

Abschlussbericht

AiF-Vorhaben Nr. 14907

Kombination der Hochdruckgasabschreckung mit einer angepassten, flexiblen Gasabschreckung im Düsenfeld

Forschungsstellen:

Univ. Bremen, Fg Mechanische Verfahrenstechnik
R.R. Schmidt und U. Fritsching

Stiftung Institut für Werkstofftechnik IWT, Bremen
Th. Lübben und F. Hoffmann



Bremen, 1.9.2009

1	Einleitung und Problemstellung	5
2	Kenntnisstand	7
2.1	Hochdruckgasabschreckung	7
2.1.1	Aufbau und Geometrie kommerzieller Hochdruckgas-abschreckkammern	8
2.2	Gasabschreckung im Düsenfeld	9
2.2.1	Wärmeübergang im Prallstrahl	10
2.2.2	Wärmeübergang im Düsenfeld	12
2.3	Härtbarkeit eines Stahles	15
2.3.1	Jominy Versuch	15
2.3.2	Gasstirnabschreckversuch	16
2.3.3	Einfluss der Stahlschmelze auf das Wärmebehandlungsergebnis	18
3	Forschungsziele	20
3.1	Kombinationsverfahren	21
3.2	Korrelationsdiagramme	21
4	Randbedingungen und Zielgrößen	23
4.1	Effektive Intensitätssteigerung	24
4.1.1	Kriterium zur effektiven Intensitätssteigerung	24
4.1.2	Berechnung des Volumenstroms im Betriebspunkt	26
4.2	Numerische Simulation der Abschreckung	28
4.2.1	Vorstudien zur Wahl geeigneter Modelle und numerischer Parameter	28
4.2.2	Zeitverhalten der Simulation	29
4.2.3	Lösung der Bilanzierungs- und Erhaltungsgleichungen	30
4.2.4	Materialdaten und Stoffwerte	30
4.2.5	Pre-Processing: Erstellung der Geometrien und Diskretisierung	30
4.3	Abschrecken von Standard-Chargen	31
4.3.1	Aufbau der Chargen	31
4.3.2	Randbedingungen	33
4.3.3	Messung von Strömungsrandbedingung	34
4.3.4	Ergebnisse der Strömungssimulation	36
5	Entwicklung von Düsensystemen	38
5.1	Querschnittsverblockung	38
5.1.1	Prinzip der Verblockung	39
5.1.2	Simulationsergebnisse	39
5.2	Strömungsumlenkung (Düsensysteme)	41
5.2.1	Prinzip der Umlenkung	41
5.2.2	Simulationsergebnisse	44
5.2.3	Effektive Intensitätssteigerung	49
5.2.4	Diskussion	53
6	Entwicklung eines Wärmeübergangssensors	55
6.1	Messprinzip	55
6.2	Kalibrierung	56
6.2.1	Prallstrahl	56
6.2.2	quer angeströmter Zylinder	60

7	Überprüfung der Simulation mittels Abschreckversuchen	64
7.1	Abkühlzeiten in der Hochdruckgasabschreckung	64
7.1.1	Aufbau der Charge 0705	65
7.1.2	Ergebnisse	66
7.1.3	Vergleich zu den Simulationsergebnissen	67
8	Korrelation zwischen Abschreckintensität und Härte	68
8.1	Materialauswahl und Analyse	69
8.1.1	Elementanalyse	69
8.1.2	Mikrostruktur	71
8.2	Jominy Versuch	72
8.3	Gasstirnabschreckversuch	73
8.3.1	Messung der Abkühlkurven	75
8.3.2	Wärmeübergang an der Stirnfläche der Probe	77
8.3.3	Analytische Lösung der Wärmeleitung	79
8.3.4	numerische Simulation der Gasstirnabschreckung	81
8.3.5	Wärmeübergang bei Ofenabkühlung	87
8.3.6	Wärmeübergang durch Strahlung	87
8.4	Ableitung einer Korrelation	88
8.4.1	Gasstirnabschreckversuch	88
8.4.2	Abkühlzeit Hochdruckgasabschreckung	90
8.4.3	Korrelation	92
9	Abschreckung einer Mischcharge	94
9.1	Aufbau der Charge 0701	94
9.2	Auswertung des Abschreckergebnisses	94
9.3	Überprüfung der Korrelation	97
9.4	Vergleich mit den Simulationsergebnissen	98
10	Vergleich Gasstirnabschreckung und Jominy-Versuch	99
10.1	Temperatur-Zeit-Verhalten	99
10.1.1	Abkühlverhalten im Jominy Versuch	99
10.1.2	Lösung der eindimensionalen Wärmeleitung in der Jominy Probe	102
10.2	Vergleich der Härte bei gleicher Abkühlzeit	105
10.3	Analyse des Gefüges bei gleicher Härte	106
10.4	Umwandlungsverhalten im Abschreck-Dilatometer	108
10.4.1	Entnahme von Dilatometerproben	108
10.4.2	Bestimmung der Soll-Abkühlverläufe	109
10.4.3	Ist-Abkühlverläufe im Abschreck-Dilatometer	110
10.4.4	Längenänderung und Umwandlungsverhalten im Abschreck-Dilatometer	112
10.4.5	Resultierendes Gefüge	113
10.4.6	Resultierende Härte	114
10.5	Fazit	115
11	Zusammenfassung	116
12	Danksagung	117

13	Veröffentlichungen	117
14	Literatur	118

1 Einleitung und Problemstellung

Das Abschreckhärten mittels Gasen hat in den vergangenen Jahren zunehmend an Bedeutung gewonnen. Es hat kombiniert mit Verfahren der Vakuumtechnik in zahlreichen Bereichen Salzwarmbäder für das Härten von hochlegierten Kalt-, Warm- und Schnellarbeitsstählen ersetzt [EDE98] [PRE99]. Im Vergleich zum Abschrecken mit Öl- oder Salzbädern bietet das Gasabschrecken eine Reihe von Vorteilen [PRE99] [ALT91] [LOE95]. Die Abschreckergebnisse sind gut reproduzierbar und die Abschreckgeschwindigkeiten sind über weite Bereiche stufenlos regelbar, da die Wärmeabgabe von dem Werkstück an das Gas im Wesentlichen durch Konvektion geschieht. Aufgrund dieser guten Regelbarkeit der Abschreckgeschwindigkeit bietet die Gasabschreckung die Möglichkeit, die Abschreckwirkung optimal an den verwendeten Werkstoff anzupassen. Ein Reinigen und Trocknen der gehärteten Werkstücke ist nicht mehr nötig und die kostenintensive Entsorgung oder Aufbereitung von Abschreck- und Reinigungsflüssigkeiten entfällt.

Generell können zwei Verfahren beim Abschreckhärten mit Gasen unterschieden werden:

- Das Hochdruckgasabschrecken, bei dem die Werkstücke **chargenweise** in einem zuvor evakuierten Ofen bei hohen Gasdrücken (bis ca. 20 bar) in einem umgewälzten Gasstrom abgeschreckt werden (siehe Abschnitt 2.1) und
- das flexible Abschrecken von **(einzelnen)** Werkstücken in einem Düsenfeld (siehe Abschnitt 2.2) bei Umgebungsdruck.

Der überwiegende Teil der thermischen Energie der wärmebehandelten Werkstücke wird beim Gasabschrecken (anders als beim Abschrecken mit Flüssigkeiten) durch Konvektion an das Abschreckgas abgegeben. Der Wärmeübergang durch Strahlung kann auf Grund der vergleichsweise hohen konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten ($\alpha \sim 1000 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$) vernachlässigt werden. Die von dem heißen Werkstück an das Gas übergehende spezifische Wärmemenge \dot{q} kann mittels des Abkühlgesetzes Gl. (1) (z.B. [VDI06], [LOH96]) ermittelt werden

$$\dot{q} = \alpha \cdot (T_w - T_g) \quad (1)$$

Die Wärmestromdichte \dot{q} verhält sich proportional zur Temperaturdifferenz zwischen dem abzuschreckenden Werkstück T_w und der Temperatur des Gases T_g , die durch die Betriebs- und Prozessparameter vorgegeben ist und über die Zeit der Abschreckung variiert. Der Wärmeübergangskoeffizient α hängt von den Stoffwerten von Gas und Werkstück, den lokalen Strömungsbedingungen sowie von geometrischen Faktoren ab. In der Literatur wird der Wärmeübergangskoeffizient oft in der dimensionslosen Form der Nusselt-Zahl Nu angegeben, die mit dem Wärmeleitkoeffizienten λ und einer charakteristischen Länge d gebildet wird (z.B. [VDI06]):

$$Nu = \frac{\alpha \cdot d}{\lambda} \quad (2)$$

Der Wärmeübergangskoeffizient und damit der übergehende Wärmestrom hängen entscheidend von der Art der Umströmung des Werkstücks ab, wobei die laminare und die

turbulente Umströmung zu unterscheiden sind. Im Fall der turbulenten Umströmung liegt in der direkten Umgebung des Werkstücks der Bereich der viskosen Unterschicht vor, an den sich in größerer Entfernung vom Werkstück der vollturbulente Bereich der Strömung anschließt. In der viskosen Unterschicht findet analog der laminaren Strömung der Wärmetransport senkrecht zur Wand nur durch Wärmeleitung statt, wohingegen im turbulenten Bereich der Strömung ein zusätzlicher Wärmetransport durch die quer zur Hauptströmungsrichtung gerichtete Bewegung des Gases auftritt. Der konvektive Wärmestrom ist so bei turbulenter Strömung immer größer als im laminaren Fall.

Um die Gasabschreckung in der Praxis möglichst effektiv zu gestalten und ein weitestgehend homogenes, verzugsminimiertes Abschreckergebnis zu erzielen, ist die Kenntnis der Strömungsbedingungen sowie der Einflussgrößen und der Wechselwirkungen auf den Wärmetransport für die Auslegung von Abschreckeinrichtungen unverzichtbar. Die Ermittlung der Strömungsbedingungen, die Bestimmung des Wärmeübergangs (des Wärmeübergangskoeffizienten bzw. der dimensionslosen Kennzahl, der Nusselt-Zahl) und die Untersuchung der relevanten Einflussgrößen kann nach dem Stand der Technik mit Hilfe von CFD-Simulationsrechnungen (Computational Fluid Dynamics) erfolgen (z.B. [ELK97] [HEC00] [OHL02] [FRI02] [FRE03] [PUG02]).

Bisher werden die Möglichkeiten der Gasabschreckung, welche sich aus der Anpassung des Wärmeübergangs ergeben, nur in einem geringen Maße ausgeschöpft. Wenn einfache Zuordnungen zwischen der Härtebarkeit eines Stahls und den Einstellgrößen der Gasabschreckung bekannt wären, ergebe sich hier die Möglichkeit, die Abschreckparameter abhängig von der jeweiligen Stahlschmelze immer so zu wählen, dass mit einem minimalen Gas- und Energieaufwand ein ausreichendes Wärmebehandlungsergebnis erzielt werden könnte. Besonders in der Serienbehandlung von Bauteilen liegt hier ein großes Kosteneinsparpotential. Aus diesem Grunde sollen in diesem Projekt neben dem Strömungsverhalten der Gase in Abschreckeinrichtungen auch die Zusammenhänge zwischen Stahlschmelzen und geeigneten Abschreckparametern beleuchtet werden.

Diesem komplexen Vorhaben wurde durch ein kooperatives Herangehen an die Forschungsaufgabe zweier Forschungsstellen Rechnung getragen. Während die Forschungsstelle Institut für Werkstofftechnik über das notwendige Know-how und den Anwendungshintergrund auf dem Gebiet der Wärmebehandlung verfügt, trägt das Fachgebiet Verfahrenstechnik zum methodischen Ansatz bei, insbesondere der Prozessmesstechnik und der numerischen Prozesssimulation.

2 Kenntnisstand

2.1 Hochdruckgasabschreckung

Das Härten durch Hochdruck-Gasabschrecken hat in den letzten Jahren verstärkt (auch in der Praxis) an Bedeutung gewonnen und bietet im Vergleich zum Abschrecken in Öl- oder Salzbadern eine Reihe von Vorteilen [BAU82] [BAU85] [PRE99] [ALT91] [LOE95] [EDE98]. Beim Hochdruck-Gasabschrecken werden die Werkstücke **chargenweise** im Anschluss an den Aufheizprozess durch Gase bzw. Gasgemische bei hohen Drücken (bis ca. 20 bar) in einer geschlossenen Kammer abgeschreckt. Hierbei finden sowohl Einkammeröfen, bei denen die Werkstücke direkt im Ofenraum abgeschreckt werden, sowie (für den Abschreckprozess günstigere) Zweikammeröfen, bei denen der „Heizbereich“ und der Bereich des Abschreckens geometrisch von einander getrennt sind, Anwendung. Pro Charge können in kleinen bis mittleren Abschreckeinrichtungen je nach Anlagen- und Werkstückgröße ca. 80 bis 240 Teile (bis ca. 120 kg) gleichzeitig z.T. in mehrlagiger Anordnung abgeschreckt werden. Die erzielten Abschreckresultate sind im Mittelwert gut reproduzierbar, es werden hohe Abschreckraten erzielt, die Abschreckgeschwindigkeit ist über weite Bereiche stufenlos regelbar. Aus diesem Grunde wird die Hochdruckgasabschreckung im Besonderen für die Serienfertigung von Bauteilen genutzt. Da die Reinigung und Trocknung der gehärteten Werkstücke vor einer Weiterbearbeitung hier nicht erforderlich ist, entfällt die aufwendige Aufbereitung oder Entsorgung von Abschreck- und Reinigungsflüssigkeiten.

Der Abkühlvorgang bei Hochdruck-Gasabschreckprozessen ist ein sehr komplexer Prozess und von zahlreichen Einflussfaktoren abhängig. Neben der Art des zum Abschrecken eingesetzten Gas(gemisch)es, den Betriebsgrößen Gasdruck und -temperatur, sowie der Geometrie und der Lage der Werkstücke in der Charge haben die lokalen und zeitlichen Strömungsbedingungen (Gasgeschwindigkeit, laminare/turbulente Strömung, Anström-Winkel, Strömungsführung) deutlichen Einfluss auf das Abschreckverhalten [POE74] [SCH84]. Dieses Zusammenspiel kann zu einer ungleichmäßigen Abkühlung der Werkstücke je nach ihrer Lage in der Charge führen [LOH96] [EDE98] [LAU98]. Das hieraus resultierende ungleichmäßige Härteergebnis betrifft sowohl die Verteilung von Werkstück zu Werkstück innerhalb einer Charge, als auch die Verteilung der Härte über die Oberfläche einzelner Werkstücke. Selbst im idealen Fall einer komplett homogenen Umströmung der Werkstücke kann es beim Härten von Bauteilen, wie z.B. Wellen mit starken Querschnittsübergängen oder asymmetrischen Scheiben, auf Grund der Werkstückgeometrie zu inhomogenen Temperaturverteilungen im Werkstück und dadurch zu starken Maß- und Formänderungen und/oder sehr ungünstigen Eigenspannungs-Zuständen kommen [OHL02].

Deshalb ist es von Vorteil, komplexe Bauteile flexibel abzuschrecken, wodurch gezielt ein hoher und lokal variabler (verzugsoptimierter) Wärmeübergang eingestellt werden kann. Dies gelingt durch das flexible Abschrecken in einem Düsenfeld bei Umgebungsdruck, jedoch bisher ausschließlich für Einzelteile.

2.1.1 Aufbau und Geometrie kommerzieller Hochdruckgasabschreckkammern

Beim Hochdruckgasabschrecken unterscheidet man prinzipiell zwei Anlagentypen: In Einkammeranlagen werden die Werkstücke direkt im Ofenraum abgeschreckt. Nachteilig ist hier, dass beim Abschrecken das Abschreckgas die zusätzlich vorhandene thermische Energie der Kammerwände mit abkühlen muss. Eine neuere Entwicklung sind Zweikammeranlagen, hier sind Heiz- und Abschreckbereich durch eine isolierte Drucktür geometrisch voneinander getrennt. In *Abbildung 2-1* ist das Schema einer Zweikammeranlage dargestellt.

