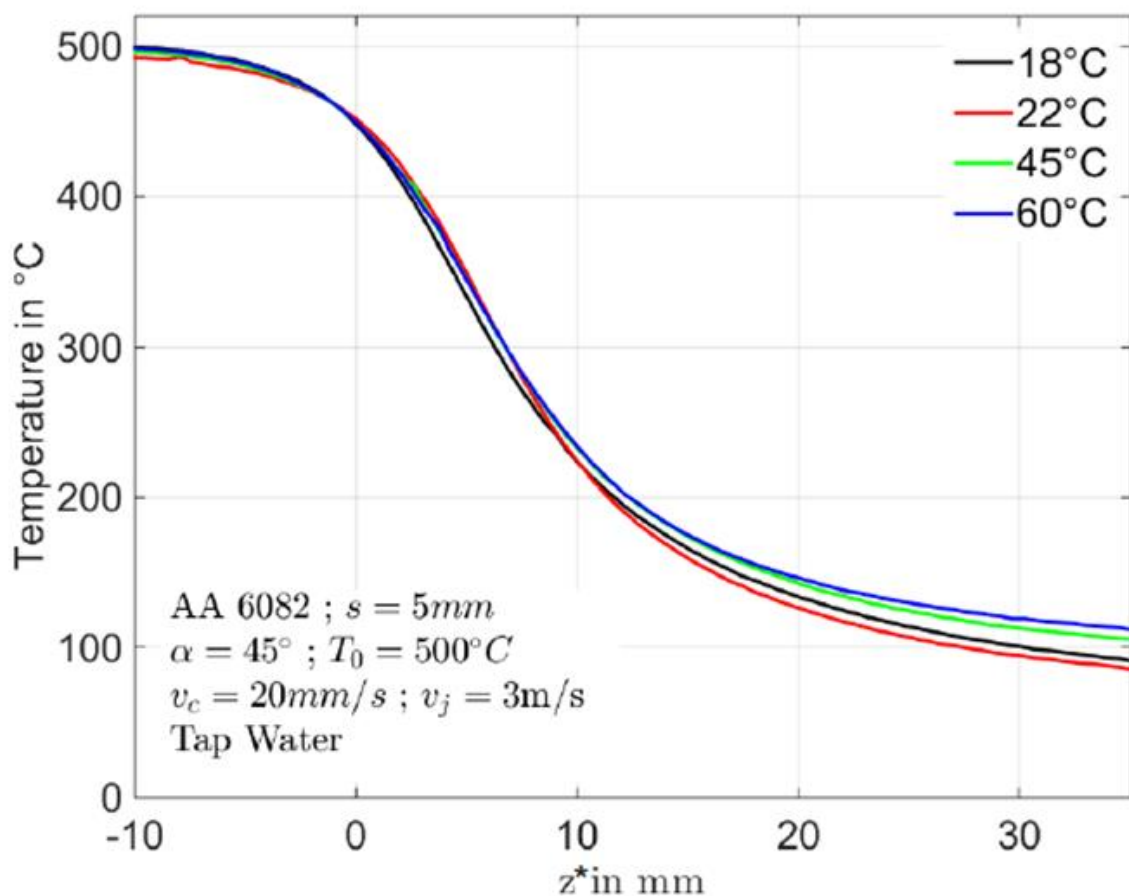


Bild 14.8: Einfluss der Kühlwassertemperatur auf die Kühlung von AA6082-glatt

Im Bild 14.8 kennzeichnet die Koordinate  $z^*=0$  die Position der auf den Strang auftreffenden Kokillenstrahlen. Dort liegen die Temperaturen bei ca. 450°C. Die im Minusbereich der  $z^*$ -Koordinate bewirkte Abkühlung erfolgt durch Wärmeleitung der Aluminiumlegierung. Die Kokillenkühlung wird erst im positiven Bereich der  $z^*$ -Koordinate wirksam. In der Gesamtbewertung wird der Einfluss der Kühlwassertemperatur gering eingeschätzt.

Auch bei Kühlung der Aluminiumlegierung AA5083 zeigt sich, dass die Kühlwassertemperatur auf den quasistationären Zustand keinen Einfluss hat. Die Temperaturen der bei einer Kühlwassertemperatur von 18°C und 40°C durchgeführten Versuche zeigt das Bild 14.9. Die Messungen erfolgten mit einer glatten Oberfläche (a) und

einer rauen Oberfläche (b), die aus einem realen Strangguss stammt. In beiden Fällen zeigen die quasistationären Temperaturprofile im Temperaturbereich oberhalb von 200°C eine gute Übereinstimmung bei Kühltemperaturen von 18°C und 40°C. Lediglich im Temperaturbereich unter 200°C kommt es zu Abweichungen, die dazu führen, dass bei Kühlwassertemperaturen von 40°C sich höhere Kühlendtemperaturen einstellen. Weiterhin sind im Temperaturbereich unter 200°C die Differenzen bei Kühlung der glatten Oberfläche etwas stärker ausgeprägt als bei der rauen Oberfläche.