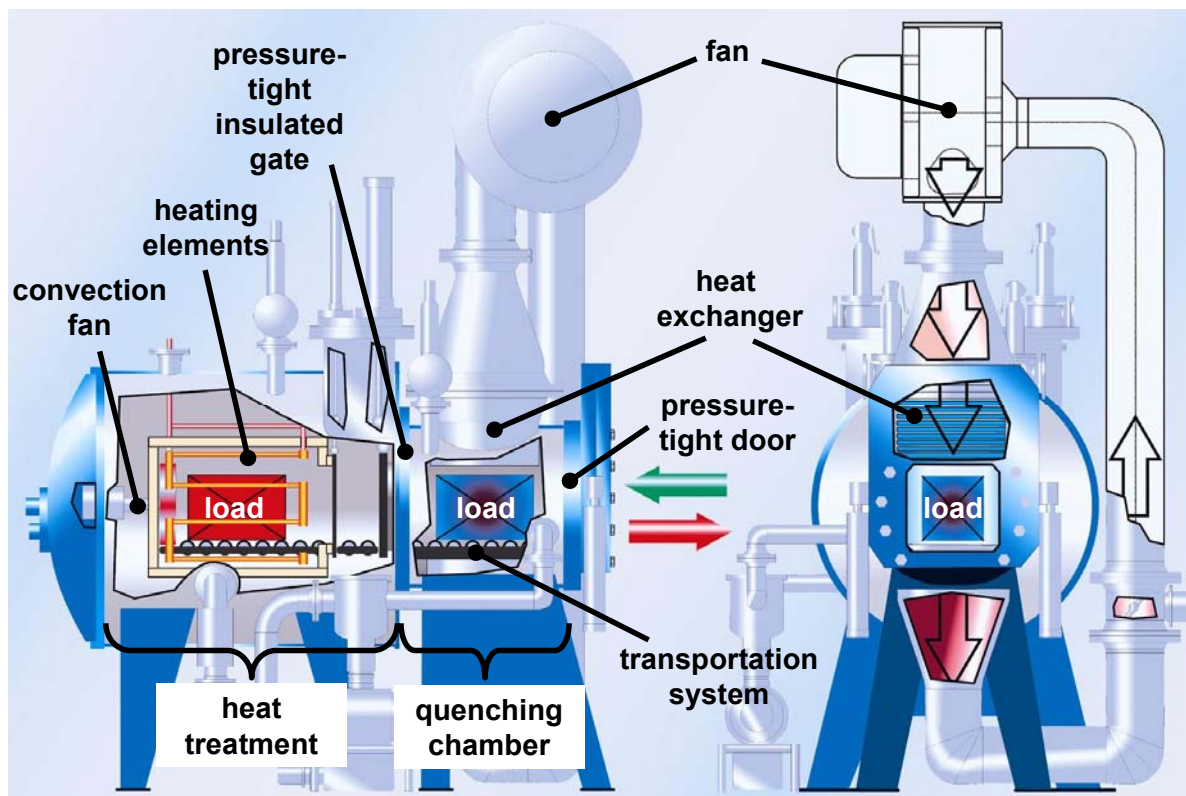


Abbildung 2-1: Aufbau der Zweikammeranlage am IWT Bremen (Schematisch), nach [ROS06]

Das Wärmebehandlungsgut wird in einem Chargenkorb angeordnet, mit diesem in die Wärmebehandlungsanlage eingebracht und mittels des Transportsystems in den Ofenraum umgesetzt. Nach der Erwärmung des Materials auf Abschrecktemperatur und einer gewissen Haltezeit zur Austenitisierung und Vergleichmäßigung des Temperaturverlaufs innerhalb der Bauteile wird mittels des Transportsystems die Charge vollautomatisch innerhalb kurzer Zeit in den Behandlungsraum (*Abbildung 2-2*) gebracht. Daraufhin wird der Abschreckvorgang gestartet. Dazu wird die Kammer auf Betriebsdruck gebracht und das Abschreckgas mit einem bestimmten Volumenstrom im Kreislauf durch die Charge geführt. In den Kreislauf eingebrachte Wärmetauscher entziehen dem Gas die aufgenommene Wärme und regulieren so in einem gewissen Bereich die Anströmtemperatur.

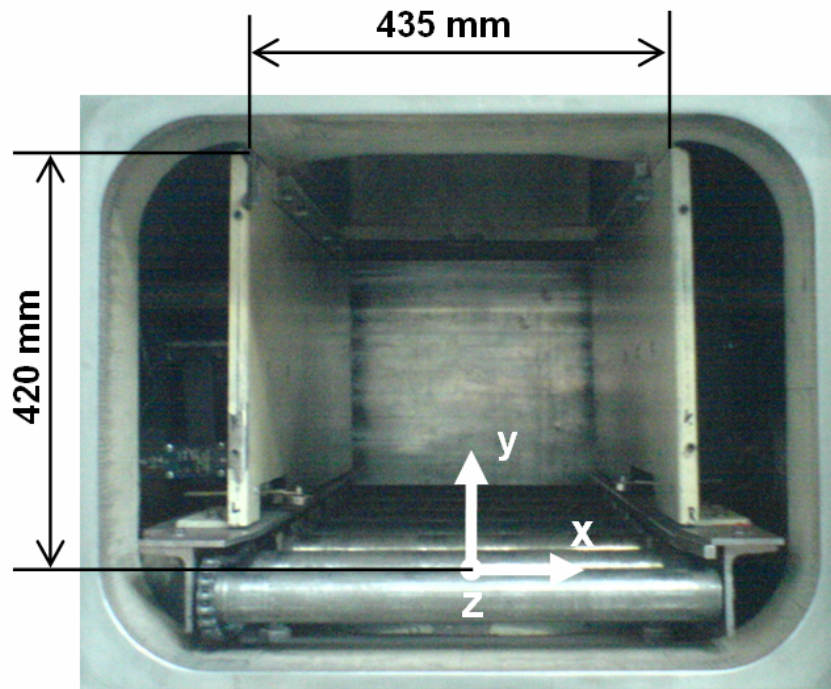


Abbildung 2-2: Foto der Abschreckkammer der Zweikammeranlage am IWT Bremen, Tiefe der Kammer: 1215 mm (von Tür zu Tür)

2.2 Gasabschreckung im Düsenfeld

Im Vergleich zum chargenweisen Abschrecken beim Hochdruckgasabschrecken weist das Abschrecken im Düsenfeld ein hohes Maß an Flexibilität und Anpassungsmöglichkeiten des Strömungsfelds an die Bauteilgeometrie auf [WUE93] [EDE98a]. In *Abbildung 2-3* ist exemplarisch der schematische Aufbau einer solchen Gasabschreckung für ringförmige Werkstücke dargestellt. Das Strömungsfeld, das den erwärmten Ring abschreckt, wird für diese Geometrie von einem inneren und einem äußeren Düsenfeld erzeugt. Die Düsenfelder bestehen beispielsweise aus mehreren Düsenstöcken, die mit mehreren Düsenbohrungen (hier drei) versehen sind. Die Gasströmungen der Düsenfelder können segmentweise gesteuert werden und so optimal an die Geometrie der abzuschreckenden Werkstücke angepasst werden.

Hierdurch ist neben einem symmetrischen Abschrecken mit sehr homogener Abschreckwirkung [BER99] auch ein gezieltes **lokales Abschrecken industriell relevanter, komplexer Geometrien** mit der Einstellung eines gleichmäßigen Härteverlaufs und einer minimierten Maß- und Formänderung sowie Eigenspannung des Bauteils möglich [OHL02].

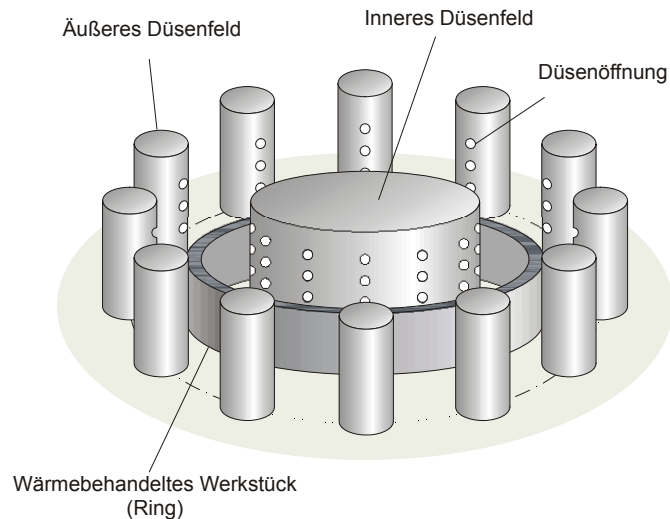


Abbildung 2-3: Schematischer Aufbau eines Düsenfelds zum Gasabschrecken von ringförmigen Werkstücken

Nachteilig beim Gasabschrecken im Düsenfeld ist, dass für wechselnde Geometrien der abzuschreckenden Werkstücke unterschiedliche Düsenfelder verwendet bzw. die Düsenfelder an die Geometrie der Werkstücke angepasst werden müssen. Auch sind die Abkühlgeschwindigkeiten (Wärmeübergänge) begrenzt, da bei Umgebungsdruck abgeschreckt wird. Ein weiterer Nachteil besteht darin, dass ein chargenweises Abschrecken mehrerer Werkstücke nicht möglich ist sondern **einzelne Werkstücke sequentiell** abgeschreckt werden und das Verfahren so für größere Stückzahlen nur bedingt einsatzfähig ist.

Zusammenfassend lässt sich bezüglich der Unterschiede zwischen Hochdruck-Gasabschreckung und Abschreckung im Düsenfeld festhalten: Während mittels der Hochdruck-Gasabschreckung größere Chargen mit im Mittel guten Härteergebnissen gehärtet werden können und dieses Verfahren als unkompliziert gilt, so liefert die flexible Gasabschreckung im Düsenfeld für einzelne Werkstücke (auch komplizierterer Geometrie) hervorragende Härteergebnisse. Dieses Verfahren gilt jedoch als kompliziert und weniger wirtschaftlich und benötigt beim Produktwechsel umfangreiche neue Anpassungen. Anzustreben wäre also eine schrittweise Verbesserung der Hochdruck-Gasabschreckung unter Integration von Düsenanströmungen der Bauteile. Die Abschätzung der Potentiale eines derartigen Kombinationsprozesses ist eines der Ziele dieses Vorhabens.

2.2.1 Wärmeübergang im Prallstrahl

Die Einzeldüse ist die einfachste Form eines Düsenfeldes, der Wärmeübergang auf der normal angeströmten Bauteiloberfläche entspricht dem am Prallstrahl. Dieser soll hier kurz betrachtet werden, da er auch für andere in diesem Vorhaben betrachtete Wärmeübergangsmechanismen charakteristisch ist. Für den Wärmeübergang im Prallstrahl existieren in der Literatur verschiedene empirische Relationen, im Rahmen dieses Vorhabens wird die Korrelation aus dem VDI Wärmeatlas genutzt [VDI06].

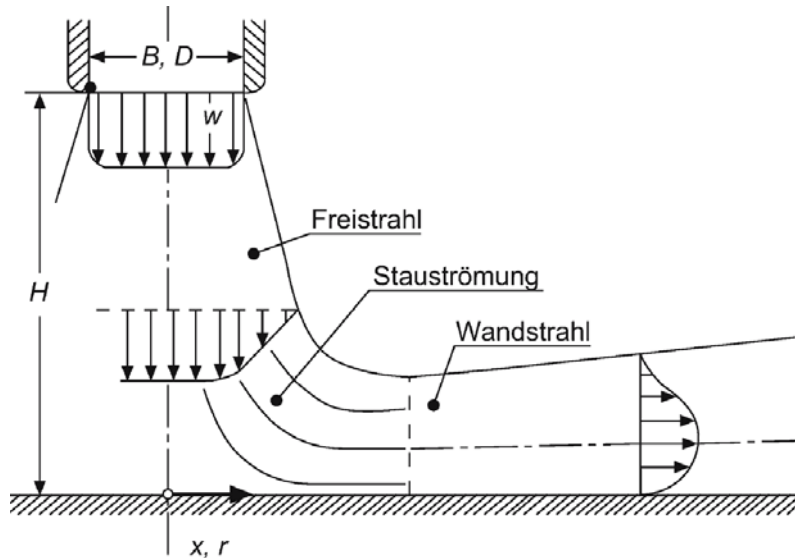


Abbildung 2-4 Der einphasige Prallstrahl aus [VDI06]

Die charakteristische strömungsmechanische Kennzahl für die Prallstrahlströmung ist die Reynoldszahl, sie wird hier gebildet mit dem Düsendurchmesser $D_{Düse}$ in m, der Austrittsgeschwindigkeit des Gases v in m/s und der kinematischen Viskosität ν in m^2/s :

$$Re_D = \frac{v \cdot D_{Düse}}{\nu} \quad (3)$$

Für den integralen Wärmeübergang an der Stirnfläche der Probe mit dem Radius r lässt sich folgender empirischer Zusammenhang angeben [VDI06]:

$$Nu_{av} = \frac{1 - 1,1}{r^* + 0,1 \cdot (h^* - 6)} \cdot F(Re_D) \cdot Pr^{0,4} \quad (4)$$

mit

$$F(Re_D) = 2 \left[Re_D \left(1 + 0,005 Re_D^{0,55} \right) \right]^{0,5} \quad (5)$$

mit

$$r^* = \frac{r}{D_{Düse}} \quad \text{und} \quad h^* = \frac{H_{Düse}}{D_{Düse}} \quad (6) \text{ und } (7)$$

sowie

$$Nu_{av} = \frac{\alpha_{av} \cdot D_{Düse}}{\lambda} \quad \text{und} \quad Pr = \frac{v}{a} \quad (8) \text{ und } (9)$$

Hierbei ist λ die Wärmeleitfähigkeit des Gases in W/m K, a ist die Temperaturleitfähigkeit des Gases in m^2/s und $H_{Düse}$ der Abstand von der Düse zur Stirnfläche der Probe in m. Die Gleichung (4) ist gültig für:

$$2.5 \leq r^* \leq 7.5$$

$$2.0 \leq h^* \leq 12.0$$

$$2 \cdot 10^3 \leq Re_D \leq 4 \cdot 10^5$$

Die Stoffwerte des Gases werden bei einer mittleren Gastemperatur $T_{g,av}$, bestimmt, hierbei ist $T_{g,av} = (T_{g,Nozzle} + T_{Sub})/2$. T_{Sub} ist die Temperatur der Stirnfläche in K.

2.2.2 Wärmeübergang im Düsenfeld

Abbildung 2-5 zeigt die unterschiedlichen Zonen des Düsenfeldes nach [HUE66]. In der Primärzone verhalten sich die einzelnen Strahlen nahezu ungestört wie Freistrahlen, in der Mischzone kommt es zum Ausgleich der Geschwindigkeitsunterschiede bis sich in der Sekundärzone die Strahlen zu einem neuen Einzelstrahl vereinigt haben.

Da die Prallströmung auf dem Substrat nicht frei abströmen kann, bildet sich zwischen den Strahlen eine starke Rückströmung aus.

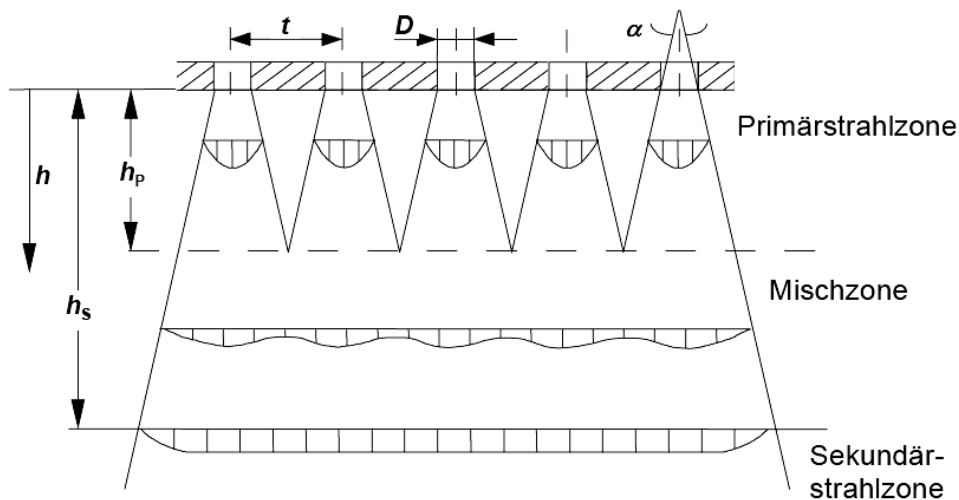


Abbildung 2-5: Geometrie des Düsenfeldes und resultierende Strömung nach [HUE66]

Für den Wärmeübergang im Düsenfeld werden in der Literatur u.a. zwei Korrelationen genannt:

Korrelation von Irle und Gromoll

Irle [IRL86] und Gromoll [GRO78] entwickelten aus umfangreichen Messungen im Düsenfeld eine Korrelation für den mittleren Wärmeübergang:

$$Nu_d = \frac{\bar{\alpha} \cdot d}{\lambda_{Gas}} = 0,108 \left(\frac{t}{h} \right)^m \left(\frac{t}{d} \right)^{-0,65} Re_d^{0,76} Pr^{0,33} \quad (10)$$

Hierbei ist α der mittlere Wärmeübergangskoeffizient, λ_{Gas} die Wärmeleitfähigkeit des Gases, d , t und h der Durchmesser, die Teilung und der Abstand zur Oberfläche der Düsen nach *Abbildung 2-5* und Pr die Prandtlzahl des Gases. Der Wert für den Exponenten m ist 9 für $t/h > 1$ und 0,4 für $t/h < 1$. Die Reynoldszahl der Düsenströmung Re_d ist hier definiert als:

$$Re_d = \frac{v d}{\nu} \quad (11)$$

hierbei ist v die Austrittsgeschwindigkeit des Gases aus den Düsenöffnungen und ν die kinematische Viskosität des Gases.

In [GRO78] und [IRL86] werden folgende Richtlinien zur Optimierung des Wärmeübergangs gegeben:

- Der Abstand h zur Oberfläche ist möglichst klein zu halten.
- Ein Optimum bezüglich Intensität und Gleichmäßigkeit des Wärmeübergang erreicht man, wenn man die Teilung t gleich dem Abstand h wählt.
- Der Durchmesser d ist möglichst klein zu wählen, wobei $h/d < 7$ eingehalten werden sollte.

Korrelation aus dem VDI Wärmeatlas

Als zweite Korrelation für den mittleren Wärmeübergang in einem Runddüsenfeld wird im VDI Wärmeatlas folgende Gleichung angegeben [VDI06]:

$$Nu = G Re_d^{2/3} Pr^{0,42} \quad (12)$$

mit

$$G = \frac{d^* (1 - 2,2d^*)}{1 + 0,2(h^* - 6)d^*} \left[1 + (10h^* d^* / 6)^6 \right]^{0,05} \quad (13)$$

hierbei ist $d^* = f^{1/2}$ mit f der relativen Düsenfläche, d.h. das Verhältnis der Düsenbaustritts-Querschnittsfläche zur Substratfläche. Bei einer quadratischen Aufteilung der Düsenöffnungen ergibt sich für f folgende Beziehung:

$$f = \frac{\pi D^2}{4 t^2} \quad (14)$$

hierbei ist t die Teilung zwischen den Mittelpunkten der Düsenöffnungen entsprechend *Abbildung 2-5*. Die Gleichung (12) ist gültig im Bereich

$$0,004 \leq (d^{*2} = f) \leq 0,04$$

$$2 \leq (h^* = h/D) \leq 12$$

$$2.000 \leq Re \leq 100.000$$

Hier lässt sich entsprechend *Abbildung 2-6* bei maximalem d^* und minimalem h^* ein maximaler Wärmeübergang einstellen.