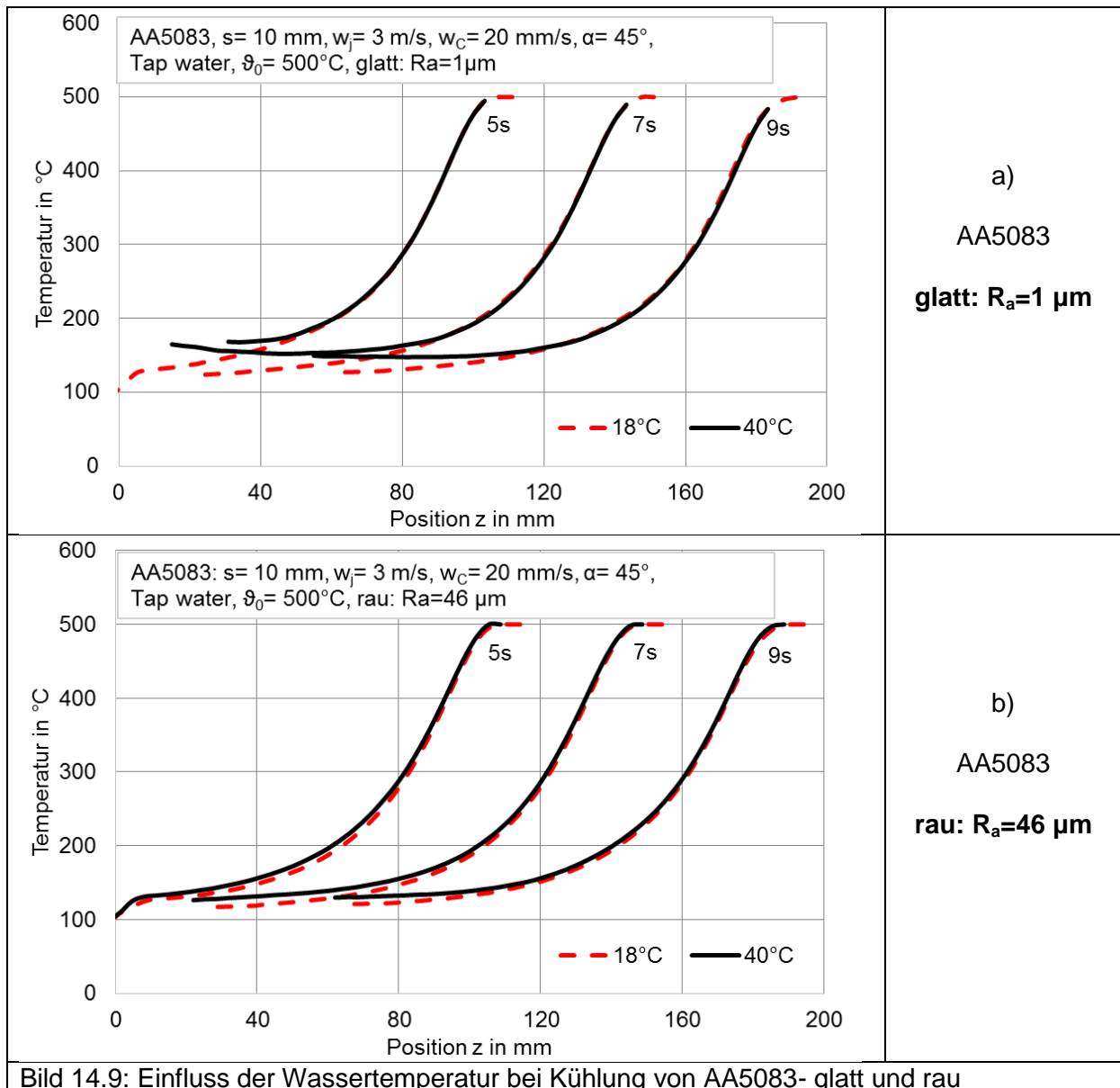


Bild 14.9: Einfluss der Wassertemperatur bei Kühlung von AA5083- glatt und rau

Ausgehend von den gemessenen Temperaturprofilen in Bild 14.8 wurde die sich im quasistationären Zustand einstellende Wärmestromdichte in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur berechnet (Bild 14.10). Grundlage der Berechnung ist das entwickelte und bereits erwähnte Berechnungsmodell [18]. Die Wärmestromdichte zeigt in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur einen parabel-ähnlichen Verlauf. Der Kühlbereich zwischen 500°C und 450°C ist ausgespart, da dort die Abkühlung vorrangig durch die Wärmeleitung der Aluminiumlegierung erfolgt. Zwischen 450°C und 200°C liegen die Kurven für die verschiedenen Kühlwassertemperaturen dicht zusammen. Dies dokumentiert auch den

unbedeutenden Einfluss der Kühlwassertemperatur. Der Maximalwert der Wärmestromdichte wird bei Oberflächentemperaturen von etwa 185°C bis 205°C erreicht. Diese Temperaturen entsprechen der DNB-Temperatur. Dabei deutet sich mit der Erhöhung der Kühlwassertemperatur eine Verschiebung der DNB-Temperatur zu höheren Werten an. Unterhalb der DNB-Temperaturen führen kleinste Änderungen der Oberflächentemperatur schon zu großen Änderungen in der Wärmestromdichte. Diese betreffen aber nur einen engen Temperaturbereich etwa zwischen 60°C und 200°C und sind deshalb in ihrer Kühlauswirkung begrenzt.

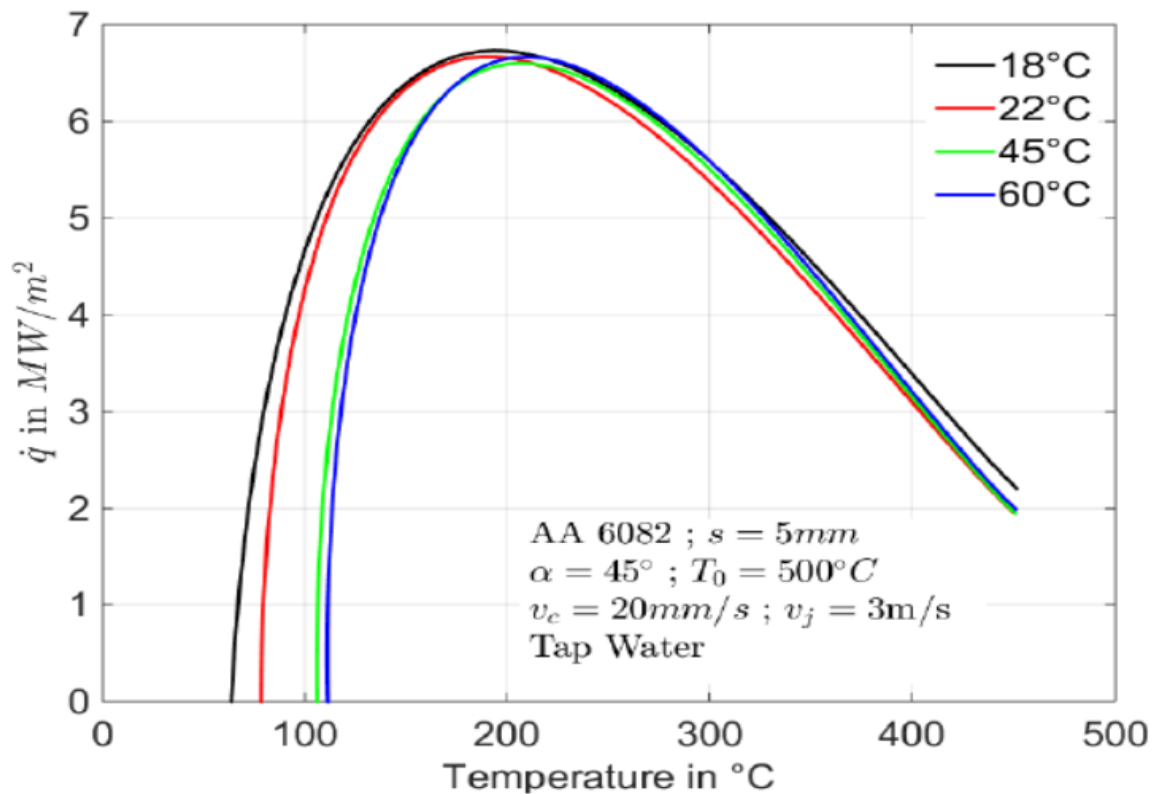


Bild 14.10: Wärmestromdichte bei verschiedenen Kühlwassertemperaturen

### 15 Phänomen des Ejekting bei Legierungen aus Nichteisen-Metallen

Der Schwerpunkt der Untersuchungen zur Oberflächenrauigkeit lag vor allem in der Messung der Temperaturprofile, die sich nach Erreichen des quasistationären Zustandes nach einer gewissen Kühlzeit einstellen. Die sich einstellenden Temperaturfelder im unteren Bereich der Probestplatte wurden zunächst nicht weiter betrachtet. Ohne das Phänomen des Ejekting ergeben sich Infrarotaufnahmen gemäß Bild 15.1. Legt man in der Mitte der Platte eine vertikale Linie, so steigt die Temperatur beginnend von der Unterkante nach oben stetig an, ohne dass sich relative Minima bzw. Maxima ausbilden. Das ist der Regelfall der Abkühlung.

Unter bestimmten Bedingungen stellt sich aber ein Temperaturfeld ein wie es in Bild 15.2 gezeigt wird. Dieses Phänomen wird hier als „Ejekting“ bezeichnet. Es wird charakterisiert durch das Auftreten relativer Maxima und Minima im Temperaturfeld am Anfang der Kühlzeit. Mit voranschreitender Kühlzeit verschwindet das Phänomen wieder und es kommt zu einer stetigen Temperaturänderung ohne Maxima und Minima. Das Ejekting wird auf der Kokillenseite begleitet durch Flächen, die mit Wasser benetzt sind und Flächen, die nicht mit

Wasser benetzt sind. Die Flächen mit einem relativen Temperaturmaximum sind nicht benetzt, während die Flächen mit einem relativen Temperaturminimum benetzt sind.