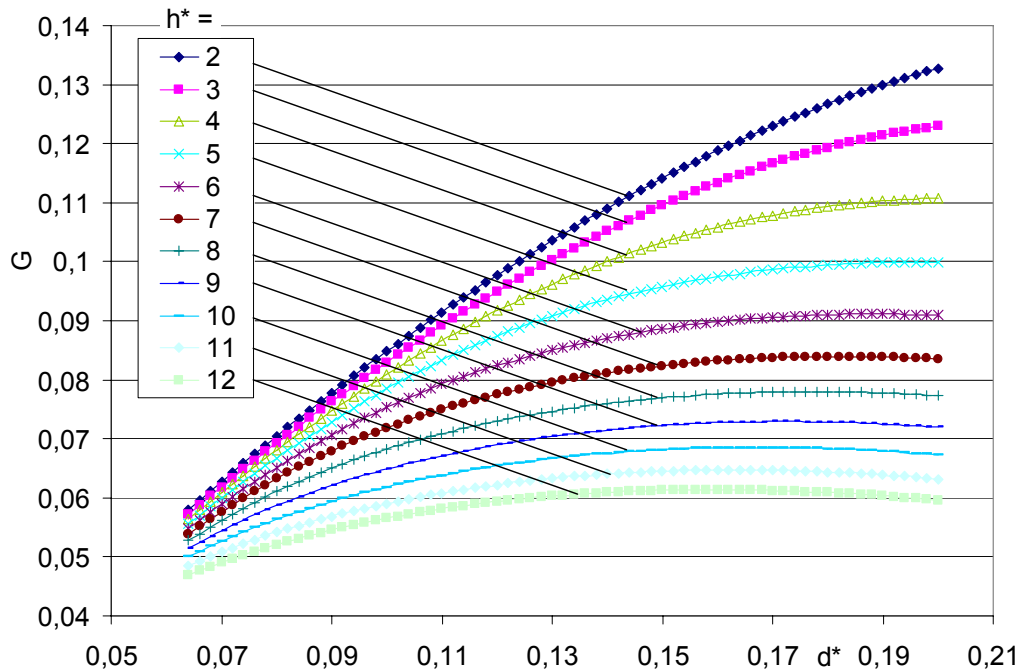


Abbildung 2-6: Parametervariation d^* und h^* in Gleichung (13) innerhalb deren Gültigkeitsbereichen

Abschrecken im Düsenfeld

Der Einsatz eines Düsenfeldes beim Gasabschrecken ist schon in verschiedenen Veröffentlichungen untersucht worden [WÜN93], [EDE98], [SCHÜ05], [BER99], [BRZ05]. In den FOIGI Forschungsvorhaben 655 „Flexible Gasabschreckung als Ersatz für die Ölabschreckung“ (AiF 10087), [GON96], [GON98] wurden Düsensysteme zur Abschreckung von Ringen optimiert. Es zeigte sich, dass in den untersuchten Konfigurationen die Gasabschreckung mit Düsendurchmessern kleiner 4 mm keine wirtschaftlichen Vorteile erbringt und dass der Abstand zwischen zwei Düsenachsen bis auf den 9fachen Düsendurchmesser ($9 \cdot d$) erhöht werden kann, ohne dass die Gleichmäßigkeit der Abschreckung beeinträchtigt wird. Diese Teilung sollte selbst für verzugempfindliche Teile jedoch nicht unter $4 \cdot d$ reduziert werden, da sonst die erwärmte Luft nicht ausreichend abgeführt werden kann.

In dem FOIGI Forschungsvorhaben 662 „Härten von Werkstücken mit komplexer Geometrie und Minimierung des Verzuges durch flexible Gasabschreckung“ (AiF 12012), [OHL02] wurde die Abschreckung einer zylindrischen Proben mit Querschnitten unterschiedlicher Durchmesser und einer Flachprobe mit einem angepasstem Düsenfeld im Experiment und in der Simulation untersucht. Es konnte ein lokal angepasster Wärmeübergangskoeffizient entlang der Probengeometrien eingestellt werden. Durch die Verwendung der Strömungssimulation konnten Parameterstudien der Düsenfeldeinstellungen im großen Umfang durchgeführt werden. Es konnte so eine Vergleichmäßigung des Härteprofils erreicht werden.

2.3 Härbarkeit eines Stahles

Unter der Härbarkeit von Stählen versteht man die Härte eines Werkstoffes, die aufgrund von Gefügeumwandlungen während der Wärmebehandlung erreicht werden kann. Hierbei wird in Aufhärbarkeit und Einhärbarkeit unterschieden. Die Aufhärbarkeit beschreibt den maximal erreichbaren Härtewert des Werkstoffes, wohingegen die Einhärbarkeit den Härteverlauf beschreibt, d.h. welche Härte in welchem Abstand von der Bauteiloberfläche erzielt werden kann.

Bei den meisten Stählen wird die Härbarkeit von unterschiedlichen Faktoren beeinflusst. Wesentliche sind hier der Temperatur-Zeit Verlauf über den gesamten Wärmebehandlungszyklus sowie die Legierungszusammensetzung und die (Ausgangs-) Gefügestruktur des Materials.

2.3.1 Jominy Versuch

Der Standard-Test zur Bestimmung der Härbarkeit in der Industrie und Forschung ist der Jominy Versuch. Bei dem nach DIN 50191 genormten Versuch wird eine zylindrische Probe des zu untersuchenden Materials mit genormten Abmessungen (25 mm Durchmesser und 100 mm Länge) auf Härtetemperatur erwärmt und bis zur Austenitisierung gehalten. Daraufhin wurde sie senkrecht in eine Halterung eingehängt und über die untere Stirnseite mittels eines definierten Wasserstrahls mindestens 10 min. lang abgeschreckt (siehe *Abbildung 2-7*). Der Wasserstrahl hat hierbei konstante Austrittsbedingungen: im ungestörten Zustand ohne eingehängte Probe stellt sich eine Steighöhe von 65 ± 10 mm ein. Die nahezu einseitige Abschreckung verursacht entlang der Längsrichtung der Probe unterschiedliche Abkühlgeschwindigkeiten. Im erkalteten Zustand werden an der Probe in Längsrichtung zwei gegenüberliegende Flächen nass angeschliffen. Auf diesen Flächen wird in definierten Abständen die Härte nach HRC bestimmt. Mit zunehmendem Abstand von der Stirnfläche der Probe x_{Jominy} ergeben sich entsprechend der fallenden Abkühlgeschwindigkeiten niedrigere Härtewerte. Wird nun die gemessene Härte gegen den Stirnabstand x_{Jominy} aufgetragen, ergibt sich eine für die Schmelze charakteristische Kurve [ROS58].

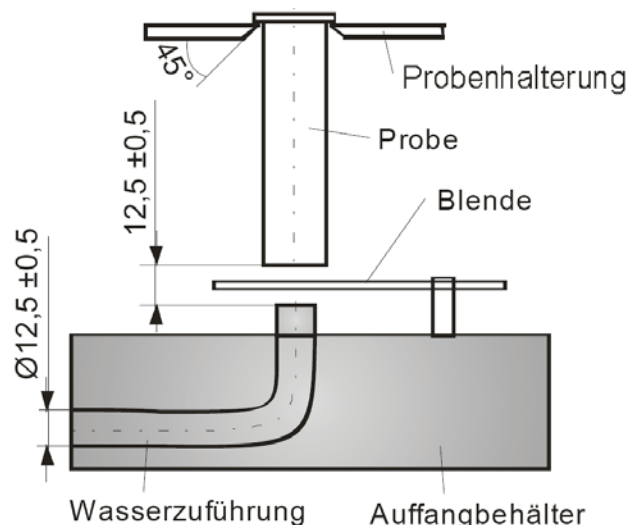


Abbildung 2-7 Prinzipskizze der Jominy-Abschreckvorrichtung (nach DIN 50191)

Darüber hinaus existieren unterschiedliche empirische bzw. statistische Methoden, auf Grundlage der chemischen Zusammensetzung der Schmelze den Härteverlauf als Ergebnis des Jominy Versuches zu bestimmen. In den Stahl-Eisen-Prüfblättern (SEP) wurde der Jominy Test für eine Vielzahl unterschiedlicher Stähle und Schmelzen durchgeführt und durch multiple lineare Regression die entsprechenden Werte in Abhängigkeit der chemischen Zusammensetzung korreliert [SEP91].

2.3.2 Gasstirnabschreckversuch

Der Gasstirnabschreckversuch (GSA) wurde 1996 am IWT Bremen von Lohrmann [LOH96] zur Bestimmung der Härte bei der Gasabschreckung entwickelt. Entsprechend dem Jominy Versuch kann hier die Reaktion des Werkstoffes auf unterschiedliche Abkühlverläufe unter den spezifischen Abkühlbedingungen der Gasabschreckung bestimmt werden. Während beim Jominy Versuch der Wärmeübergang an der Stirnfläche der Probe aufgrund von Verdampfungsvorgängen stark temperaturabhängig ist (siehe auch Abschnitt 10.1.1), bleibt der Wärmeübergangskoeffizient beim Abschrecken mit Gasen nahezu konstant.

Um dieses Abkühlverhalten beim Gasabschrecken zu berücksichtigen, wird vergleichbar mit dem Jominy Versuch eine definierte zylindrische Probe der zu untersuchenden Schmelze (Durchmesser 28 mm, Länge 100 mm, mit einem stirnseitigen Absatz, siehe *Abbildung 2-8*, links) austenitisiert und von der Stirnseite mit einem definiertem Gasstrahl abgekühlt, wofür unterschiedliche Gase, Drücke, Düsendurchmesser, Abstände Düse-Probe und Volumenströme zur Verfügung stehen. Zur Vermeidung eines übermäßigen Wärmeübergangs über die Mantelflächen der Probe an das Gas, wird die Probe durch eine Keramikhülse geschützt, siehe *Abbildung 2-8*, rechts. Es stellt sich ein über den Stirnabstand der Probe x_{GSA} variierender Temperatur-Zeit-Verlauf ein. Entsprechend dem Jominy Versuch werden bei der erkalteten Probe auf der Mantelfläche axiale Phasen abgeschliffen und auf der entstehenden Fläche die Härte in Abhängigkeit des Stirnabstandes x_{GSA} an diskreten Punkten gemessen.

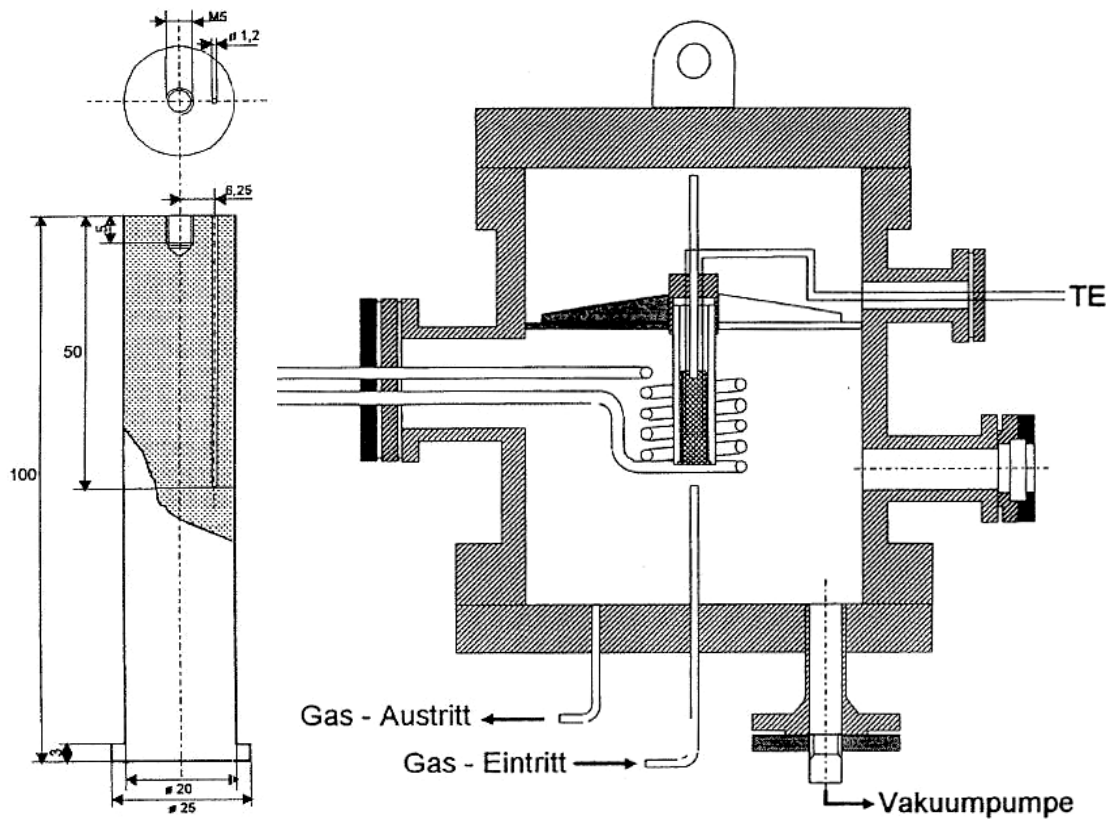


Abbildung 2-8 links: Geometrie der Gasstirnabschreck- Probe, rechts: Versuchsaufbau der Gasstirnabschreckung (schematisch), [LOH96]

Zur Beurteilung der Werkstoffreaktion bei der Abkühlung im Gasstirnabschreckversuch ist die Kenntnis des genauen Temperatur-Zeit-Verhaltens wesentlich. Die Bestimmung der ortsabhängigen Abkühlgeschwindigkeiten in der Gasstirnabschreckprobe erfolgt mittels Thermoelementen, die in einer austenitischen Thermoelement-Probe auf unterschiedlichen Stirnabständen in Bohrungen mit einem Durchmesser von 1,2 mm bei einem Abstand zur Mantelfläche der Probe von 2 mm eingebracht wurden.

Zur Bestimmung der Abkühlkurven in der Gasstirnabschreckprobe wurden von Lohrmann zwei definierte Standardversuche mit unterschiedlichen Abschreckbedingungen durchgeführt [LOH96]. Es wurden jeweils ein Standardversuch für niedrig legierte Stähle mit schlechter Härbarkeit und für hoch legierte Stähle mit guter Härbarkeit definiert, siehe Tabelle 2-1. Die Standardversuche unterscheiden sich im Wesentlichen von der Intensität des Wärmeübergangs an der Stirnfläche der Proben und somit in den erreichbaren Abkühlgeschwindigkeiten.

Gasart: Stickstoff	$D_{Düse}$	v_{gas}	$H_{Düse}$	p_{gas}
niedrig legierte Stähle (NLS)	6 mm	30 m/s	12 mm	18 bar
hoch legierte Stähle (HLS)	10 mm	15 m/s	20 mm	1 bar

Tabelle 2-1 Parameter für die Standardversuche bei der Gasstirnabschreckung nach Lohrmann [LOH96]

Die Thermoelement-Probe wurde induktiv auf 850°C erwärmt und zur Vergleichmäßigung der Temperatur innerhalb der Probe 20 Minuten gehalten. Die induktive Heizung wurde daraufhin abgeschaltet und der Abschreckvorgang gestartet. Als Ergebnis der Temperaturmessungen auf den unterschiedlichen Stirnabständen x_{GSA} der Probe wird von Lohrmann folgende Relation für die mittlere Abkühlgeschwindigkeit $v_{abk,800-500}$ zwischen 800°C und 500°C angegeben:

$$v_{abk,800-500} = \frac{\Delta T_{800-500}}{\Delta t_{800-500}} = C_1 x_{GSA}^{C_2} \quad (15)$$

hierbei ist x_{GSA} der Abstand von der Stirnfläche der Gasstirnabschreckprobe, für C_1 und C_2 werden folgende Werte angegeben:

	C_1	C_2
niedrig legierte Stähle (NLS)	46,13	- 0,57
hoch legierte Stähle (HLS)	1,86	- 0,19

Tabelle 2 Regressionsergebnisse zur Beschreibung des funktionalen Zusammenhangs zwischen Abkühlgeschwindigkeit und Stirnabstand x_{GSA} [LOH96]

Aus Gleichung (15) lassen sich die $t_{800-500}$ Zeiten wie folgt bestimmen:

$$t_{800-500} = \frac{\Delta T_{800-500}}{v_{abk,800-500}} = \frac{800^\circ\text{C} - 500^\circ\text{C}}{v_{abk,800-500}} = \frac{300^\circ\text{C}}{C_1} x_{GSA}^{-C_2} \quad (16)$$

Es soll hier ausdrücklich darauf hingewiesen werden, dass die Stirnabstände im Jominy Versuch (x_{Jominy}) und im Gasstirnabschreckversuch (x_{GSA}) aufgrund des unterschiedlichen Abkühlverhaltens sich nicht direkt miteinander vergleichen lassen, also $x_{GSA} \neq x_{Jominy}$. Die unterschiedlichen Abkühlcharakteristika der beiden Versuche werden in Abschnitt 10 gegenübergestellt.

2.3.3 Einfluss der Stahlschmelze auf das Wärmebehandlungsergebnis

Der Einfluss der chemischen Zusammensetzung des Stahls auf das Härteergebnis ist gemeinhin bekannt. In Untersuchungen von verschiedenen Stahlschmelzen der gleichen Stahlsorte im Jominy-Versuch hat sich gezeigt, dass deutlich unterschiedliche Stirnabschreckkurven gemessen werden, wenn die untersuchten Proben aus verschiedenen Schmelzen stammen [WEV54]. Für die Gasabschreckung wurden vergleichbare Untersuchungen in einer Modell-Gasstirnabschreckanlage [LOH94] für den Stahl 42CrMo4 durchgeführt. In *Abbildung 2-9* wird der Einfluss der Stahlschmelze auf die Stirnabschreckkurve verdeutlicht. Wie beim klassischen Jominy-Versuch ist auch hier eine eindeutige Abhängigkeit der Härte von der Stahlschmelze erkennbar. Das bedeutet, dass bei günstiger Wahl der Stahlschmelze aus dem oberen Bereich des Härtestreubandes

die gleiche Härte mit niedrigeren Abschreckintensitäten erzielt werden kann, als bei Schmelzen, die aus dem unteren Bereich des Härtestreubandes stammen.

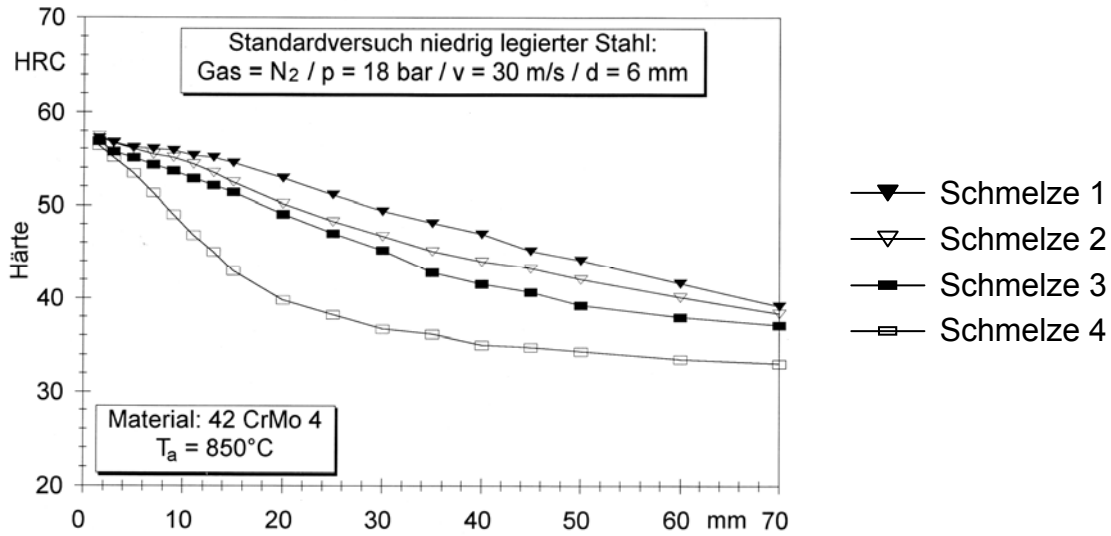


Abbildung 2-9: Schmelzeneinfluss beim Stahl 42CrMo4 auf die Härbarkeit im standardisierten Gasstirnabschreckversuch (4 verschiedene Schmelzen aus 4 unterschiedlichen Rundstabdurchmessern) [LOH94].

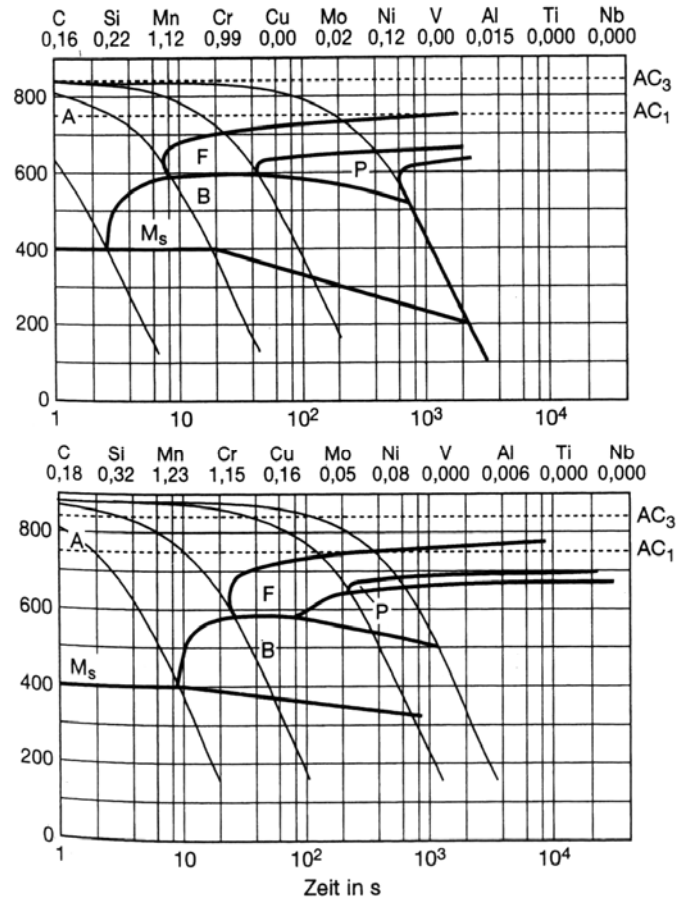


Abbildung 2-10 Kontinuierliche ZTU-Schaubilder des Stahls 16MnCr5 mit unterschiedlicher chemischer Zusammensetzung [PEI96]

3 Forschungsziele

Das Härten von Werkstücken durch Gasabschrecken stellt in vielen Bereichen eine ökologisch und ökonomische Alternative zu herkömmlichen Abschreckprozessen in Öl- oder Salzbadern dar [BAU82] [BAU85] [PRE99] [ALT91] [LOE95] [EDE98]. Durch die bisher vorgestellten theoretischen und experimentellen Ergebnisse (Abschnitt 2) wurde gezeigt, dass die für das Gasabschrecken relevanten Wärmeübergänge und Abkühlkurven sowie die Strömungsbedingungen mittels CFD-Rechnungen, gestützt durch einige wenige Validierungsmessungen, erfasst und vorhergesagt werden können.

Die Vorteile der Verfahren des Hochdruck-Gasabschreckens und des flexiblen Abschreckens im Düsenfeld sowie deren Einschränkungen werden wie folgt zusammengefasst:

	Vorteil	Nachteil
Hochdruck-Gasabschrecken	<ul style="list-style-type: none"> • Chargenweises Abschrecken mehrerer Werkstücke • Hohe Abschreckraten und Abkühlgeschwindigkeiten 	<ul style="list-style-type: none"> • Verzug bzw. ungleichmäßige Härte durch ungleichmäßige Anströmungsbedingungen • Ungleichmäßige Temperaturverteilung bei asymmetrischen Werkstückgeometrien
Flexibles Abschrecken im Düsenfeld	<ul style="list-style-type: none"> • Sehr homogene Härteverteilung selbst bei asymmetrischen Werkstücken durch Anpassen des Düsenfelds • Verringerung bzw. Kompensation von Verzug 	<ul style="list-style-type: none"> • Sequentielles Abschrecken einzelner Werkstücke • Höhere Wärmebehandlungsstückkosten

Im Rahmen des hier beantragten Vorhabens sollen durch eine Kombination der Verfahren des Hochdruck-Gasabschreckens und des flexiblen Gasabschreckens nicht nur die Nachteile der Verfahren vermieden werden sondern insbesondere auch die Vorteile beider Verfahren (homogenes Abschreckergebnis trotz asymmetrischer Werkstückgeometrie, hohe Abschreckraten, chargenweise Abschreckung...) kombiniert werden.

Auch soll in diesem Vorhaben eine Methode zur Abschätzung von an die Werkstoffcharge angepassten Abschreckparametern untersucht werden, die problemlos mit der Zusammenführung von Hochdruckgasabschreckung und flexibler Gasabschreckung kombiniert werden kann. Bisherige Vorhersagemethoden des Abschreckergebnisses setzen wiederholte Abkühlmessungen in den Anlagen voraus und es wird eine chemische Analyse des verwendeten Stahls benötigt. Dieser Weg wird durch die Verwendung der zu erstellenden Korrelationsdiagramme deutlich vereinfacht. Wenn die Vorarbeit für eine Abschreckeinrichtung durchgeführt wurde, ist zur Anpassung der Abschreckparameter an neue Stahlschmelzen nur die Erstellung einer gesicherten Gasstirnabschreckkurve notwendig. Die resultierenden Abschreckparameter der Anlage lassen sich dann anhand

dieser Kurve durch einfaches Ablesen bestimmen. Damit ergibt sich ein Vorteil für den Einsatz der Gasabschreckung in der Serienbehandlung von Bauteilen, da eine Kostenreduzierung durch Minimierung der Verbrauchsmengen an Energie und Gas durch die Anpassung an die verwendete Stahlcharge ermöglicht wird.

Durch die Ergebnisse des Vorhabens wird ein weiteres Vordringen der umweltfreundlichen Gasabschreckung insbesondere in den Bereich kleiner und mittelständischer Unternehmen gefördert. Das Anwendungsgebiet der Gasabschreckung lässt sich auf größere und komplizierter geformte Bauteile erweitern, wodurch der Marktanteil der Gasabschreckung weiter vergrößert wird. Strategien zur Prozessgestaltung für die Anlagen- und Ofenbauer und -betreiber lassen sich hieraus ableiten, woraus Wettbewerbsvorteile resultieren.

3.1 Kombinationsverfahren

Ziel des hier beantragten Projekts ist die Erweiterung des Verfahrenspotentials, das sich aus der Kombination von Hochdruckgasabschreckung und einer angepassten, flexiblen Gasabschreckung im Düsenfeld ergibt. Diese Potentialerweiterung wird mittels numerischer Simulationsrechnungen zum Strömungsverhalten und Wärmetransport zunächst abgeleitet und gestützt von einigen Validierungsmessungen in ihrem Umfang abgesichert. Durch ein derart kombiniertes Verfahren sollen die Vorteile des Hochdruck-Gasabschreckens (hohe Abschreckwirkung, chargenweise Abschreckung) mit den Vorteilen der flexiblen Gasabschreckung im Düsenfeld (gleichmäßiges Abschrecken, gezieltes Abschrecken lokaler Werkstückbereiche) vereinigt werden. Kern der Ausführung ist die Einleitung des Abschreckgases nicht über eine zentrale Zuführung in die Abschreckkammer sondern über ein geeignet zu dimensionierendes Düsensystem direkt an die Bauteile. Als Ergebnis der Untersuchungen sollen auf Basis der Abschätzungen verallgemeinerungsfähige Konzepte für Anlagenbauer und -anwender für eine praktische Verbesserung des Abschreckprozesses mittels Gasen abgeleitet werden. Dies betrifft

- die praktische Bestückung des Kammerraums mit Düsenfeldern,
- die Chargenzahl und der Aufbau der Charge,
- das Aufzeigen von Möglichkeiten zum gezielten lokalen Abschrecken für das besondere Härten von Teilbereichen von (asymmetrischen) Werkstücken

für verschiedene Abschreckgase bzw. Gasgemische. Die theoretischen und experimentellen Untersuchungen werden exemplarisch an **zylindrischen Wellen** durchgeführt.

3.2 Korrelationsdiagramme

Zusätzlich werden die Erkenntnisse der Simulation für die Erprobung des Vorhersageverfahrens zur Vorabbestimmung von an die Schmelze angepassten Abschreckparametern verwendet.

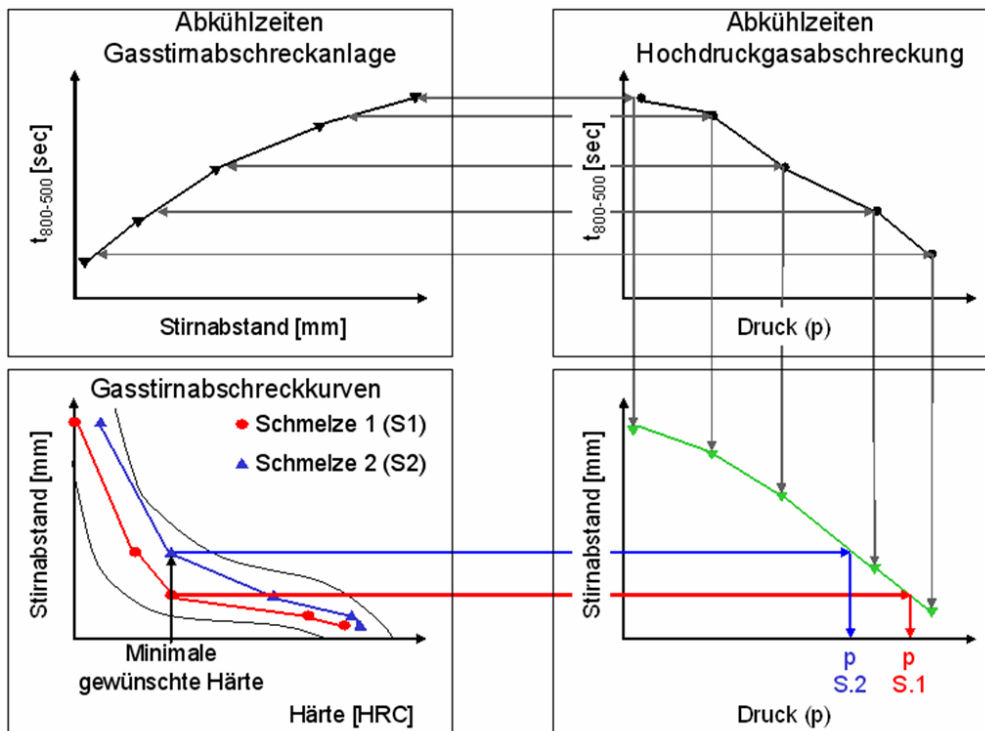


Abbildung 3-1 Schematischer Aufbau für die Entwicklung einer Korrelation zwischen dem standardisierten Gasstirnabschreckversuch und Abschreckparametern in der Hochdruckgasabschreckanlage

Das Prinzip dieser Vorhersagemethode wird anhand von *Abbildung 3-1* veranschaulicht. Für die Gasstirnabschreckeinrichtung werden verschiedenen Abkühlbedingungen mit der Strömungssimulation simuliert und Abkühlverläufe in Abhängigkeit vom Stirnabstand ermittelt und die $t_{800-500}$ Zeiten bestimmt (s. *Abbildung 3-1* links oben). Anschließend werden in Stichversuchen diese Abkühlverläufe überprüft. Außerdem werden verschiedene Abschreckenszenarien für die in diesem Vorhaben untersuchte Hochdruckgasabschreckung simuliert und ebenfalls Abkühlverläufe an den verwendeten Bauteilen ermittelt und die $t_{800-500}$ Zeiten bestimmt (s. *Abbildung 3-1* rechts oben). Dabei soll eine einfache Mustercharge, welche wiederum aus Zylindern aufgebaut ist, angenommen werden. Zu variieren sind dabei die Parameter Abschreckdruck, Abschreckgas und Anströmgeschwindigkeit. Auch hier werden Stichversuche durchgeführt und dabei Abkühlverläufe gemessen, die dann zur Überprüfung der Simulation herangezogen werden.

Aus den aus der Simulation ermittelten und überprüften Abkühlverläufen wird eine Zuordnung zwischen dem Stirnabstand an der Gasstirnabschreckprobe und den Einstellparametern der Hochdruckgasabschreckeinrichtung auf Basis gleicher $t_{800-500}$ Zeiten erstellt (s. *Abbildung 3-1* rechts unten).

Diese Korrelation wird abschließend mit zwei verschiedenen Schmelzen eines Stahls überprüft. Dazu werden die Härteverläufe entlang der Gasstirnabschreckprobe für beide Schmelzen ermittelt. Aus diesen Verläufen können dann die Abschreckparameter der Hochdruckgasabschreckung über das Korrelationsdiagramm bestimmt werden, bei denen sich ein gewünschter Mindesthärtewert an den Härteproben in der Mustercharge einstellt.

4 Randbedingungen und Zielgrößen

In Zusammenarbeit mit dem projektbegleitenden Arbeitskreis wurden relevante Randbedingungen für die Auslegung und den Betrieb der Einbauten festgelegt. Der theoretische Zusammenhang zwischen einer angestrebten effektiven Intensitätssteigerung und dem aufgrund von strömungsbeeinflussenden Einbauten entstehenden zusätzlichen Druckverlust wird in Abschnitt 4.1 beschrieben. Nach Erläuterung der relevanten numerischen Randbedingungen und Parametern (Abschnitt 4.2) wird die Abschreckung von Standardchargen (Abschnitt 4.3) und die Einbringung verschiedener Prinzipien von strömungsbeeinflussenden Einbauten (Abschnitt 5 und 5.2) numerisch untersucht und optimiert.

Folgende Ziele und Randbedingungen wurden in Zusammenarbeit mit dem projektbegleitenden Arbeitskreis für die Entwicklung von Düsenfeldern festgelegt:

- Die lokale Strömungsführung soll normal zur Bauteiloberfläche gerichtet werden, da so ein möglichst hoher Wärmeübergang erzeugt werden kann.
- Eine möglichst homogene Verteilung des Wärmeübergangs an der Bauteiloberfläche ist erstrebenswert.
- Die durch das Düsensystem eingebrachte thermische Energie in den Prozess ist zu minimieren, um die Erwärmung des Abschreckgases beim Durchlaufen des Systems so gering wie möglich zu halten.
- Es ist eine einfache anlagentechnische Umsetzung des entwickelten Düsensystems vorzusehen bzw. sind realisierbare Randbedingungen zu beachten.
- Der Strömungswiderstand der Düsensystem-Einbauten soll möglichst gering sein, um den sich einstellenden Gesamtvolumenstrom nicht wesentlich zu verringern.

Der letzte Punkt ist Voraussetzung für eine wesentliche Bedingung für eine positive Bewertung von strömungsbeeinflussenden Einbauten innerhalb von Abschreckanlagen: eine effektive Steigerung der Abschreckintensität (und -homogenität) des Prozesses. Aufgrund des gesteigerten Strömungswiderstandes durch Einbringung der Einbauten verringert sich der Gesamtvolumenstrom im System, dieses muss durch die Einbauten soweit kompensiert werden, dass der resultierende Wärmestrom gegenüber der Standardcharge gesteigert werden kann. Dazu ist der genaue Zusammenhang Volumenstrom – Druckverlust in realen Anlagen zu berücksichtigen, da die vorhandenen Ventilatoren meist für einen optimalen Betriebspunkt ausgelegt sind und dieser durch die Einbringung z.B. eines Düsenfeldes und der damit verbundenen Widerstände beeinflusst wird. Diese Zusammenhänge werden in Abschnitt 4.1 behandelt.