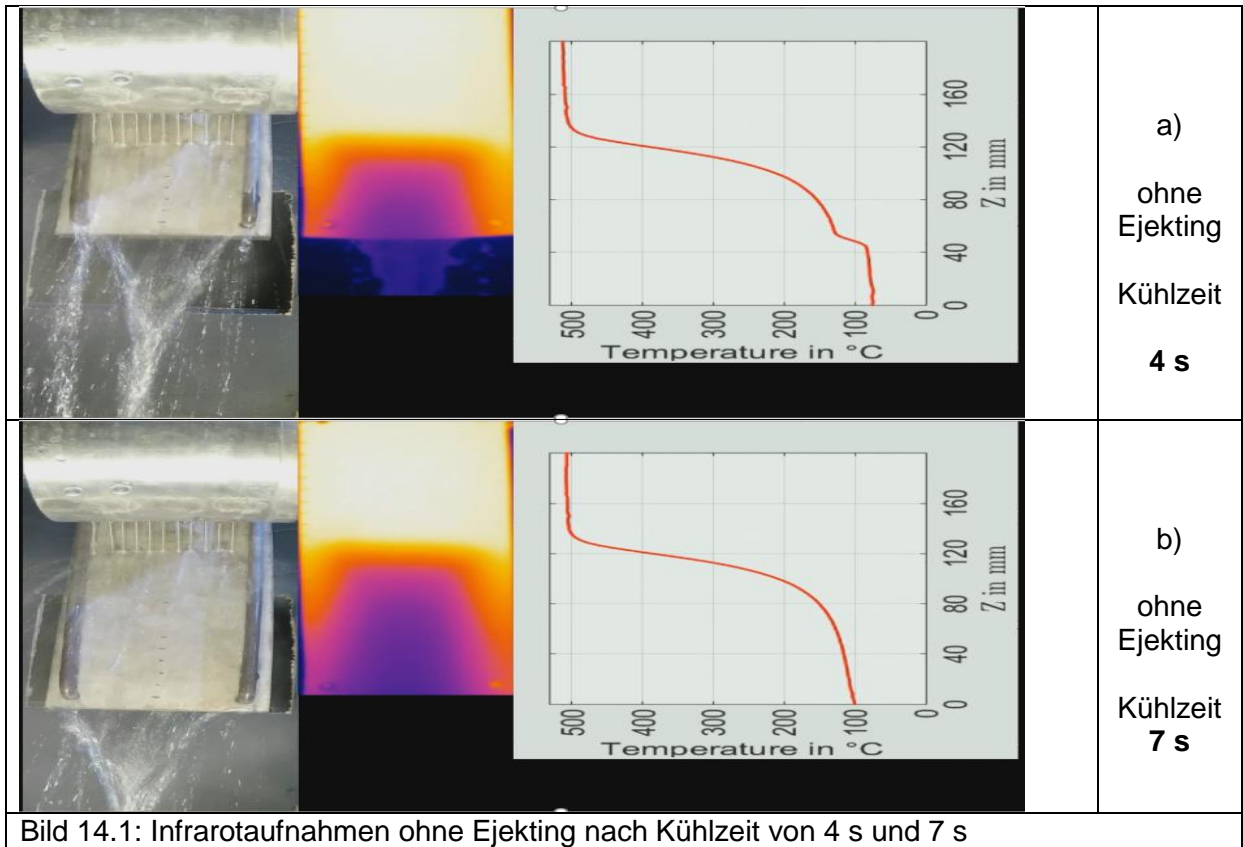


Bild 14.1: Infrarotaufnahmen ohne Ejekting nach Kühlzeit von 4 s und 7 s

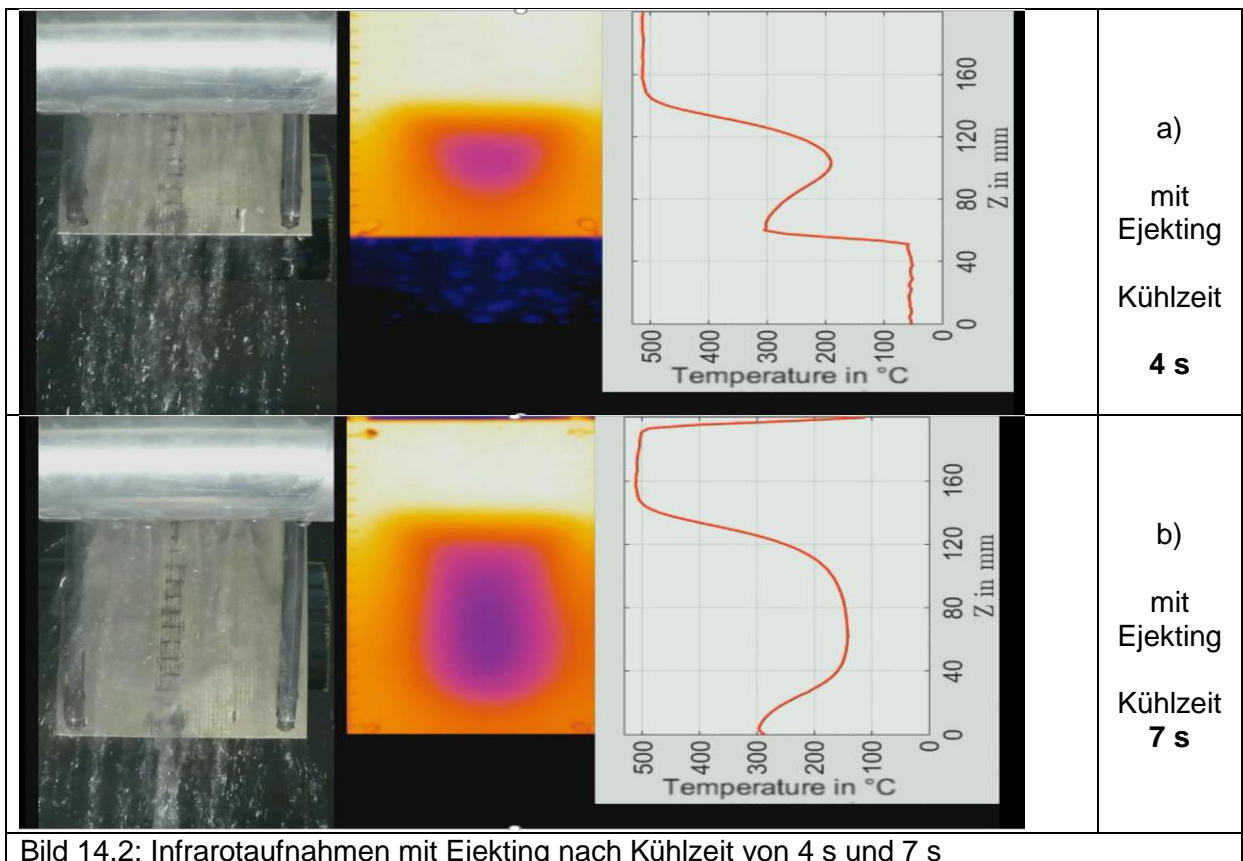


Bild 14.2: Infrarotaufnahmen mit Ejekting nach Kühlzeit von 4 s und 7 s



An der Grenze zwischen benetzter und unbenetzter Fläche spritzt das auf der Platte herunterlaufende Wasser ab, ohne bis zur Unterkante der Platte weiter zu laufen. Mit voranschreitender Zeit bewegt sich die Benetzungsfront bis zur Unterkante der Platte fort.

Das Bild 15.3 zeigt das Temperaturprofil der Aluminiumlegierung AA6082 mit dem aufgetretenen Ejekting-Phänomen. Den dargestellten Temperaturprofilen liegen folgende Parameter zu Grunde:

Material: AA6082,                      Dicke  $s=10$  mm  
 Spritzwinkel  $\alpha=45^\circ$ ,              Strahlgeschwindigkeit  $w_j=2,1$  m/s  
 Starttemperatur  $\vartheta_0=500^\circ\text{C}$ ,      Stranggeschwindigkeit  $w_c=20$  mm/s  
 Kühlwasser  $\vartheta_{\text{H}_2\text{O}}=30^\circ\text{C}$

Wird die Temperatur des Kühlwassers auf  $18^\circ\text{C}$  herabgesetzt, so verschwindet das Ejekting-Phänomen wieder. Die systematische Untersuchung des Ejekting wurde nicht vorgenommen, da es den abgesteckten Rahmen des Projektes gesprengt hätte. Es können somit keine Aussagen getroffen werden, unter welchen Bedingungen sich das Ejekting einstellt. Auch für eine Kupferlegierung konnte dieses Phänomen in einem Testversuch gezeigt werden.