Anzumerken ist hier, dass die Untersuchungen auch als Leitfaden für zukünftige Entwicklungen zu sehen sind, wo die Ventilatoren entsprechend im Voraus dimensioniert werden können. Eine mögliche Anwendung der strömungsbeeinflussenden Einbauten sind komplexe Bauteile, die für Verzug anfällig sind bzw. bei deren Abschreckung in einer

inhomogenen Verteilung des Abschreckergebnisses resultiert. Diese Bauteile werden oft einlagig und relativ locker chargiert, was eine Einbringung der Einbauten erleichtert.

Darüber hinaus besteht die Möglichkeit, die Einbauten als zusätzlichen Wärmetauscher zu nutzen. Im Inneren der Komponenten können Kühlleitungen eingebracht werden, in denen ein Kühlmedium (z.B. Wasser) vom Kreislauf des Systems geführt wird. Somit würde das Potential bestehen, die Temperatur des Abschreckmediums zu verringern und den konvektiven Wärmestrom weiter zu steigern. Die geringeren Wandtemperaturen der Einbauten in der unmittelbaren Nähe der Bauteile resultieren auch in einer Steigerung des Anteils des Wärmestroms durch von Strahlung.

Aufgrund folgender wesentlicher Nachteile wird diese Option im Weiteren allerdings nicht näher betrachtet: 1.: Der Transport des Kühlmediums zu den Einbauten ist aufgrund der massiven Bauweise der Systeme und der u.U. beweglich gestalteten Einbauten problematisch. 2.: Die Einbauten sollten zur Reduzierung der Strömungswiderstände und zur Maximierung des Wärmestroms in das Kühlmedium dünnwandig ausgeführt werden. Eine Beschädigung dieser fragilen Strukturen im Industriebetrieb kann zu einem Austritt des Kühlmediums führen, was bei einem unausweichlichen Kontakt mit den heißen Bauteilen oder Anlagenkomponenten in einer schlagartigen Expansion resultiert. Dieses kann mitunter erhebliche Schäden an der Anlage, den Bauteilen und u.U. am Betriebspersonal verursachen.

4.1 Effektive Intensitätssteigerung

4.1.1 Kriterium zur effektiven Intensitätssteigerung

Die Einbringung strömungsbeeinflussender Einbauten hat neben dem Potential der gezielten Abschreckung von Teilbereichen einen wesentlichen weiteren Vorteil: die Steigerung der Abschreckintensität aufgrund einer günstigeren Strömungsführung sowie einer Erhöhung der lokalen Strömungsgeschwindigkeiten und Turbulenzintensitäten.

Die Intensität der Abschreckung wird durch den integralen Wärmestrom, bzw. der mittleren Wärmestromdichte von den Bauteilen in das Abschreckgas beschrieben (siehe auch Gleichung (1)). Unter der Annahme, dass sich die Temperaturdifferenz zwischen den Bauteilen und dem Abschreckgas durch Einbringung von strömungsbeeinflussenden Einbauten nicht wesentlich ändert, ist der Wärmestrom proportional zum Wärmeübergangskoeffizienten α . Dieser lässt sich mittels der dimensionslosen Nusselt-Zahl Nu darstellen, die bei reiner erzwungener Konvektion wie folgt gebildet wird:

$$Nu = \frac{\alpha L}{\lambda_{\text{gas}}} = C Re^n Pr^j \quad (17)$$

Hierbei ist L eine charakteristische Länge des Problems, λ_{gas} die Wärmeleitfähigkeit des Abschreckgases, C eine problemspezifische Konstante und Pr die Prandtlzahl des Abschreckgases, die für die üblichen bei der Abschreckung genutzten Gase bei $\approx 0,7$ liegt. Der Exponent n liegt je nach Strömungszustand zwischen 0,6 und 0,8, für j wird im Allgemeinen ein Wert von 0,33 angegeben. Die Reynoldszahl Re wird wie folgt gebildet:

$$\text{Re} = \frac{\rho_{\text{gas}} v_{\text{gas}} L}{\eta_{\text{gas}}} \quad (18)$$

hierbei sind ρ_{gas} und η_{gas} die Dichte und die dynamische Viskosität des Abschreckgases bei Betriebsdruck und Temperatur und v_{gas} ist eine charakteristische Strömungsgeschwindigkeit während des Abschreckprozesses.

Als Kriterium für die Intensitätssteigerung durch Einbringung strömungsbeeinflussender Einbauten in eine Zylindercharge wird das Verhältnis der auf den Bauteildurchmesser D_{BT} bezogenen Nusselt-Zahl mit strömungsbeeinflussenden Einbauten (Zustand 2) und ohne Einbauten (Zustand 1) entsprechend Gleichung (19) genutzt. Durch die Einbringung von Einbauten wie Düsenfeldern oder lokalen Querschnittsverblockungen kann die Konstante C aus Gleichung (17) erhöht werden, so dass bei gleicher Strömungsgeschwindigkeit ein höherer Wärmestrom erzeugt wird. Ebenso kann die lokale Re-Zahl durch Düsen gesteigert werden. Ist dieses Verhältnis demzufolge größer als eins, kann von einer Steigerung der Abschreckintensität durch die Einbringung von strömungsbeeinflussenden Einbauten ausgegangen werden – siehe Gleichung (19).

$$\frac{\text{Nu}_{\text{DBT}}^{\text{Zustand 2}}}{\text{Nu}_{\text{DBT}}^{\text{Zustand 1}}} > 1 \quad (19)$$

Die Erhöhung des Strömungswiderstandes als Folge der Einbringung von strömungsbeeinflussenden Einbauten in der Kammer resultiert in einer entsprechenden Erhöhung des Druckverlustes. In strömungsmechanischen Anlagen ist der von dem Ventilator zu überwindende Druckverlust der durchströmten Rohrleitungen, Krümmer und sonstigen Widerständen näherungsweise proportional zu dem geförderten Volumenstrom zum Quadrat [WAG01]. Dieser Zusammenhang wird als Anlagenkennlinie bezeichnet. Durch eine Änderung des Strömungswiderstandes des Systems ändert sich der Proportionalitätsfaktor: Zusätzliche Einbauten erhöhen den Druckverlust bei gleichem Volumenstrom (*Abbildung 4-1 links*).

Ventilatoren können im Regelfall bei minimalen Druckverlusten des Systems einen maximalen Volumenstrom fördern (bei konstanter Leistung). Der Ventilator muss bei erhöhtem Druckverlust gegen einen erhöhten Widerstand arbeiten und der geförderte Volumenstrom verringert sich. Dieser Zusammenhang wird als Ventilator-kennlinie bezeichnet. Die Ventilator-kennlinie (VK) und die Anlagenkennlinie (AK) schneiden sich im Betriebspunkt (BP). Bei einer Erhöhung des Druckverlustes verschiebt sich der Betriebspunkt BP1 im Zustand 1 (ohne strömungsbeeinflussende Einbauten) zu höheren Drücken und geringeren Volumenströmen und bildet den Betriebspunkt BP2 im Zustand 2.

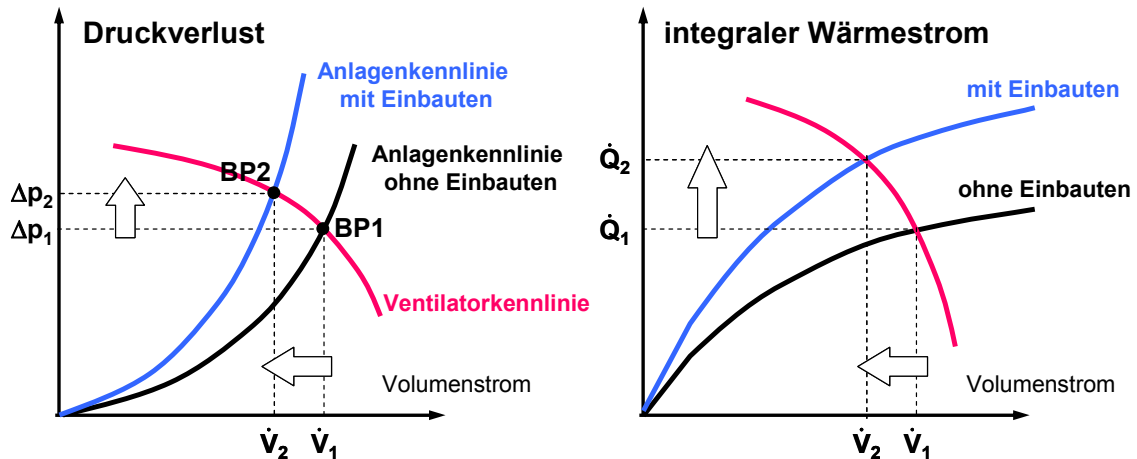


Abbildung 4-1: Darstellung einer effektiven Intensitätssteigerung beim Abschrecken durch Einbringung von strömungsbeeinflussenden Einbauten, links: Druckverlust in der Abschreckkammer, rechts: integraler Wärmestrom der Bauteile

Damit durch die Einbringung einer lokalen Strömungsbeeinflussung in die Charge eine Erhöhung der Abschreckintensität erzielt werden kann, muss der entstehende Druckverlust und der damit verbundene verminderte Gesamtvolumenstrom durch eine relative Erhöhung des integralen Wärmeübergangs kompensiert werden (Abbildung 4-1 rechts). Dieses gelingt nur, wenn das Parameterfeld Ventilator Kennlinie, Strömungswiderstand mit / ohne Düsenfeld und Intensitätssteigerung im Düsenfeld aufeinander abgestimmt wird.

4.1.2 Berechnung des Volumenstroms im Betriebspunkt

Prinzipiell beschreibt die Anlagenkennlinie den in der Anlage auftretende Druckverlust ΔP_A in Abhängigkeit des geförderten Gesamtvolumenstroms \dot{V} . Dieser Zusammenhang kann im Allgemeinen durch folgende Beziehung ausgedrückt werden [WAG01]:

$$\Delta P_A = a \dot{V}^2 + b \dot{V} \quad (20)$$

Im Zuge der hier durchgeführten Untersuchungen ist es zur Vereinfachung der Gleichungen zulässig, den linearen Anteil aus Gleichung (20) zu vernachlässigen:

$$\Delta P_A = a \dot{V}^2 \quad (21)$$

Die Ventilator Kennlinie lässt sich für viele Ventilatoren in Abhängigkeit des Volumenstroms über die Beziehung

$$\Delta P_{VK} = f \dot{V}^2 + g \dot{V} + h \quad (22)$$

annähern. Eine weitere Vereinfachung ist hier nicht ohne weiteres zulässig, eine Annäherung über ein Polynom 3. Grades bringt keine weitere Steigerung in der Genauigkeit. Der entstehende Fehler liegt für weite Bereiche unter 1% und ist in *Abbildung 4-2* beispielhaft dargestellt. Diese hier dargestellte Ventilator Kennlinie entstammt einer Modellströmungskammer, die in dem FOGI-Vorhaben „Strömungshomogenisieren“ (AiF-FV13840 (FOGI FV 682) [SCHM07]) aufgebaut wurde.

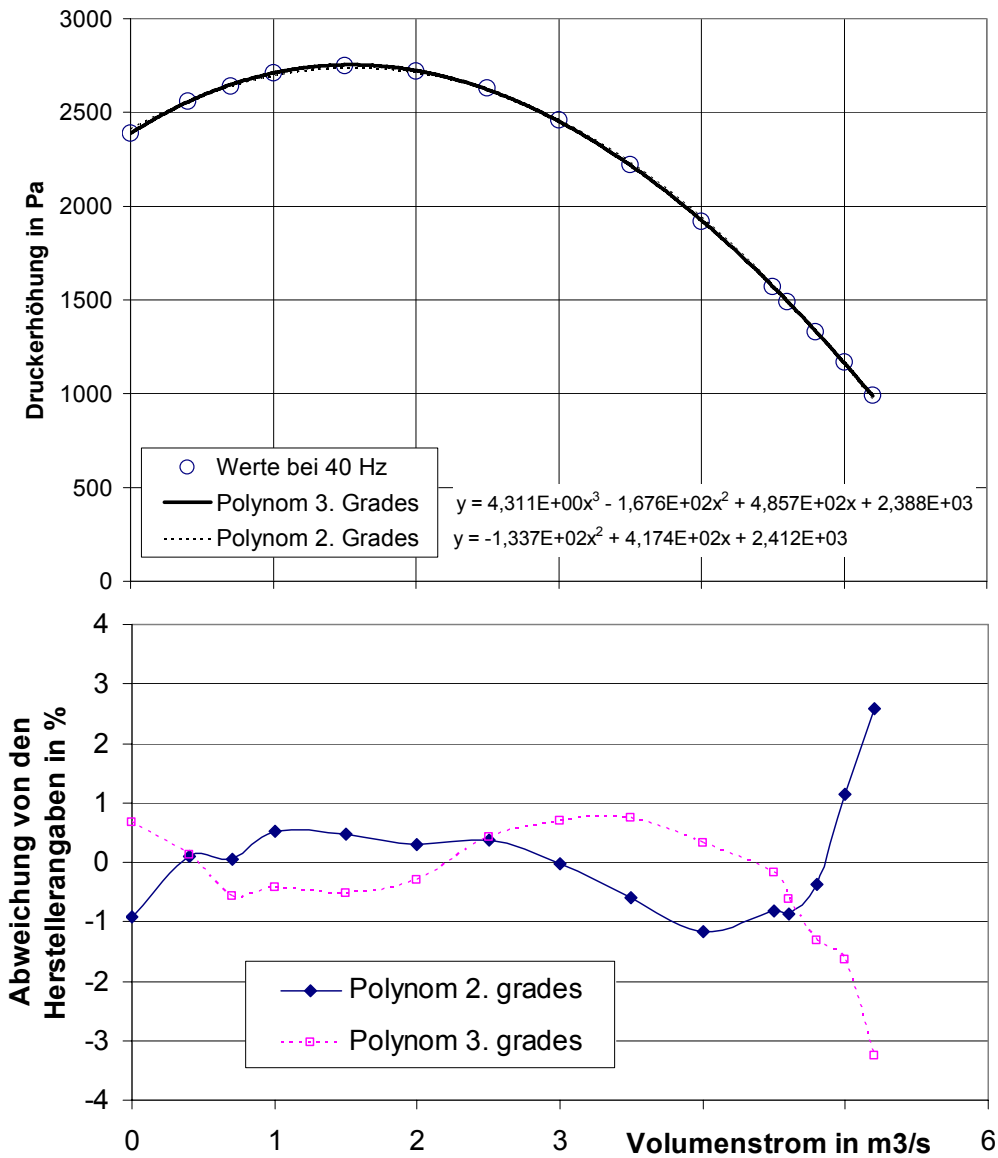


Abbildung 4-2: oben: Beispielhafte Annäherung der Ventilator Kennlinie aus dem FOGI-Vorhaben Strömungshomogenisieren [SCHM07] mittels einer polynomischen Trendlinie unten: der dabei entstehende Fehler, hierbei: Vergleich von Polynomen 3. und 2. Grades

Der Volumenstrom am Betriebspunkt BP der Anlage \dot{V}_{BP} bei $(\Delta p_A = \Delta p_{VK})$, siehe *Abbildung 4-1* - links, wird durch Gleichsetzen der Gleichungen (21) und (22) und Lösen der resultierenden quadratischen Gleichung ermittelt:

$$\dot{V}_{BP}^{1,2} = \frac{1}{(a-f)} \left(\frac{g}{2} \pm \sqrt{\frac{1}{4}g^2 + h(a-f)} \right) \quad (23)$$

Die physikalisch realistische Lösung der Gleichung (23) ist ein positiver Volumenstrom:

$$\dot{V}_{BP} = \frac{1}{(a-f)} \left(\frac{g}{2} + \sqrt{\frac{1}{4}g^2 + h(a-f)} \right) \quad (24)$$

Erhöht sich nun der Druckverlust in der Anlage aufgrund der Einbringung von strömungsbeeinflussenden Einbauten, macht sich dieses in einer Veränderung der Anlagenkennlinie durch den Parameter a bemerkbar. In der vereinfachten Form der Gleichung (21) kann also jede Erhöhung des Strömungswiderstandes durch den Parameter a beschrieben werden. Ein niedriger Wert für a entspricht demzufolge einem geringen Gesamtdruckverlust, ein hoher Wert resultiert aus großen Strömungswiderständen des Systems.

4.2 Numerische Simulation der Abschreckung

In diesem Vorhaben soll das Potential der Einbringung strömungsbeeinflussender Einbauten anhand von Strömungssimulationen bestimmt werden. Hierzu werden als erstes die notwendigen numerischen Modelle und Parameter zur korrekten Darstellung der Wärmeübertragung bei der Abschreckung anhand von Vorstudien ausgewählt. Daraufhin wird die Abschreckung von Standard-Chargen *ohne* den Einsatz von Düsensystemen in der Simulation abgebildet und es werden Gesetzmäßigkeiten für den Wärmeübergang und Druckverlust ermittelt. Daraufhin wird das Potential zur Steigerung des Wärmeübergangs mittels unterschiedlicher Arten von strömungsbeeinflussenden Einbauten in der Simulation ermittelt.

Die Simulation der Abschreckung von Standard-Chargen wird dann anhand von Abschreckversuchen in Abschnitt 7 verifiziert.

4.2.1 Vorstudien zur Wahl geeigneter Modelle und numerischer Parameter

Die Simulation von Strömungen und dem damit verbundenen Impuls- Wärme- und Stofftransport unterliegt einer Reihe von Unsicherheiten. Die zugrunde liegenden strömungsmechanischen Erhaltungsgleichungen lassen sich insbesondere für turbulente Strömungen in komplexen Geometrien nicht mehr analytisch lösen. Die hierzu genutzte Diskretisierung der Geometrie und die verwendeten Modelle zur Berücksichtigung des Effektes der turbulenten Schwankungsbewegungen stehen in unmittelbarer Wechselwirkung und hängen von einer Reihe weiterer Parameter ab.

Zur Abschätzung des auftretenden Fehlers in der Simulation der Strömungen und Wärmeübergänge im Inneren einer Hochdruckgasabschreckkammer wurden u.a. im Rahmen dieses Vorhabens Vorstudien durchgeführt, mit deren Hilfe die Wahl der optimalen numerischen Modelle, Parameter und Randbedingungen der Simulation getroffen werden können. Hierzu wurden u.a. folgende, für die Strömung beim Gasabschrecken charakteristische Probleme untersucht: Der Prallstrahl [STA07], der längst angeströmte Zylinder [LAM09] und der quer angeströmte Zylinder [STA08], sowie der „wall mounted cube“ (auf einer Ebene stehender Würfel, Strömung parallel zur Ebene und senkrecht zu einer Fläche des Würfels).

In diesen Vorstudien wurde insbesondere angepasst: das Turbulenzmodell, die jeweilige turbulente Wandfunktion, die Auflösung des Gitters in der Nähe der Oberfläche und die damit verbundene Darstellung der Strömungsgrenzschicht sowie der Randbedingungen

Eingangsturbulenzen und Wandrauhigkeit. Die genutzten Randbedingungen sind der Anströmung bei der Hochdruckgasabschreckung ähnlich. Die Ergebnisse dieser Vorstudien lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Im Vergleich zu den gebräuchlichen $k-\varepsilon$ Modellen mit unterschiedlichen Formulierungen (Standard, Realizable, RNG) sowie den konventionell gebräuchlichen Wandfunktionen (standard- „enhanced“, „non-equilibrium“) bildet das sst- $k-\omega$ Modell mit einer Auflösung der Strömung bis in die viskose Unterschicht die lokalen und die integralen Wärmeübergänge am besten nach. Insbesondere bei komplexen Strömungen häufig vorkommende Ablöse- und Wideranlegewirbel und deren Einfluss auf den Wärmeübergang werden qualitativ korrekt wiedergegeben und entsprechen im Verlauf den Referenzdaten aus der Literatur.
- Für die Turbulenzmodelle, die die Geschwindigkeitsverteilung in der Strömungsgrenzschicht bis in die viskose Unterschicht numerisch berechnen (u.a. das sst- $k-\omega$ Modell), ist es notwendig, dass der mittlere y -Plus Wert der wandnächsten Zellen zwischen 1 und 5 liegt [ANS07]. Bei der systematischen Variation des numerischen Gitters, und somit der (mittleren) y -plus Werte zeigte sich, dass der integrale Wärmestrom in diesem Bereich nahezu konstant ist. Auch Werte von y -Plus kleiner als 1 zeigen noch gute Ergebnisse.
- Um die Geschwindigkeitsverteilung innerhalb der Strömungsgrenzschicht hinreichend auflösen zu können muss die Anzahl der Zellen innerhalb der Grenzschicht möglichst groß sein. Es hat sich als sinnvoll erwiesen, bei einer sehr geringen Höhe der ersten Zeile (entsprechend einem kleinen y -Plus Wert) einen geringen Vergrößerungsfaktor der Zellen in der wandnahen Region einzustellen, vorzugsweise unter 1,1. Die Gesamtzahl der Zellen im Bereich der Grenzschicht normal zur Oberfläche sollte einen Wert größer 20 haben.
- Die Bestimmung und Nachbildung der turbulenten Strukturen in der Strömung ist für die korrekte Darstellung von Druckverlust und Wärmeübergang wesentlich. Für die hier untersuchten Zwei-Gleichungssysteme ist der entscheidende Parameter die Turbulenzintensität Tu . Der Wert von Tu in der Eingangsströmung sollte möglichst bekannt sein und muss entsprechend in der Simulation berücksichtigt werden. Die turbulente Skalenlänge hat einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Ergebnisse. Sie sollte bei begrenzten Strömungen im Bereich der größten Dimension der Kammer [ANS07] und bei freien Strömungen im Bereich der Dicke der Grenzschicht sein [ANS07].

Diese Resultate sind in den in diesem Vorhaben durchgeführten Simulationen berücksichtigt worden, um die Qualität der Ergebnisse zu maximieren. Die Abweichung zu Referenzdaten aus der Literatur kann bei Einhalten der genannten Bedingungen unter 15% liegen.

4.2.2 Zeitverhalten der Simulation

In modernen Zweikammeranlagen erfolgen der Transport der Charge von der Heizzone in die kalte Abschreckkammer, der Aufbau des Betriebsdrucks sowie das Erreichen des

Betriebsvolumenstroms innerhalb weniger Sekunden. Darüber hinaus sind die Bauteiletemperaturen noch oberhalb eines für die Umwandlung kritischen Bereiches. Die anschließende Durchströmung der Charge erfolgt im stationären Betrieb (unidirektionale Durchströmung, kein Reversierbetrieb). In der in diesem Vorhaben genutzten Zweikammeranlage wird die Charge während des Abschreckvorgangs oszillierend von dem Transportsystem mit einer Amplitude von ca. 100 mm nach vorne und hinten bewegt um den Abschreckprozess zu vergleichsmäßigen. Dieser Vorgang wird aufgrund des geringen erwarteten Einfluss auf den mittleren Wärmeübergangskoeffizienten vernachlässigt. Die sich während der Abschreckung reduzierenden Temperaturen der Bauteile, der Charge und der Kammerkomponenten wirken sich nur minimal auf die mittlere Temperatur und damit auf die Stoffeigenschaften des Abschreckgases aus. Darüber hinaus sind die vorliegenden Wärmeübergangskoeffizienten nahezu Temperaturunabhängig (siehe z.B. [LUB02]). Im Verlauf des Prozesses auftretende Druckschwankungen des Gases werden im realen Prozess durch eine geeignete Prozessregelung weitestgehend minimiert.

Für die in dieser Arbeit durchgeführten Simulationsrechnungen kann somit mit guter Genauigkeit nach dem Anfahren der Anlage von einem quasistationären Prozess ausgegangen werden, die Rechnungen werden demzufolge stationär durchgeführt. Dieses ist die Standardvorgehensweise in numerischen Strömungssimulationen der Hochdruckgasabschreckung, z.B. [PRI96], [ELK03], [LIO09], [MAC06], [AUZ08], [SCHO04] und [EDE03].

4.2.3 Lösung der Bilanzierungs- und Erhaltungsgleichungen

Zur Lösung der diskretisierten Masse- und Impulserhaltungsgleichungen wurde der „segregated solver“ mit impliziten Gleichungen genutzt, die Kopplung zwischen Druck und Geschwindigkeitsthermen erfolgte mittels des SIMPLE Algorithmus. Die Impuls- Energie und Turbulenz-Gleichungen wurden mittels der „first-order-upwind“ Methode differenziert, in bestimmten Situationen musste zum Erreichen der Konvergenz eine „Third-Order“ Differenzierung genutzt werden. Aufgrund der geringen Temperaturunterschiede zwischen den Bauteilen und dem Gas und den relativ hohen konvektiven Wärmeübergangskoeffizienten können Wärmeübergänge aufgrund von freier Konvektion und aufgrund von Strahlung vernachlässigt werden.

4.2.4 Materialdaten und Stoffwerte

Für die Dichte, die dynamische Viskosität und die Wärmeleitfähigkeit der Abschreckgase werden bei konstantem Druck temperaturabhängige Werte nach [VDI06] gesetzt.

4.2.5 Pre-Processing: Erstellung der Geometrien und Diskretisierung

Zur Erstellung der Geometrien und deren Vernetzung wurde der Pre-Prozessor Gambit verwendet. Zur Reduzierung des numerischen Aufwandes wurden entlang der x-y und der z-y-Ebene Symmetriebedingungen angenommen.

Das Gitter wurde mit einem Verfahren generiert, das zu einer besonders hohen Qualität der Zellen führt, z.B. bezüglich der „cell skewness“. Hier wurde entsprechend der Überlegungen in Abschnitt 4.2.1 eine 2D Grundgeometrie mit einem feinen Netz in der Nähe der Bauteiloberfläche erstellt. Dieses Netz wird daraufhin mittels eines „sweep grid“ Prozesses entlang einer Achse oder Koordinate der Geometrie rotiert bzw. gestreckt das die vollständige 3D Geometrie entsteht. Ggf. werden weitere Bereiche mit einem ähnlichen Verfahren vernetzt.

Um die genannten Anforderungen zu erfüllen wurde z.T. das Netz in der Nähe der Oberfläche der Bauteile mittels des Simulationstools Fluent angepasst. Hierzu wurden hängende Knoten erzeugt, die die Dimensionen der entsprechenden Zellen halbieren und so deren Dichte und insbesondere den y-Plus Wert anzupassen. Die Gesamtzahl der Gitterzellen lag in der Größenordnung von $2 \cdot 10^6$.

Als Eingangsrandbedingungen der numerischen Simulation wurde im Kammereinlass ein Geschwindigkeitseinlass gesetzt, in dem entweder ein Geschwindigkeitsprofil bzw. konstante Geschwindigkeiten definiert werden konnten. Der Auslass der Kammer wurde als Druck-Auslass definiert. Die Wände der Kammer und der Bauteile haben eine konstante Temperatur.

4.3 Abschrecken von Standard-Chargen

Zur Abschätzung des Potentials der Einbringung strömungsbeeinflussender Einbauten wird zuerst die Abschreckung von Standardchargen als Referenz in der numerischen Strömungssimulation untersucht. Anhand dieser Ergebnisse werden Gesetzmäßigkeiten für den Wärmeübergang an den Bauteilen in der Charge und den Druckverlust aufgestellt.

Darüber hinaus können die Simulationsergebnisse auf diesem Wege verifiziert werden. Hierzu werden im Folgenden zwei Methoden genutzt:

- Die Messung der Abkühlgeschwindigkeiten der Probenkörper bei unterschiedlichen Abschreckbedingungen (Abschnitt 7.1)
- Eine Korrelation der erzielten Abkühlgeschwindigkeiten mit der erreichten Härte der Probenkörper (Abschnitt 8)

4.3.1 Aufbau der Chargen

Mit Hilfe des projektbegleitenden Arbeitskreises werden zwei praxisnahe unterschiedliche Chargenaufbauten für die Untersuchungen in diesem Projekt festgelegt. Als Grundgeometrie wird für beide Chargenaufbauten ein Zylinder mit einem mittleren L/D Verhältnis, auch „kurzer Bolzen“ genannt, festgelegt, es werden folgende Geometrien definiert:

- Durchmesser D = 20 mm, Länge L = 100 mm (L/D = 5)
- Durchmesser D = 30 mm, Länge L = 150 mm (L/D = 5)

- Durchmesser D = 28 mm, Länge L = 112 mm (L/D = 4)

Die letzte Geometrie entspricht der Q-Proben Geometrie (IWT-Bauart), eine Standardprobe zur Bestimmung von Abkühlverläufen und Wärmeübergängen (siehe Abschnitt 7.1). Bezüglich der Abschreckbedingungen werden unter Berücksichtigung der Vorschläge des projektbegleitenden Arbeitskreises folgende Festlegungen getroffen: In den Abkühlmessungen bei der Hochdruckgasabschreckung wird als Referenz-Atmosphäre Stickstoff bei bis zu 10 bar Druck verwendet (Maximum in der Zweikammeranlage im IWT Bremen).

Bei den in diesem Vorhaben untersuchten Chargenaufbauten handelt es sich um eine zweilagige Charge der Grundgeometrie 400 mm breit, 400 mm hoch und 600 mm tief, entsprechend der Möglichkeit in der genutzten Hochdruckgasabschreckkammer (siehe Abschnitt 2.1.1). Die Zylinder sind parallel zur Hauptströmungsrichtung auf zwei Ebenen in maximaler Packungsdichte anzuordnen Es werden zwei Chargen aufgebaut:

Charge 0701 („Misch-Charge“)

Zur Bestimmung der spezifischen Abkühl-Konditionen mit Hilfe der resultierenden Härte werden in die Charge Zylinder aus zwei Werkstoffen unterschiedlicher Härtebarkeit mit 20 mm und mit 30 mm Durchmesser („Prüfkörper“) eingesetzt, siehe auch Abschnitt 9. Die Prüfkörper sind jeweils in der Mitte und an den vier Ecken zu positionieren. Bei zwei Lagen entspricht das 10 Messpositionen. Im Rahmen der Simulation werden nur die Proben mit 20 mm Durchmesser dargestellt. Die restlichen Positionen in der Charge werden mit Ballast aufgefüllt, der die gleiche Geometrie sowie eine ähnliche Wärmekapazität und Wärmeleitung wie die Prüfkörper mit 20 mm Durchmesser hat, siehe *Abbildung 4-3*.

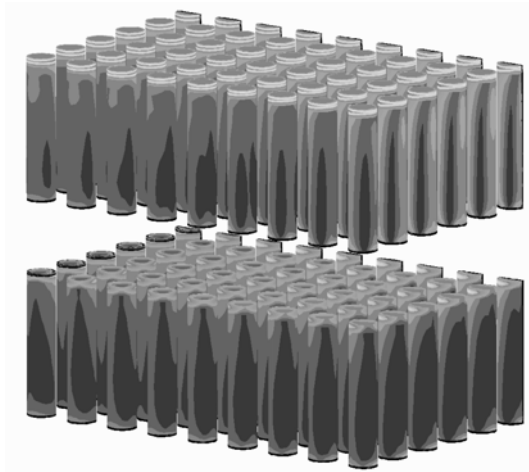


Abbildung 4-3: Vereinfachte Geometrie der Charge 0701 für die Simulation der Abschreckung, 183 Zylindern pro Ebene, Durchmesser 20 mm, Länge 100 mm, fluchtende Anordnung der Zylinder, ¼ Darstellung

Charge 0705

Zur Messung der Abkühlgeschwindigkeiten während der Abschreckung wird eine Charge bestehend aus 4 Q-Proben an der Ecke und in der Mitte der Charge aufgebaut (siehe auch

Abschnitt 7.1). Die restlichen Positionen in der Charge werden mit Ballast aufgefüllt, der die gleiche Geometrie sowie eine ähnliche Wärmekapazität und Wärmeleitung wie die Prüfkörper hat, siehe *Abbildung 4-4* .

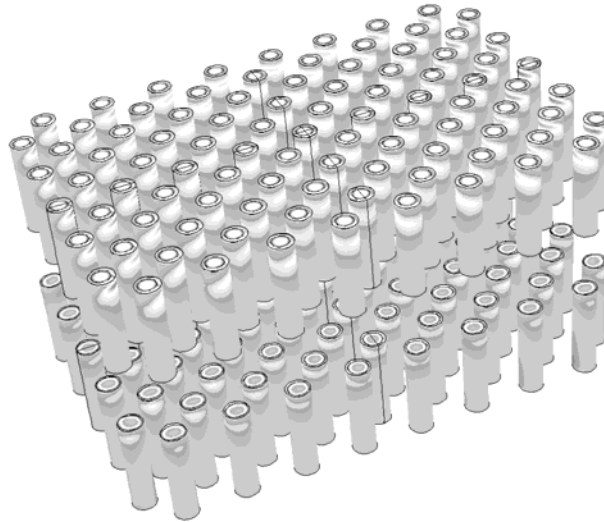


Abbildung 4-4: Vereinfachte Geometrie der Charge 0705 für die Simulation der Abschreckung, 93 Zylindern pro Ebene, Durchmesser 28 mm, Länge 112 mm, fluchtende Anordnung der Zylinder, komplette Darstellung

Eine Vergleichbarkeit der beiden in diesem Vorhaben untersuchten Chargenaufbauten 0701 und 0705 bezüglich des bei der Abschreckung bzw. Durchströmung resultierenden Druckverlustes wurde gewährleistet, indem die angeströmte Querschnittsfläche ungefähr konstant gehalten wurde. Nach [SCHM07] bestimmt die Querschnittsverblockung der Charge in Strömungsrichtung wesentlich den Druckverlust der Charge. Bei einem vergleichbareren Druckverlust der Charge kann von einem nahezu identischen Geschwindigkeitsprofil der Anströmung in der Zweikammeranlage ausgegangen werden.

Die zur Bestimmung der Abkühlverläufe genutzte Charge 0701 besteht pro Ebene aus 183 Zylindern mit einem Durchmesser von 20 mm. Hieraus resultiert eine Querschnittsfläche der Bauteile in Strömungsrichtung von $5,749\text{E-}02 \text{ m}^2$. Um eine ähnliche Querschnittsfläche zu erzielen, müssen entsprechend weniger Prüfkörper in der Charge 0705 positioniert werden. Die Charge 0705 besteht aus 93 Zylindern mit einem Durchmesser von 28 mm, die Querschnittsfläche aller Zylinder in Strömungsrichtung beträgt somit $5,726\text{E-}02 \text{ m}^2$.

4.3.2 Randbedingungen

Die numerische Simulation der turbulenten Strömungsstrukturen innerhalb der Charge und der damit verbundenen Transportvorgänge (hier: Impuls- und Wärmeaustausch) erfolgt mittels des CFD Programmpaketes Fluent 6.26 mit Gambit als Pre-Prozessor zur Netzgenerierung.

Für die Simulation der Abkühlung der Bauteile in den Chargen wurden folgende Annahmen getroffen:

- Stationäre Strömung entsprechend Abschnitt 4.2.2

- Konstante Wandtemperaturen der Bauteile
- Konstante Temperatur des Gases in der Anströmung
- Das Geschwindigkeitsprofil in der Anströmung entspricht dem in Abschnitt 4.3.3 gemessenen
- Die Geometrie und die Randbedingungen sind symmetrisch um die Längs- und Querebene der Charge
- Das Chargengestells und das Gitter können vernachlässigt werden

Die Simulationen wurden entsprechend den Vorgaben aus dem Projektbegleitenden Arbeitskreis für Stickstoff, Helium und Wasserstoff bei Drücken bis zu 20 bar erfolgen. Die mittlere Anströmgeschwindigkeit wurde zwischen 5 und 30 m/s variiert.