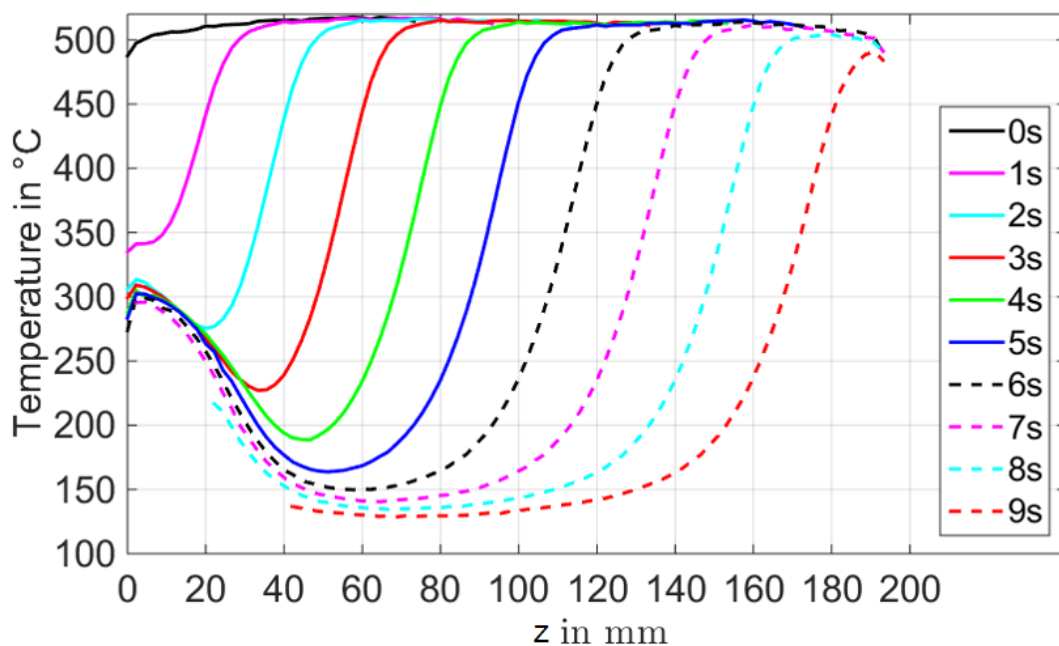


Bild 15.3: Temperaturprofil von AA6082 mit Ejekting-Phänomen

In den projektbegleitenden Ausschüssen wurde das Ejekting angesprochen und diskutiert. Es wurde mehrfach bestätigt, dass dieses Phänomen beim Anfahren eines Gussstranges auftritt und zum Abspritzen der Kokillenstrahlen in bestimmten Bereichen führt. Dabei wurde herausgearbeitet, dass gerade die Gussfehler, die im Angussbereich auftreten, mit dem Ejekting im Zusammenhang stehen.

Ein Unternehmen, das Mitglied des projektbegleitenden Ausschusses ist, stellte der Universität Magdeburg Temperaturmesswerte aus dem Anfahrbereich eines Stranges einer Aluminiumlegierung zur Verfügung. Die realen Temperaturmesswerte zeigen das Phänomen

des Ejecting. In einem Folgeprojekt sollte deshalb das Ejecting-Phänomen weiter untersucht werden, um gerade im Angussbereich eines Gussstranges zukünftig Gussfehler zu vermeiden. Wesentliche Einflussparameter, die zum Ejecting führen, sind in Bild 15.4 dargestellt. Ziel der Untersuchungen sollte es sein, herauszuarbeiten unter welchen konkreten Bedingungen das Ejecting zwangsläufig stattfindet.

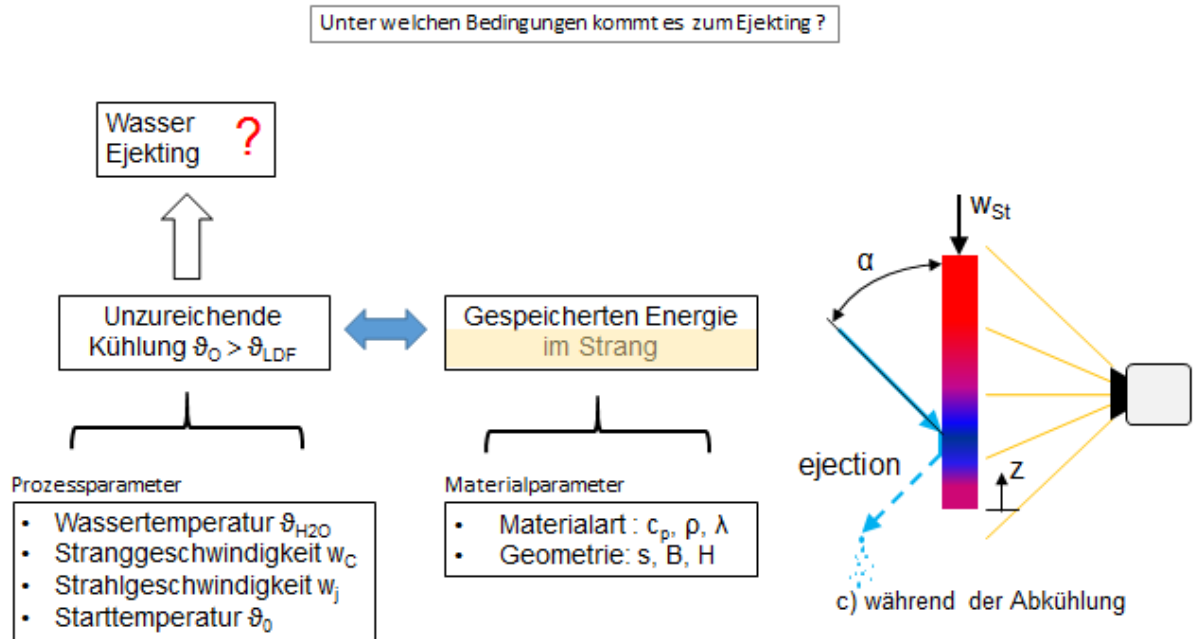


Bild 15.4: Einflussparameter auf das Ejecting

## 16 Schlussfolgerungen

Die experimentellen Untersuchungen führen in Verbindung mit den durchgeführten Auswertungen zu folgenden Schlussfolgerungen:

Die Rauheit der realen Stranggussoberflächen hängt nicht primär von der Legierung des Metalls ab, sondern vom Stranggussverfahren. Die untersuchten Aluminium- und Kupferlegierungen weisen in Stranggussrichtung arithmetische Mittenrauwerte  $R_a$  von 8 bis 72  $\mu\text{m}$  auf. In Abhängigkeit vom  $R_a$ -Wert werden die Oberflächen wie folgt eingestuft:

glatt:  $R_a < 5 \mu\text{m}$

rau:  $R_a = 5 - 25 \mu\text{m}$

sehr rau:  $R_a > 25 \mu\text{m}$

Eine künstlich strukturierte Oberfläche bestehend aus Quadern der Abmessung 2 mm x 2 mm und einer Höhe von 1 mm wurde aus der Aluminiumlegierung AA6082 hergestellt. Der Mittenrauwert beträgt 250  $\mu\text{m}$  und liegt damit wesentlich höher als die Rauheit der real untersuchten Stranggussoberflächen. Weitere künstlich strukturierte Oberflächen mit anderen Rauheitswerten wurden nicht hergestellt, da Experimente mit Vollstrahlen und Kokillenstrahlen zeigen, dass der Einfluss der Rauheit nicht signifikant auf die Kühlung ist.

Bei Einsatz von Spraydüsen hat die Rauheit der Oberfläche dagegen einen sehr großen Einfluss auf die Kühlung. Das gilt sowohl für reale Stranggussoberflächen aus Aluminium- und Kupferlegierungen als auch für die künstlich strukturierte Oberfläche der Aluminiumlegierung AA6082.

Wiederholte Kühlungen von Aluminiumlegierungen mit einer Spraydüse und normalem Leitungswasser zeigen von Kühlung zu Kühlung eine Verkürzung der Kühlzeit. Bei wiederholten Kühlungen von Kupferlegierungen kommt es zu keiner Verkürzung der Kühlzeit, sondern zu einer geringfügigen Verlängerung. Dieses Phänomen wird auf die im Wasser gelösten Salze zurückgeführt, die auf der Oberfläche von Aluminiumlegierungen anders reagieren als auf der Oberfläche von Kupferlegierungen.

Wiederholte Kühlungen mit einer Spraydüse und deionisiertem Wasser haben keine Verkürzung der Kühlzeit zur Folge. Ursache ist die chemische Neutralität des Kühlwassers.

Bei Einsatz von Vollstrahldüsen zur Kühlung von Aluminium- und Kupferlegierungen gibt es kaum Unterschiede in der Abkühlung von rauen und glatten Oberflächen. Auch ein Einfluss des arithmetischen Mittenrauwertes  $R_a$  wurde nicht festgestellt. Hier zeigt sich ein fundamentaler Unterschied, der darin besteht, dass die Oberflächenrauheit nur bei Spraydüsen Einfluss auf den Wärmeübergang und damit auf die Kühlung hat.

Bei der Kühlung von realen Strangguss-Oberflächen aus Aluminium- und Kupferlegierungen mit Kokillenstrahlen hat die Oberflächenrauheit kaum einen Einfluss auf die Kühlung am bewegten Strang bei Oberflächentemperaturen oberhalb

von 200°C. Selbst bei einer künstlichen Rauheit von 250 µm konnten keine signifikanten Unterschiede festgestellt werden.