4.3.3 Messung von Strömungsrandbedingung

Eine wesentliche Randbedingung für die Simulation der Abschreckung in der Zweikammeranlage ist die Verteilung der Strömungsgeschwindigkeiten in der Anströmung der Charge. Hierzu wurde im Vorhinein in der leeren Kammer im drucklosen Zustand das Strömungsprofil vermessen. Die Messung der Strömungsgeschwindigkeiten erfolgte mit einer L-förmigen Mehrlochdrucksonde. An der kegelförmigen Sondenspitze können die Geschwindigkeitskomponenten in einem Bereich von -60° bis $+60^\circ$ zur Sondenachse mit einer Messfrequenz von max. 50 Hz bestimmt werden [AER03]. Zur Positionierung der Sonde wurde ein automatisiertes Zweiachspositioniersystem eingesetzt, das es erlaubte, eine Vielzahl von Messpunkten exakt anzufahren (siehe *Abbildung 4-5*).

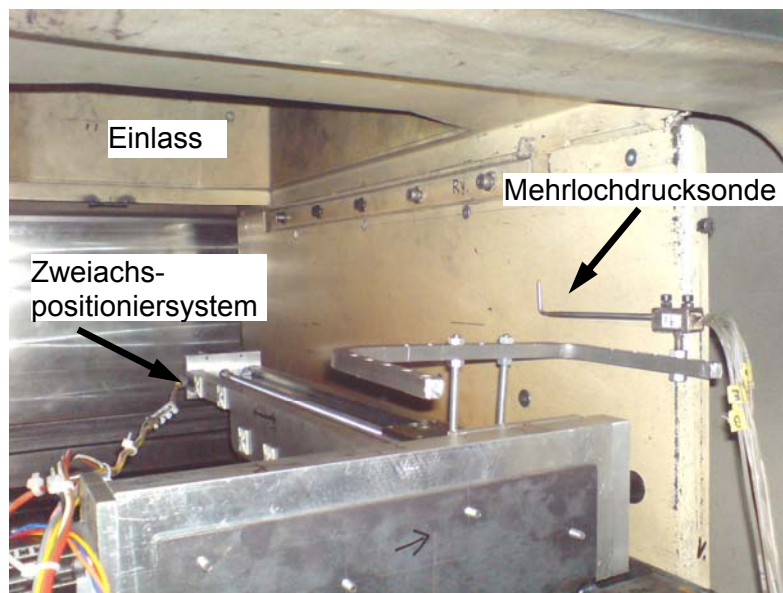


Abbildung 4-5: Messaufbau zur Bestimmung der Strömungsgeschwindigkeiten in der Zweikammeranlage, Positioniersystem und Mehrlochdrucksonde in der leeren Kammer

Die Ergebnisse der Strömungsmessung sind in *Abbildung 4-8* dargestellt. Da der Messbereich aufgrund des eingesetzten Positioniersystems und der Einbausituation beschränkt war, konnte nicht der vollständige Strömungsquerschnitt vermessen werden.

Innerhalb des gemessenen Bereiches ist das Strömungsprofil nahezu symmetrisch. Es lässt sich nur eine Verschiebung der Symmetrieachse von ca. 20 bis 30 mm in negative z-Richtung erkennen. Mittels Integration der gemessenen vertikalen Strömungsgeschwindigkeiten über den Strömungsquerschnitt, bzw. über $\frac{1}{4}$ des Kammerquerschnitts und unter Annahme von Symmetriebedingungen ergibt sich als Volumenstrom in der leeren Kammer ein Wert von $\dot{V}_{\text{leer}} = 3,5 \text{ m}^3/\text{s}$ und entsprechend eine mittlere Anströmgeschwindigkeit im Auslass der Kammer von 13,44 m/s (bei einem Querschnitt von $0,26 \text{ m}^2$).

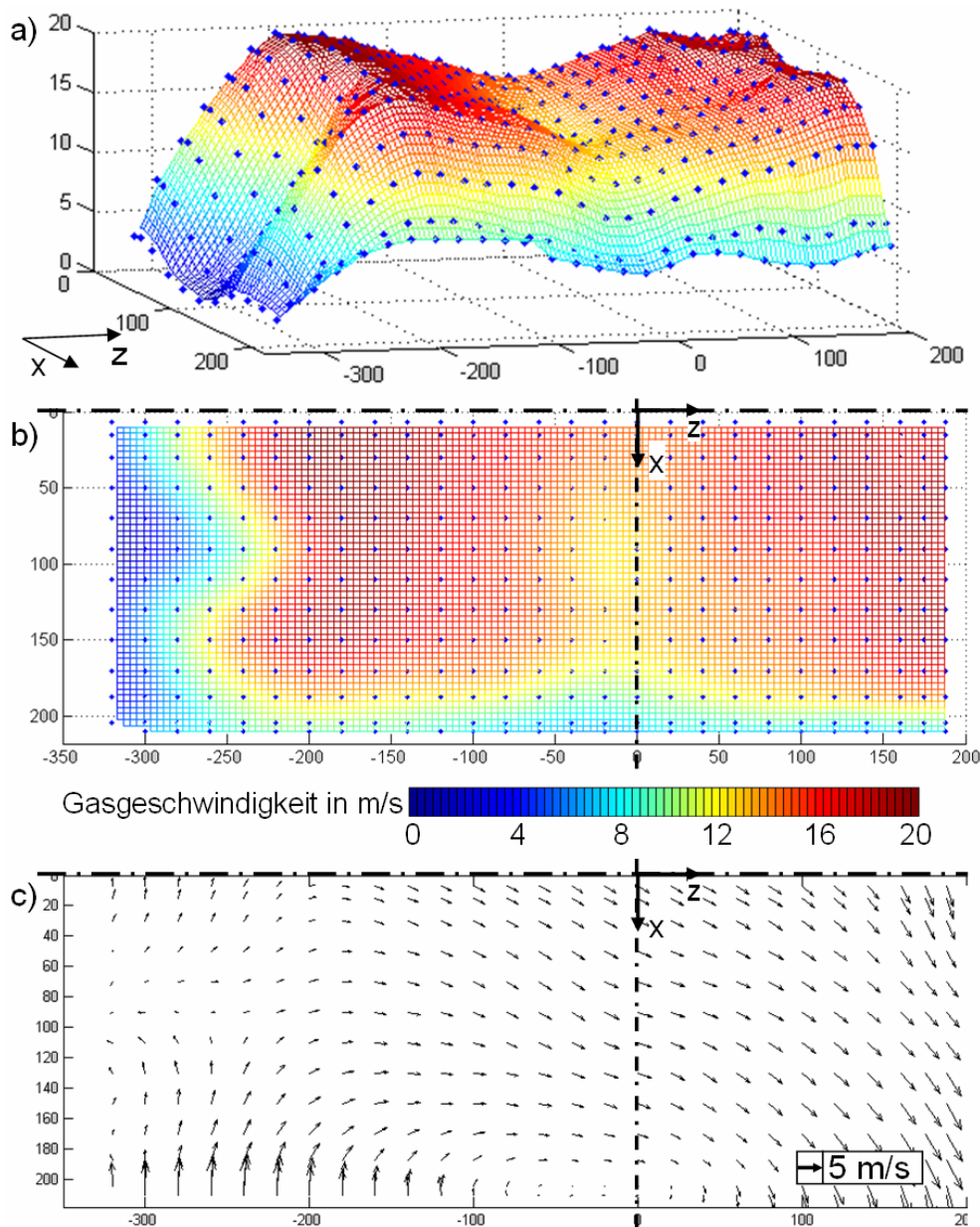


Abbildung 4-6: Ergebnisse der Strömungsmessung im Einlauf der Zwei-Kammer-Anlage (Mehrlochdrucksonde, Umgebungsbedingungen, leere Kammer, ca. 130 mm unterhalb des Einlasses), a) und b): Verteilung der vertikalen Strömungsgeschwindigkeit (* Messwerte, Flächen: interpoliert), c) Verteilung der horizontalen Geschwindigkeitskomponenten, +z ist Koordinate in Beladungsrichtung, (x,z) = 0,0 entspricht dem Mittelpunkt der Kammer

4.3.4 Ergebnisse der Strömungssimulation

Als Ergebnis der Strömungssimulation ergeben sich die Strömungsgeschwindigkeiten und Gastemperaturen im Kammerraum und zwischen den Bauteilen. Darüber hinaus werden die Wärmeübergangskoeffizienten an der Bauteiloberfläche bestimmt. *Abbildung 4-7* zeigt beispielhaft die Abschreckung der Charge 0705 mit Stickstoff bei 10 bar und einer (mittleren) Anströmgeschwindigkeit von 10 m/s.

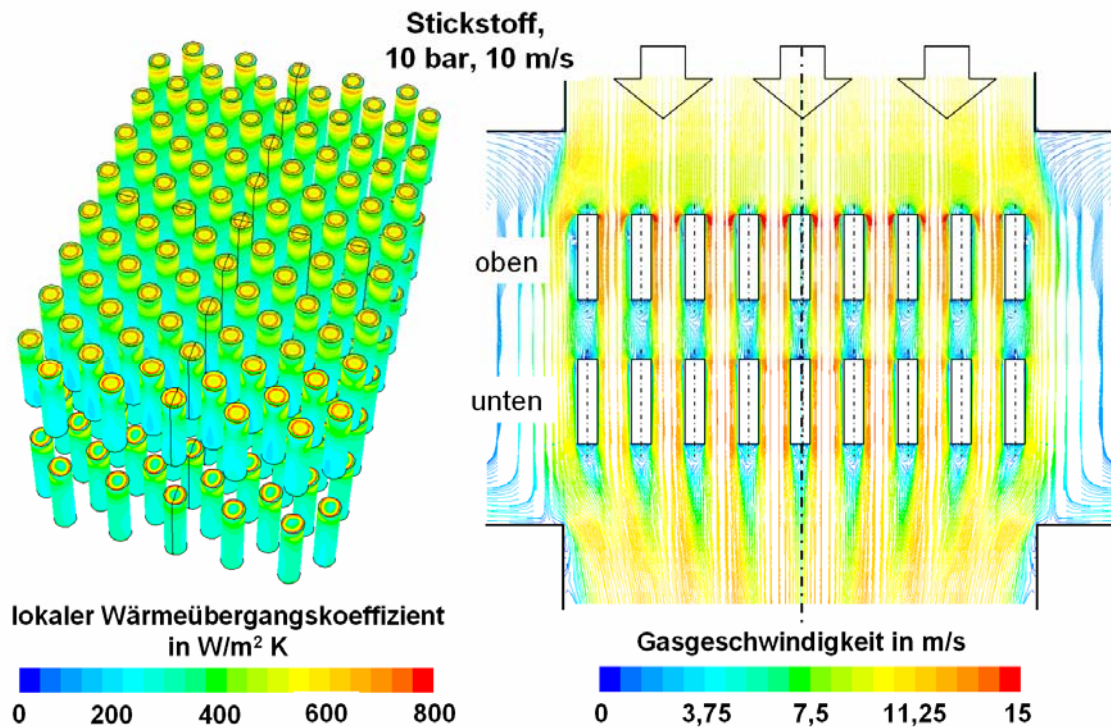


Abbildung 4-7: Strömungssimulation der Abschreckung von Charge 0705 in der Zweikammeranlage. Links: Verteilung des Wärmeübergangskoeffizienten auf den Bauteilen, rechts: Strömungsgeschwindigkeiten auf einer Symmetrieebene in der Charge. Abschreckung mit Stickstoff bei 10 bar, (mittlere) Anströmgeschwindigkeit 10m/s.

4.3.4.1 Wärmeübergang

Die Wärmeübergänge auf den Bauteiloberflächen werden über deren Oberfläche gemittelt, für jedes Bauteil kann ein mittlerer Wärmeübergangskoeffizient angegeben werden. Als Referenz für den Wärmeübergang am längstangeströmten Zylinder werden Daten aus [TOT93] genutzt. Hier wird nach Gleichung (17) für C_{α} ein Wert von 0,023 und n ein Wert von 0,8 und für j ein Wert von 0,33 angegeben, die charakteristische Länge ist der Durchmesser der Zylinder. In *Abbildung 4-8* sind die Ergebnisse der Simulationsrechnungen mit der Beziehung aus [TOT93] vergleichend dargestellt. Für hohe Reynoldszahlen der Anströmung war es notwendig, das numerische Gitter an der Grenzfläche zu der Bauteiloberfläche zu verfeinern, um die Bedingungen gemäß Abschnitt 4.2.1 zu erfüllen. Die entsprechenden Wertepaare sind mit dem Zusatz Msh 2 versehen.

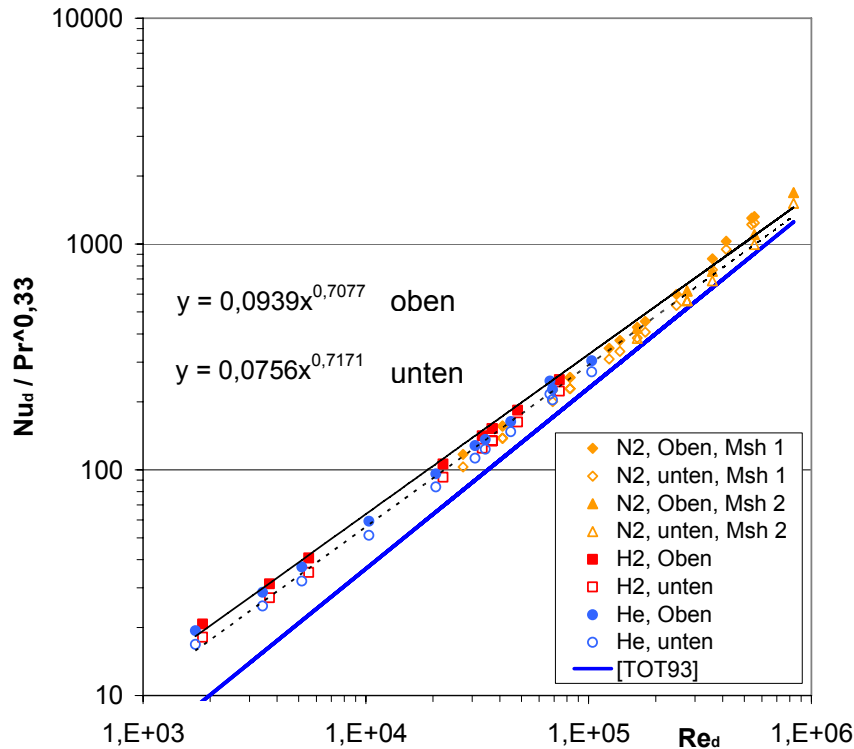


Abbildung 4-8: Korrelation des Wärmeübergangs an der Charge 0705, Vergleich der Simulationsergebnisse für die obere und untere Ebene mit den Angaben aus [TOT93]

Ein ungleichmäßiges Anströmprofil resultiert in einem ungleichmäßigen Wärmeübergang über die Bauteilcharge, dieser Effekt wurde schon in dem FOGI-Vorhaben Strömungshomogenisieren [SCHM07] untersucht, es wurde ein linearer Zusammenhang zwischen der Anströmhomogenität und der Homogenität des Wärmeübergangs gefunden, der hier bestätigt werden konnte. Die Anströmhomogenität wurde definiert als die Standardabweichung aller auf ein gleichmäßiges Gitter projizierten Geschwindigkeiten, die Homogenität des Wärmeübergangs entspricht der Standardabweichung des mittleren Wärmeübergangs jedes Bauteils.

4.3.4.2 Druckverlust

Als Korrelation für den Druckverlust der Charge 0705 wurde folgende Gleichung entwickelt:

$$\Delta p = \frac{1}{2} \rho 195 \frac{\text{s}}{\text{m}^4} \dot{V}^2 \quad (25)$$

In *Abbildung 4-8* ist die Korrelation mit den Simulationsergebnissen vergleichend dargestellt.

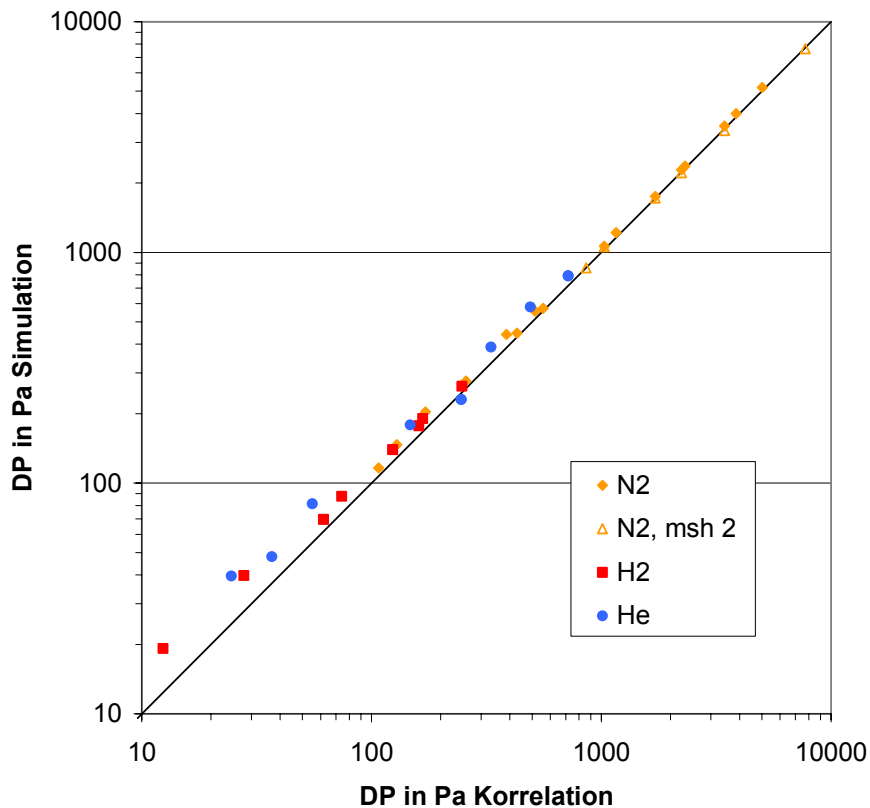


Abbildung 4-9: Korrelation des Druckverlustes an der Charge 0705

5 Entwicklung von Düsensystemen

In diesem Abschnitt wird das Potential strömungsbeeinflussender Einbauten innerhalb der Charge beschrieben, im Folgenden „Düsensysteme“ genannt. Durch eine gesteuerte (Um-) Lenkung des Abschreckmediums von der Hauptströmungsrichtung direkt an die Bauteile kann der Abschreckprozess hinsichtlich seiner Intensität und Homogenität verbessert werden. Mittels Fokussierung der Strömung kann der Wärmeübergang erhöht werden und es besteht darüber hinaus die Möglichkeit, Teilbereiche der Werkstücke gezielt zu beaufschlagen um so unterschiedliche Härteverteilungen zu erzeugen oder asymmetrische Werkstücke abzuschrecken.