Hinsichtlich der Kühlwirkung von Kokillenstrahlen auf Alu- und Kupferlegierungen wurden zwei Kühlwässer untersucht: a) Magdeburger Leitungswasser b) Deionisiertes Wasser. Die Wasserqualität wird in den Untersuchungen auf die elektrische Leitfähigkeit des Kühlwassers reduziert. Sowohl für die glatte als auch für die reale raue Oberfläche fallen die Kurven von Leitungswasser und deionisiertem Wasser fast zusammen. Ein Einfluss der Wasserqualität auf den Kühlprozess und damit auf den Wärmeübergang wird nicht sichtbar. Auch die Rauheit hat darauf keinen Einfluss.

Eine Änderung der Kühlwassertemperatur der Kokillenstrahlen ändert die Kühlkurven im quasistationären Bereich nur unwesentlich.

Wesentliche Änderungen der Kühlkurven bei Kühlung mit Kokillenstrahlen entstehen vor allem durch die Änderung der Stranggeschwindigkeit  $w_c$  und der Plattendicke  $s$ . Die Variation von Spritzwinkel  $\alpha$ , Strahlgeschwindigkeit ab 2 m/s und Kühlwassertemperatur ändert nur wenig in der Kühlung.

Mit einem entwickelten Berechnungsmodell kann die Wärmestromdichte aus gemessenen Temperaturfeldern in Abhängigkeit der Oberflächentemperatur berechnet und dargestellt werden. Daraus können die DNB-Temperaturen bestimmt werden, die sich in den betrachteten Fällen etwa zwischen 185°C und 210°C bewegen. Die Metallart bestimmt entscheidend die auf der Oberfläche auftretende Wärmestromdichte. Die Maximalwerte pendeln zwischen 3 und 7 MW/m<sup>2</sup>.

Unterhalb der DNB-Temperatur findet das Blasensieden statt und oberhalb das partielle Filmsieden. Ein großflächiger Bereich des Filmsiedens kann bei Kokillenstrahlen nicht beobachtet und auch nicht aus dem Verlauf der berechneten Wärmestromdichte abgeleitet werden.

Die Wärmestromdichte einer Spraydüse zeigt einen ganz anderen Verlauf als die Kokillenkühlung am bewegten Strang. Deutlich sind der Bereich des Filmsiedens und die Leidenfrosttemperatur zu erkennen. Im Bereich des Filmsiedens liegt die Wärmestromdichte unter 0,5 MW/m<sup>2</sup> und die Maximalwerte stellen sich im untersuchten Fall zwischen 1,75 und 2,25 MW/m<sup>2</sup> ein und werden durch die elektrische Leitfähigkeit des Kühlwassers bestimmt.

Unter bestimmten Bedingungen kommt es zu Beginn der Kokillenkühlung zum Phänomen des „Ejektung“, welches nicht allumfassend abgeklärt werden konnte. Im projektbegleitenden Ausschuss gibt es die Empfehlung dieses Phänomen in einem Nachfolgeprojekt eingehender zu untersuchen.

## **17 Verwendung der Zuwendung**

- Wissenschaftlich-technisches Personal (Einzelansatz A1 des Finanzierungsplans)  
Der zahlenmäßige Nachweis ist dem Sammelbeleg für Personalausgaben zu entnehmen. Insgesamt waren wissenschaftliche Mitarbeiter im Gesamtumfang von 19,5 Mannmonaten im Einsatz
- Geräte (Einzelansatz B des Finanzierungsplans)  
keine Ausgaben
- Leistungen Dritter (Einzelansatz C des Finanzierungsplans)  
Für Rauigkeitsmessungen wurden insgesamt 1.761,20 € ausgegeben.

## **18 Notwendigkeit und Angemessenheit der geleisteten Arbeit**

Zur Bearbeitung des Projektes wurden insgesamt 19,5 Mannmonate wissenschaftliches Personal der Universität Magdeburg eingesetzt. Alle Arbeiten wurden gemäß dem Forschungsantrag und den Festlegungen des projektbegleitenden Ausschusses durchgeführt. Die für das Projekt geleisteten Arbeiten sind für den Umfang der Ergebnisse und die gewonnenen neuen Erkenntnisse angemessen.

## **19 Wissenschaftlich-technischer und wirtschaftlicher Nutzen der erzielten Ergebnisse für KMU**

Mit den erzielten Forschungsergebnissen kann eine Wertung des Einflusses der Prozessparameter beim Strangguss von Nichteisen-Metallen vorgenommen werden. So kann sich z.B. herausstellen, dass eine weitere Erhöhung der Geschwindigkeit der Kokillenstrahlen nicht zu einer Verbesserung der Kühlung führt. Hier erschließt sich dann für den Anlagenbetreiber ein Einsparpotential für das Kühlwasser. Andererseits wurde gezeigt, dass der Einfluss des Spritzwinkels auf die Kühlung gering ist. Diese Erkenntnis ist besonders für die meist mittelständischer Kokillenbauer von Bedeutung, da verfahrenstechnische und konstruktive Verbesserungen nicht unbedingt den Spritzwinkel im Fokus haben müssen. Aus den Experimenten wurde die Siedelinie in Abhängigkeit Oberflächentemperatur bestimmt. Mit dieser Kenntnis kann der örtliche Wärmeübergang für die jeweiligen Legierungen bedarfsgerechter eingestellt und geregelt werden. Dies führt zu einem geringeren Ausschuss und damit zu einer höheren Produktivität. Weiterhin kann dann bei einigen Barren vor dem Walzprozess das Abfräsen entfallen. Die Verringerung des Materialverlustes führt zu einem höheren Ausbringen des Produktes bei gleichem Energieeinsatz. Damit wird der spezifische Energieverbrauch reduziert. Viele Gießereien, insbesondere für spezielle Legierungen und Produkte, sind mittelständisch geprägt.

Die herausgearbeiteten grundlegenden Unterschiede zwischen Spraykühlung einerseits sowie Vollstrahl- und Kokillenkühlung andererseits ermöglichen prinzipielle Vorfestlegungen zur Stranggussprozess in Abhängigkeit vom Material.

Mit dem Voranschreiten der Digitalisierung haben sich immer mehr Softwareunternehmen gegründet, deren Leistungsprofil die Modellierung thermischer Industrieprozesse ist. Auch für

den Strangguss gibt es eine Anzahl von Unternehmen, die an der Prozessmodellierung arbeiten. Die Güte dieser Prozessmodelle wird auch weitgehend von den eingegebenen thermischen Basisdaten bestimmt. Dazu gehören z.B. die im Projekt ermittelten Werte für die Siedelinie, die DNB- und Leidenfrosttemperatur sowie die Rewettingtemperatur. Auf diese Weise tragen die Forschungsergebnisse zu einer wesentlichen Verbesserung der Prozessmodellierung bei. Davon profitiert zunächst der Anlagenbetreiber. Gleichzeitig ermöglicht die Prozessmodellierung die Erarbeitung neuer Gießstrategien zur Einsparung von Material und Energie.

## **20 Plan zum Ergebnistransfer in die Wirtschaft**

### **20.1 Liste der bisherigen und geplanten Publikationen aus dem Projekt**

#### *a) bisher*

S.B. Gopalkrishna, G. A. Kulkarni, A. K. Nallathambi and E. Specht, "Thermal Stresses in Quenching of Moving Plate by an Array of Jets", Symposium and Workshop for Analytical Youth on Applied Mechanics, 2018. ISBN: 978-9-38676-713-6

G. A. Kulkarni, E. Specht, "Quantifying the Parameters Influencing Heat Transfer during Quenching of Metal Plate", 5<sup>th</sup> International Conference on Heat Transfer and Fluid Flow, Madrid, Spain, 2018

G. A. Kulkarni, A. K. Nallathambi and E. Specht; "Eulerian Steady State Solution of Boiling Curve for Impinging Water Jet on Moving Hot Metal Plate", Heat and Mass Transfer, 2018, (accepted)

G. A. Kulkarni, E. Specht, "Quantifying the Parameters Influencing Heat Transfer during Quenching of Metal Plate", Journal of Heat Transfer and Fluid Flow", 2018, (accepted)

#### *b) geplant*

Y. Fang et al: "Propagation of wetting front during quenching high-temperature surfaces with a high speed water jet", Applied Thermal Engineering, April 2019

Y. Fang et al: „Influence of surface roughness during metal quenching with liquid jet, spray and mold“ Juli 2019

## 20.2 Plan Ergebnistransfer - Detaillierte Übersicht

Geplante spezifische Maßnahmen	Art des Transfers	Ziel	Datum / Zeitraum während des Bewilligungszeitraums	Datum / Zeitraum nach dem Bewilligungszeitraum
Information der Unternehmen des Projektbegleitenden Ausschusses (PA)	Sitzungen der PA	<ul style="list-style-type: none"> <li>a) Unmittelbarer und kontinuierlicher Transfer der Ergebnisse in die Wirtschaft</li> <li>b) Klärung von Fragen</li> <li>c) Diskussion der Zwischenberichte</li> <li>d) Festlegung der weiteren Arbeitsschritte</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>15. Juni 2016</li> <li>24. Nov. 2016</li> <li>09. Mai 2017</li> <li>17. Mai 2017</li> <li>18. Okt. 2017</li> <li>16. Nov. 2017</li> <li>26. April 2018</li> <li>03. Mai 2018</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>17. Okt. 2018</li> <li>22. Nov. 2018</li> </ul>
Ansprache potenziell interessierter Unternehmen außerhalb des PA	<ul style="list-style-type: none"> <li>a) Themenabstimmung mit der Fg. DGM</li> <li>b) Individuelle Ansprache von Unternehmen mit spezifischem Know-How</li> <li>c) Präsentation auf Tagungen und Messen</li> <li>d) Teilnahme an der Messe „Thermprozess 2019“</li> </ul>	Einbindung interessierter Unternehmen, Forschungsgemeinschaften und Verbände, damit direkter Ergebnistransfer in die Industrie	<ul style="list-style-type: none"> <li>a) und b): halbjährlich bei Kontakten mit potenziell interessierten Firmen auf:</li> <li>Process Net VDI Jahrestagung vom 22. bis 23.03.2017 in Frankfurt und Process Net VDI Jahrestagung vom 06. bis 09. 03. 2018 in Bremen</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>a) und b): Process Net VDI Jahrestagung 3. März 2019</li> <li>d) 25.-29. Juni 2019 „Thermprozess“</li> </ul>
Publikation der Projektergebnisse im Internet, Datenträgern o.ä.	<ul style="list-style-type: none"> <li>a) Informationen durch Newsletter</li> <li>b) Einstellen von Zusammenfassungen auf der Homepage des Instituts und der DGM</li> </ul>	Verbreitung der Ergebnisse an interessierte Unternehmen, ggf. auch branchenübergreifend	b) II/2018	b) 22.11.2018 FA Stranggießen München Beitrag abrufbar
Wissenschaftliche Publikationen / Dissertation, in Fachzeitschriften oder sonstigen gedruckten Veröffentlichung	<ul style="list-style-type: none"> <li>a) Bachelor- und Masterarbeiten sowie Dissertationen</li> <li>b) Veröffentlichungen in relevanten Journals</li> <li>c) Einreichen von Fachbeiträgen, Einstellen in Universitätsbibliotheken</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>a) Vermitteln von wissenschaftlichen Erkenntnissen</li> <li>b) Verbreitung der Ergebnisse an interessierte Unternehmen</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>a) Während des gesamten Bewilligungszeitraum</li> <li>b) Heat Processing 01/2018 p. 41-47</li> <li>siehe Pkt. 20.1 Schlussbericht</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>a): IV/ 2018 Dissertation G. Kulkarni</li> <li>I/ 2019 Dissertation Y. Fang</li> <li>b): siehe Pkt 20.1 Schlussbericht</li> </ul>
Weitergabe von ausführlichen Forschungsberichten	<ul style="list-style-type: none"> <li>a) Vertrieb über externe Verlage</li> <li>b) Herausgabe auf individuelle Anfrage</li> </ul>	Verbreitung der Ergebnisse an interessierte Unternehmen und Fachleute (national und international)		fortlaufend auf Anfrage
Individuelle Umsetzung in Unternehmen	Erstellung benutzerfreundlicher Masken zur Anwendung auf industrielle Kühlanlagen	Optimierung industrieller Kühlanlagen		fortlaufend auf Anfrage
Vorträge und Präsentationen	Vorträge auf der International Conference on Heat Transfer, Fluid Mechanics and Thermodynamics	Vermittlung von Wissen zur Metallkühlung:	<ul style="list-style-type: none"> <li>HEFAT 2016</li> <li>HEFAT 2017</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>11.-13. Juli 2016 Malaga, Spanien</li> <li>17.-19. Juli 2017 Portoroz, Slowenien</li> </ul>

<b>in den Arbeitskreisen der FV oder Seminaren</b>	a) Tagungen der Fg. b) Mitgliederversammlung und/oder Beiratssitzung	Verbreitung der Ergebnisse an interessierte Unternehmen und Fachleute (national und international)	halbjährlich	4. Quartal 2018 Abschlussbericht
<b>in anderen Fach- und Branchenverbänden und auf Fachtagungen</b>	Vorträge auf a) der Process Net VDI Jahrestagung des Fa. „Wärme- und Stoffübertragung“ b) der Process Net VDI Jahrestagung des Fa. „Hochtemperaturtechnik“ c) der Jahrestagung des Fa. „Stranggießen“ der Deutschen Ges. für Materialtechnik	Nationaler und internationaler Ergebnistransfer	a) und b): 06.- 09.03.2018 in Bremen  „Wärmeübergang von Kollidenstrahlen in der Sekundärkühlzone beim Strangguss von NE-Metallen“  „Wärmeübergang beim Quenchen heißer Metallplatten mit einem Feld aus Vollstrahlen“  „Einfluss der Oberflächenrauigkeit auf den Wärmeübergang bei der Kühlung von heißen Metallen“	c): Jahrestagung des FA. „Stranggießen“ 22. Nov. 2018  a) Vortrag am 3. März Y.Fang
<b>auf Konferenzen</b>	Vorträge auf a) Intl. Conference Continuous Casting b) Intl. Conference on Thermal Process Modeling and Computer Simulation c) Intl. Heat Transfer Conference	Verbreitung der Ergebnisse im Rahmen nationaler und internationaler Tagungen und Konferenzen		a) 10. – 15.08.2018 Peking /China
<b>Übernahme der Ergebnisse in Lehre und Weiterbildung</b>	Einbeziehung der Ergebnisse in die Lehrveranstaltungen: Wärme- und Stoffübertragung, Process Engineering of Metals and Ceramics	Anleitung der Studenten zur Anwendung der Ergebnisse in der Praxis	ab Sommersemester 2018	fortlaufend
<b>Beratung und Weiterbildung in Unternehmen</b>	Workshops, Fortbildungen, Freigabe von Mitarbeiter zur Beratung und Problemstellung	Erarbeitung des erforderlichen Kenntnisstandes und Weiterbildung	ab III/2017	fortlaufend auf Anfrage
<b>Personaltransfer</b>	Personelle Unterstützung bei Messungen in beteiligten Unternehmen aus dem PA, Ggf. Übernahm von Mitarbeitern im Unternehmen	Einhaltung des Wissens und direkter Wissenstransfer in die Industrie	ab III/2017	fortlaufend auf Anfrage
<b>Sonstige Transfermaßnahmen</b>	Initiierung von bilateralen Anschlussvorhaben.	Wissenstransfer für weitere und erweiterte Problemstellungen	II. Quartal 2018	I/2019

### 20.3 Einschätzung der Realisierbarkeit des Transferkonzeptes

Das Transferkonzept ist vielschichtig aufgebaut, um möglichst viele Ansprechpartner zu erreichen. Es gründet nicht allein auf Veröffentlichungen in renommierten internationalen Fachzeitschriften und Präsentationen auf Internationalen Tagungen. Es basiert insbesondere auf Kontakte zu Fachverbänden und den jeweiligen Arbeitskreisen, wobei die Pflege persönlicher Kontakte im Mittelpunkt steht. Auch die Jahrestagungen des VDI werden dazu genutzt. Auf Grund der Breite wird das Konzept als realisierbar angesehen.



## 21 Anhang

### 21.1 Rauheitskennwerte von Aluminiumlegierungen

Al-Legierung AA5083, reale Rauigkeit (Probe "1")									
Material und Gießverfahren		In Stranggussrichtung				Quer zur Stranggussrichtung			
		Linie 1	Linie 2	Linie 3	Ø Linien 1-3	Linie 4	Linie 5	Linie 6	Ø Linien 4-6
EMC-Kokillenguss (Electro-Magnetic Casting) Originaloberfläche aus der Industrie	R <sub>a</sub> [µm]	2,6	5,4	-	4,0	2,9	2,7	-	2,8
	R <sub>v</sub> [µm]	13,3	27,5	-	20,4	13,2	11,5	-	12,4
	R <sub>t</sub> [µm]	21,3	39,3	-	30,3	21,4	20,0	-	20,7
	R <sub>z</sub> [µm]	16,2	27,6	-	21,9	14,2	14,0	-	14,1
	R <sub>z,max</sub> [µm]	21,3	39,0	-	30,2	21,2	18,9	-	20,1
Al-Legierung AA5083, reale Rauigkeit (Probe "2")									
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 <sub>a</sub> [µm]	2,8	1,6	-	2,2	2,9	2,8	-	2,9
	R <sub>v</sub> [µm]	14,8	7,9	-	11,4	13,9	10,6	-	12,2
	R <sub>t</sub> [µm]	22,8	15,8	-	19,3	24,1	19,9	-	22,0
	R <sub>z</sub> [µm]	16,1	12,6	-	14,4	15,2	16,6	-	15,9
	R <sub>z,max</sub> [µm]	22,8	15,3	-	19,1	21,8	19,7	-	20,8
Al-Legierung AA5083, reale Rauigkeit (helle Oberfläche)									
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 <sub>a</sub> [µm]	27,8	53,8	56,9	46,2	50,2	32,8	47,4	43,5
	R <sub>v</sub> [µm]	71,2	108,0	144,8	108,0	132,0	117,6	122,1	123,9
	R <sub>t</sub> [µm]	172,5	465,9	360,2	332,9	404,0	306,7	316,7	342,5
	R <sub>z</sub> [µm]	134,6	251,7	270,1	218,8	246,3	192,5	223,3	220,7
	R <sub>z,max</sub> [µm]	172,5	465,9	360,2	332,9	351,0	286,5	263,5	300,3
Al-Legierung AA7050, reale Rauigkeit (dunkle Oberfläche)									
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 <sub>a</sub> [µm]	66,8	82,2	68,2	72,4	59,9	60,5	59,8	60,1
	R <sub>v</sub> [µm]	133,8	184,7	156,8	158,4	136,7	164,2	167,0	155,9
	R <sub>t</sub> [µm]	573,3	581,4	432,3	529,0	627,9	560,0	612,8	600,3
	R <sub>z</sub> [µm]	274,0	353,7	294,3	307,3	277,4	275,9	287,0	280,1
	R <sub>z,max</sub> [µm]	573,3	581,4	432,3	529,0	574,0	560,0	612,8	582,3
Al-Legierung AA6082, 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
LHC-Kokillenguss (Low Head Composite Casting) Originaloberfläche aus der Industrie	R <sub>a</sub> [µm]	9,5	6,1	9,1	8,2	8,9	9,6	10,6	9,7
	R <sub>v</sub> [µm]	25,0	46,0	25,2	32,0	24,7	36,6	36,9	32,7
	R <sub>t</sub> [µm]	57,1	68,0	53,7	59,6	52,5	70,9	69,7	64,4
	R <sub>z</sub> [µm]	42,3	37,7	44,2	41,4	37,9	48,7	49,7	45,4
	R <sub>z,max</sub> [µm]	57,1	58,3	50,8	55,4	48,4	61,8	67,8	59,3
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 Oberflächenbearbeitung realer Stranggussproben aus EMC-Kokillenguss	R <sub>a</sub> [µm]	0,7	0,5	0,7	0,8	0,7	0,9
R <sub>v</sub> [µm]	5,7		2,3	4,9	5,3	3,7	4,9	4,5	
R <sub>t</sub> [µm]	7,8		4,3	7,1	7,8	5,4	7,5	6,7	
R <sub>z</sub> [µm]	5,0		3,0	4,7	5,3	4,5	5,8	4,7	
R <sub>z,max</sub> [µm]	7,0		3,9	7,1	7,8	5,4	7,5	6,4	
Al-Legierung AA6082, technisch glatte Oberfläche, www.gleich.de									
Material und Gießverfahren		Linie 1	Linie 2	Linie 3	Linie 4	Linie 5	Linie 6	Ø Linien 1-6	
		Techn. glatte Oberfläche durch Walzprozess von Blechen	R <sub>a</sub> [µm]	0,2	0,3	0,2	0,3	0,3	0,3
R <sub>v</sub> [µm]	1,8		2,8	2,3	2,6	2,6	2,2	2,4	
R <sub>t</sub> [µm]	2,5		3,7	2,9	3,5	3,5	3,1	3,2	
R <sub>z</sub> [µm]	1,7		2,4	1,5	2,0	2,0	1,8	1,9	
R <sub>z,max</sub> [µm]	2,2		3,5	2,8	3,5	3,3	2,9	3,0	

R<sub>a</sub> - arithmetischer Mittenrauwert, R<sub>v</sub> - mittlere Rautiefe (Mittelwert der Riefentiefe),

R<sub>t</sub> - Rautiefe (Differenz aus höchster Spitze und tiefste Riefe auf Gesamtstrecke),

R<sub>z</sub> - gemittelte Rautiefe (Differenz aus höchster Spitze und tiefster Riefe als Mittelwert von 5 Abschnitten der Messstrecke),

R<sub>z,max</sub> - maximale Einzelrautiefe

## 21.2 Rauheitskennwerte von Kupferlegierungen

Kupfer-Leg. CuSn4, reale Rauigkeit									
Material und Gießverfahren		In Stranggussrichtung				Quer zur Stranggussrichtung			
		Linie 1	Linie 2	Linie 3	Ø Linien 1-3	Linie 4	Linie 5	Linie 6	Ø Linien 4-6
Konventioneller Kokillenguss (Conventional Direct-Chill Casting) Originaloberfläche aus der Industrie	R <sub>a</sub> [µm]	14,7	13,6	15,8	14,7	90,1	89,6	105,6	95,1
	R <sub>v</sub> [µm]	-	-	-	-	-	-	-	-
	R <sub>t</sub> [µm]	175,0	71,1	114,4	120,2	476,8	413,8	402,9	431,2
	R <sub>z</sub> [µm]	85,6	51,1	80,6	72,4	292,9	305,0	303,6	300,5
	R <sub>z,max</sub> [µm]	133,0	69,7	86,9	96,5	459,3	398,8	377,1	411,7
Kupfer-Leg. CuFe2P, reale Rauigkeit									
Material und Gießverfahren		In Stranggussrichtung				Quer zur Stranggussrichtung			
		Linie 1	Linie 2	Linie 3	Ø Linien 1-3	Linie 4	Linie 5	Linie 6	Ø Linien 4-6
Konventioneller Kokillenguss (Conventional Direct-Chill Casting) Originaloberfläche aus der Industrie	R <sub>a</sub> [µm]	16,0	21,1	41,1	26,1	43,5	39,3	44,8	42,5
	R <sub>v</sub> [µm]	-	-	-	-	-	-	-	-
	R <sub>t</sub> [µm]	112,9	146,7	198,1	152,6	280,7	230,3	261,2	257,4
	R <sub>z</sub> [µm]	83,6	109,9	167,1	120,2	199,7	174,6	165,3	179,9
	R <sub>z,max</sub> [µm]	110,7	134,8	193,4	146,3	241,5	222,2	241,9	235,2
Kupfer-Leg. CuCrZr, reale Rauigkeit									
Material und Gießverfahren		In Stranggussrichtung				Quer zur Stranggussrichtung			
		Linie 1	Linie 2	Linie 3	Ø Linien 1-3	Linie 4	Linie 5	Linie 6	Ø Linien 4-6
Konventioneller Kokillenguss (Conventional Direct-Chill Casting) Originaloberfläche aus der Industrie	R <sub>a</sub> [µm]	50,8	35,3	44,4	43,5	50,8	25,9	24,5	33,7
	R <sub>v</sub> [µm]	-	-	-	-	-	-	-	-
	R <sub>t</sub> [µm]	312,0	339,8	363,5	338,4	312,0	246,2	251,6	269,9
	R <sub>z</sub> [µm]	190,1	189,6	226,2	202,0	190,1	143,5	148,8	160,8
	R <sub>z,max</sub> [µm]	267,6	338,6	363,5	323,2	267,6	232,7	251,1	250,5
Kupfer-Leg. CuNi3Si, reale Rauigkeit									
Material und Gießverfahren		In Stranggussrichtung				Quer zur Stranggussrichtung			
		Linie 1	Linie 2	Linie 3	Ø Linien 1-3	Linie 4	Linie 5	Linie 6	Ø Linien 4-6
Konventioneller Kokillenguss (Conventional Direct-Chill Casting) Originaloberfläche aus der Industrie	R <sub>a</sub> [µm]	25,7	110,5	28,2	54,8	78,6	79,2	96,3	84,7
	R <sub>v</sub> [µm]	-	-	-	-	-	-	-	-
	R <sub>t</sub> [µm]	217,4	500,8	168,6	295,6	580,0	567,2	536,1	561,1
	R <sub>z</sub> [µm]	119,6	367,4	145,4	210,8	322,5	379,9	369,5	357,3
	R <sub>z,max</sub> [µm]	213,8	452,0	168,6	278,1	541,5	567,2	536,1	548,3
Kupfer-Leg. CuSn4, technisch glatte Oberfläche (abgedreht)									
Material und Gießverfahren		Linie 1	Linie 2	Linie 3	Linie 4	Linie 5	Linie 6	Ø Linien 1-6	
Techn. glatte Oberfläche durch Oberflächenbearbeitung einer realen Strangguss-probe aus CuSn4	R <sub>a</sub> [µm]	3,7	3,6	3,5	3,7	3,5	3,9	3,6	
	R <sub>v</sub> [µm]	6,9	7,0	6,9	6,6	6,6	7,0	6,8	
	R <sub>t</sub> [µm]	16,6	16,5	15,8	17,5	16,7	17,4	16,7	
	R <sub>z</sub> [µm]	15,1	14,8	13,8	15,4	15,1	15,7	15,0	
	R <sub>z,max</sub> [µm]	16,1	16,5	15,5	16,9	16,7	17,4	16,5	
Kupfer-Leg. CuCrZr, technisch glatte Oberfläche (abgedreht)									
Material und Gießverfahren		Linie 1	Linie 2	Linie 3	Linie 4	Linie 5	Linie 6	Ø Linien 1-6	
Techn. glatte Oberfläche durch Oberflächenbearbeitung einer realen Strangguss-probe aus CuCrZr	R <sub>a</sub> [µm]	2,5	2,3	2,5	2,4	2,5	2,5	2,5	
	R <sub>v</sub> [µm]	10,1	11,2	10,6	13,7	10,5	12,5	11,5	
	R <sub>t</sub> [µm]	19,4	20,1	18,6	21,7	17,6	20,2	19,6	
	R <sub>z</sub> [µm]	16,6	14,9	14,9	17,6	14,6	16,0	15,8	
	R <sub>z,max</sub> [µm]	19,1	18,5	18,6	21,7	17,0	20,2	19,2	

R<sub>a</sub> - arithmetischer Mittenrauwert, R<sub>v</sub> - mittlere Rautiefe (Mittelwert der Riefentiefe),  
 R<sub>t</sub> - Rautiefe (Differenz aus höchster Spitze und tiefste Riefe auf Gesamtstrecke),  
 R<sub>z</sub> - gemittelte Rautiefe (Differenz aus höchster Spitze und tiefster Riefe als Mittelwert von 5 Abschnitten der Messstrecke),  
 R<sub>z,max</sub> - maximale Einzelrautiefe

### 21.3 Literaturverzeichnis

- [1] Nallathambi, A.K.: Thermomechanical Simulation of Direct Chill Casting. Dissertation 2010, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg.
- [2] Panumakala, P.: Thermomechanical Simulation of Continuous and Semi-continuous Casting of Metals. Dissertation 2014, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg.
- [3] Kaymak, Y.: Simulation of Metal Quenching Processes for the Minimization of Distortion and Stresses. Dissertation 2007, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg.
- [4] Brzoza, M.: Reduzierung von Eigenspannungen und Verzug von Stahlbauteilen durch örtliche Beeinflussung der Abkühlung. Dissertation 2006, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg.
- [5] Pais, M. R.; Chow, L. C.; Mahefkey, E. T., 1992: Surface roughness and its effects on the heat transfer mechanism in spray cooling. *Journal of Heat Transfer*, vol. 114, pp. 211-219, 1992
- [6] Bernardin, J. D.; Mudwar, I., 1996: An experimental investigation into the relationship between temperature-time history and surface roughness in the spray quenching of aluminium parts. *Journal of Engineering Materials and Technology*, vol. 118, pp 127-134, 1996
- [7] Sinha, J.; Hochreiter, L. E.; Cheung, F. B., 2003: Effects of surface roughness , oxidation level, and liquid subcooling on the minimum filmboiling temperature, *Experimental Heat Transfer*, vol. 16, pp. 45-60, 2003
- [8] Silk, E. A.; Kim, J.; Kiger, K., 2006: Spray cooling of enhanced surfaces: Impact of structured surface geometry and spray axis inclination. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, vol. 49, pp. 4910-4920, 2006
- [9] Xu, R.; Li, L.; Zhang, L.; Zhu,B.; Liu, X.; Bu, X., 2014: Influence of pressure and surface roughness on the hear transfer efficiency during water spray quenching of 6082 aluminium alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 214, pp.2877-2883, 2014
- [10] Abdalrahman, K.: Influence of water quality and kind of metal in the secondary cooling zone of casting process. Dissertation 2012, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg.
- {11} Aamir, M.; Liao, Q.; Hong, W.; Xun, Z.; Song,S., 2017:Transient heat transfer behavior of water spray avaporative cooling on a stainless steel cylinder with structured surface for safety design application in high temperature scenario. *Heat Mass Transfer*, vol. 53, pp. 363-375, 2017
- [12] F. Puschmann: Experimentelle Untersuchung der Spraykühlung zur Qualitätsverbesserung durch definierte Einstellung des Wärmeübergangs. Dissertation 2003, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg.

- [13] M. Attalla: Experimental investigation of heat transfer characteristics from arrays of free impinging circular jets and hole channels. Dissertation 2005, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg.
- [14] K. Abdalrahman: Influence of water quality and kind of metal in secondary cooling zone of casting process. Dissertation 2012, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg.
- [15] Sabariman: Heat transfer analysis in metal quenching with sprays and jets. Dissertation 2015, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg.
- [16] S. Jung: Oberflächenbeurteilung – Rauheitsmessung, Institut für Maschinenelemente, Universität Stuttgart
- [17] Dubbel – Taschenbuch für den Maschinenbau; Springer-Verlag Berlin, Heidelberg; 19. Auflage 1997
- [18] G. Kulkarni: Local Heat Transfer and Stress Analysis of Direct Chill Casting Process. Dissertation 2018, Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg
- [19] AiF-Bericht: Einfluss der Wasserqualität auf den Wärmeübergang beim Strangguss von NE-Metallen, 15904 BR

#### 21.4 Abkürzungsverzeichnis

d	mm	Düsendurchmesser /Strahldurchmesser
H	mm	Abstand zwischen Düse und Platte
r	mm	Radialer Abstand zur Strahlachse
z	mm	Koordinate, die fest mit der Unterkante Platte verbunden ist
z*	mm	Eulersche Raumkoordinate, z*=0 ist stets die Position der Kokillenstrahlen
LDF	°C	Leidenfrosttemperatur
DNB	°C	DNB-Temperatur
s	mm	Plattendicke
$\alpha$	°	Spritzwinkel der Kokillenstrahlen
$\beta$	°	Strahlwinkel einer Spraydüse
$\vartheta_0$	°C	Anfangstemperatur zu Beginn der Kühlung (Starttemperatur)
$w_j$	m/s	Strahlgeschwindigkeit einer Vollstrahldüse bzw. der Kokillenstrahlen
$w_c = w_{st}$	mm/s	Stranggeschwindigkeit
q	MW/m <sup>2</sup>	Wärmestromdichte
q <sub>max</sub>	MW/m <sup>2</sup>	Maximale Wärmestromdichte
$\dot{V}$	l/min	Volumenstrom Düse

R <sub>a</sub>	µm	Arithmetischer Mittenrauwert
Tap water	-	Leitungswasser aus Magdeburg
AS	-	Arbeitsschritt (gemäß Projektantrag)