Im Folgenden werden zwei Arten von strömungsbeeinflussenden Einbauten betrachtet:

1. Die lokale Querschnittsverblockung zwischen den Bauteilen
2. Die gezielte Umlenkung der Strömung normal zur Bauteiloberfläche mittels Düsensystemen

5.1 Querschnittsverblockung

Eine einfache Form der lokalen Beeinflussung der Strömung innerhalb der Charge ist eine teilweise Verblockung des lokalen Strömungsquerschnittes in den offenen Bereichen

zwischen den Bauteilen. Dieses resultiert (bei konstantem Volumenstrom) aufgrund der Kontinuität der Strömung in einer erhöhten Strömungsgeschwindigkeit in der Nähe der Bauteile und somit in einer Steigerung des Wärmestroms von den Bauteilen in das Abschreckgas. Die Verblockung hingegen erzeugt einen Druckverlust, der entsprechend der Ventilator Kennlinie der Abschreckanlage in einem verminderten Volumenstrom resultiert.

5.1.1 Prinzip der Verblockung

Abbildung 5-1 verdeutlicht schematisch das Prinzip der Strömungsbeeinflussung durch zwei unterschiedliche Konzepte der Querschnittsverblockung im Vergleich zu der Standard-Konfiguration. Aufgrund strömungsdynamisch günstig geformter Einbaukörper kann der Querschnitt um die Bauteile („Spalt“) so verringert werden, dass der lokale Geschwindigkeitsgradient wesentlich erhöht wird. Die hier untersuchten Möglichkeiten sind: „Aufbau I“: gleich bleibender Verblockungsquerschnitt, variabler Spalt-Querschnitt (Abbildung 5-1, Mitte) und „Aufbau II“ angepasster Verblockungsquerschnitt, konstanter Spalt-Querschnitt (Abbildung 5-1, rechts).

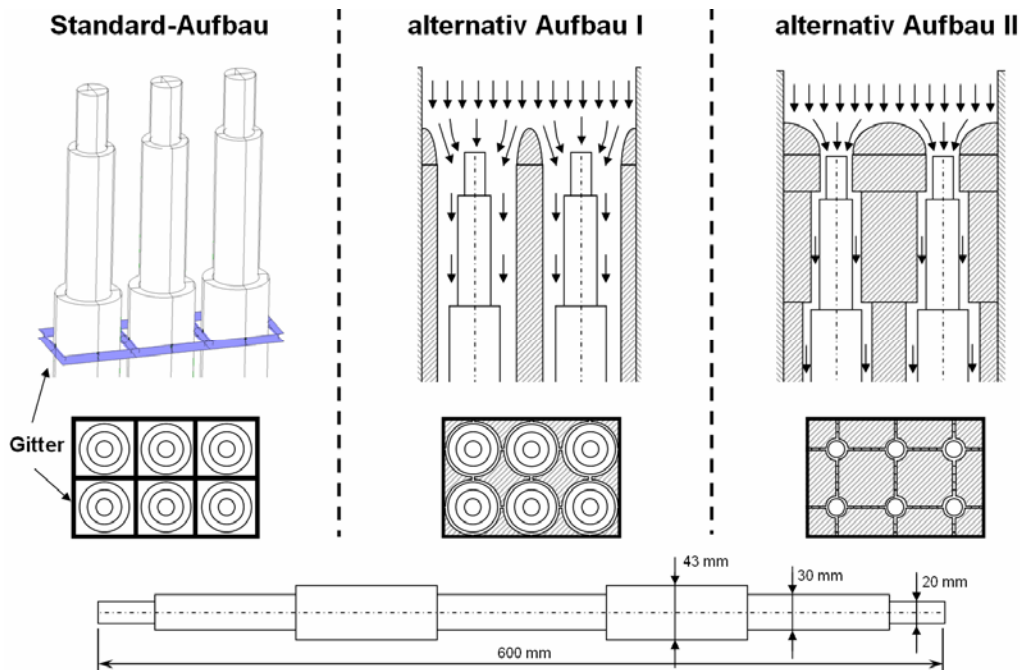


Abbildung 5-1: Möglichkeiten der Querschnittsverblockung: links: Standardaufbau ohne Verblockung, Mitte: „Aufbau I“ mit Verblockung gleichen Querschnitts, rechts: „Aufbau II“: querschnittsangepasste Verblockung, oben: Seitenansicht, Mitte: Draufsicht (schematisch) unten: Maße des hier betrachteten Zylinders

5.1.2 Simulationsergebnisse

Abbildung 5-2 veranschaulicht die Strömung innerhalb der unterschiedlichen Varianten. Bei dem Standard-Aufbau sind die Strömungsgeschwindigkeiten relativ niedrig, das Gitter, das die Zylinder in Position hält erzeugt einen hohen lokalen Druckverlust. Entsprechend der Kontinuitätsgleichung sind die Strömungsgeschwindigkeiten im Aufbau I niedrig in Bereichen kleiner Zylinderdurchmesser und hoch in Bereichen großer Durchmesser. Ein konstanter Spalt-Querschnitt in Aufbau II resultiert in über die Länge des Zylinders konstanten

Strömungsgeschwindigkeiten. Der daraus resultierende Wärmeübergang ist in *Abbildung 5-3*, links als Verteilung der Wärmeübergangskoeffizienten auf einer charakteristischen Linie über die Länge des Zylinders dargestellt.

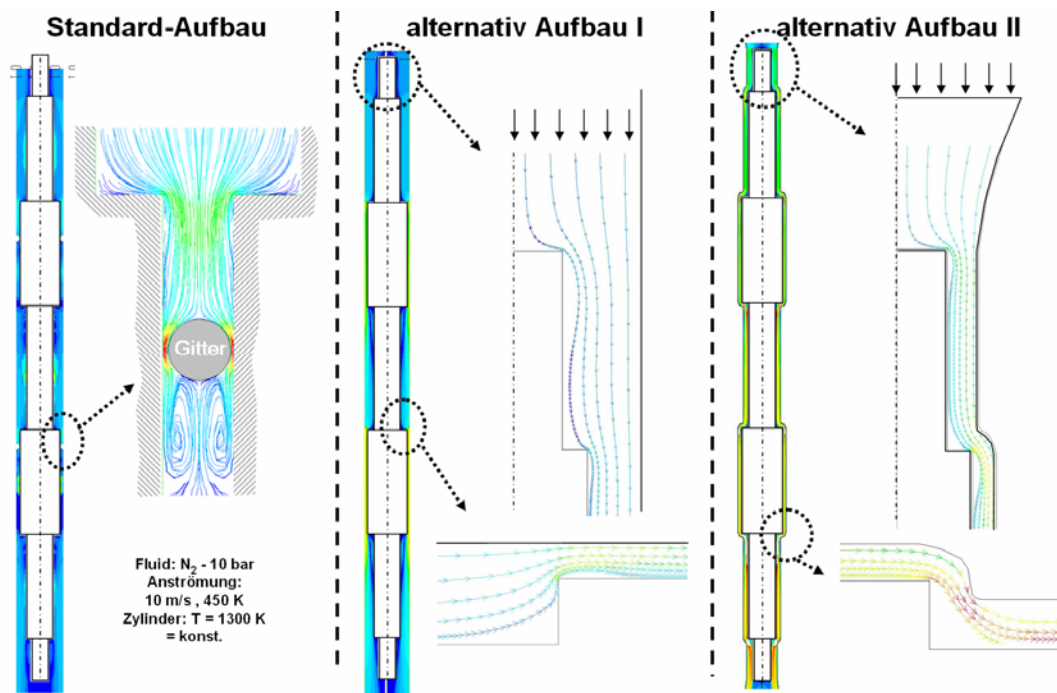


Abbildung 5-2: Simulationsergebnisse: Verteilung der Strömungsgeschwindigkeiten auf einer Symmetrieebene in den unterschiedlichen Varianten der Querschnittsverblockung (Konturen der Strömungsgeschwindigkeit, Bahnlinien in kritischen Bereichen), links: Standardaufbau, Mitte: „Aufbau I“ mit Verblockung gleichen Querschnitts: rechts: „Aufbau II“: querschnittsangepasste Verblockung

Mit dieser Verteilung der Wärmeübergangskoeffizienten wurde die instationäre Abkühlung der Zylinder entsprechend Abschnitt 0 entkoppelt simuliert. Die Rechnung erfolgte ohne Berücksichtigung der Phasenumwandlung. In *Abbildung 5-3*, rechts ist der Mittelwert von 7 Abkühlkurven auf charakteristischen Punkten auf der Zylinderachse \pm Standardabweichung aufgetragen.

Der Standardaufbau zeigt eine langsame und inhomogene Abkühlung (starke Streuung der Abkühlkurven um den Mittelwert). Die Abkühlung im „Aufbau 2“ erfolgt aufgrund der hohen Wärmeübergangskoeffizienten am schnellsten. Die unterschiedlichen Zylinderdurchmesser kühlen jedoch inhomogen ab. Die Abkühlung im „Aufbau I“ verläuft wesentlich gleichmäßiger und somit homogener, die Zylinderabschnitte mit großem Durchmesser erfahren aufgrund der höheren Strömungsgeschwindigkeiten einen höheren Wärmeübergang, was in einer gleichmäßigeren Verteilung der Temperaturen über den Bauteilquerschnitt resultiert. Darüber hinaus ist der „Aufbau I“ anlagentechnisch einfacher umzusetzen und es wird weniger Masse und somit weniger thermische Energie in den Prozess eingebracht.

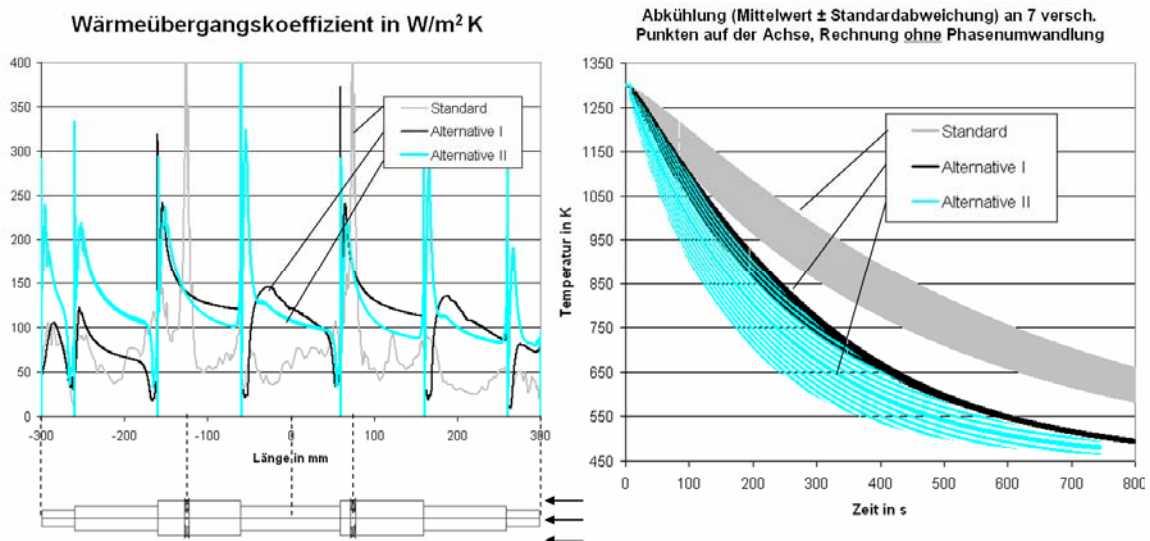


Abbildung 5-3: Simulationsergebnisse: links: Wärmeübergangskoeffizient auf einer charakteristischen Linie über der Länge des Zylinders für die unterschiedlichen Varianten der Querschnittsverblockung, rechts: Berechnung der Abkühlung auf 7 charakteristischen Punkten auf der Achse des Zylinders: Mittelwert \pm Standardabweichung (Rechnung ohne Phasenumwandlung), Fluid: N_2 - 10 bar, Anströmung: 10 m/s, 450 K, $T_{start} = 1300$ K

5.2 Strömungsumlenkung (Düsensysteme)

Zur weiteren Steigerung des Wärmeübergangs bei der chargenweisen Abschreckung wird eine Methode untersucht, direkt in die Charge strömungsbeeinflussende Einbauten einzubringen und die Strömung normal zur Bauteiloberfläche umzulenken, um so einen maximalen Wärmeübergang zu erzeugen. Dieses wird durch Düsen realisiert, die in die Charge eingebracht werden, um die Hauptströmung gezielt umzulenken.

5.2.1 Prinzip der Umlenkung

Abbildung 5-4 zeigt schematisch das Konzept der Strömungsumlenkung durch ein Düsensystem, das in die Charge während des Abschreckvorganges eingebracht wird. Hier wird vor dem Starten des Ventilators von oben das Düsensystem auf die Bauteile aufgesetzt (Abbildung 5-4 links). Bei entsprechendem Design ist eine Einbringung des Systems von der Seite, bzw. das Verfahren der Bauteil-Charge aus der Heiz-Zone in die kalte Kammer, in der das Düsensystem bereits stationär installiert ist, ebenfalls denkbar.

Das Düsensystem ist so aufgebaut, dass es den gesamten Querschnitt der Kammer verblockt und das Gas durch die Öffnungen über den Bauteilen und somit durch die Düsenöffnungen normal zur Bauteiloberfläche strömen muss. Das Design kann strömungsmechanisch optimiert werden, indem der Übergang von dem Kammerquerschnitt auf den Ringspalt möglichst langsam erfolgt, d.h. der Winkel der Einlaufgeometrie muss so flach wie möglich sein um den hier entstehenden Druckverlust zu minimieren. Entsprechendes gilt bei der Erweiterung auf den Kammerquerschnitt nach Durchlaufen des Düsensystems.

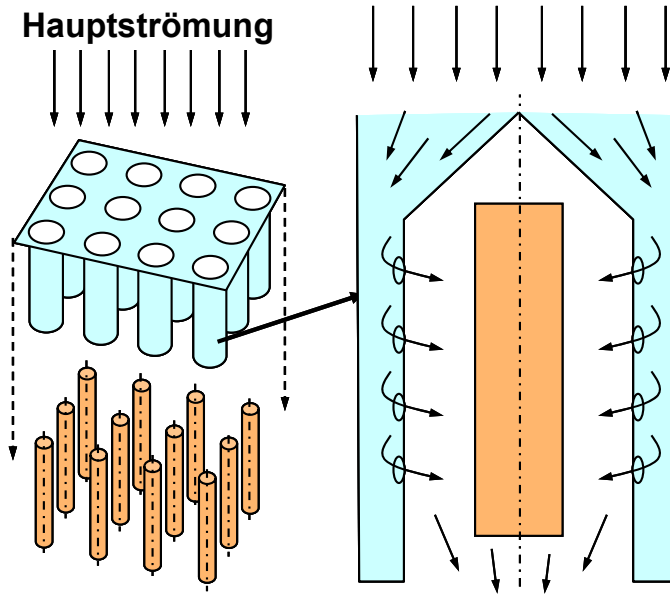


Abbildung 5-4: Schematische Darstellung des Düsenystems, links: Einbringung Düsenystem in der Abschreckkammer, rechts: Umlenkung der Hauptströmung normal zur Bauteiloberfläche

Diese Düsenfelder können entweder als ringspaltförmiger Verteiler oder als rohrförmiger Sammlergestaltet werden, siehe *Abbildung 5-5*. Wesentlicher Unterschied ist hier der jeweils erzielte Verteiler- bzw. Sammler-Querschnitt und der Abstand der Düsenöffnungen zu der Bauteiloberfläche.

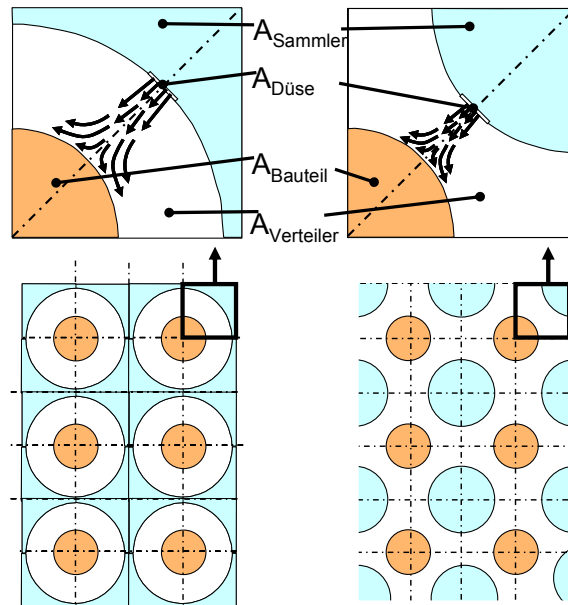


Abbildung 5-5: Aufteilung des Kammerquerschnitts auf Sammler, Verteiler und Bauteilquerschnitt für verschiedene Bauteilanordnungen, links: ringspaltförmiger Verteiler, rechts: rohrförmiger Sammer

Im Folgenden wird der Bereich vor den Düsenöffnungen „Verteiler“ und der Bereich nach den Düsenöffnungen „Sammler“ genannt, entsprechend der Rohrleitungstechnik bei der Verteilung der Strömung auf parallele Kanäle, siehe *Abbildung 5-6*.

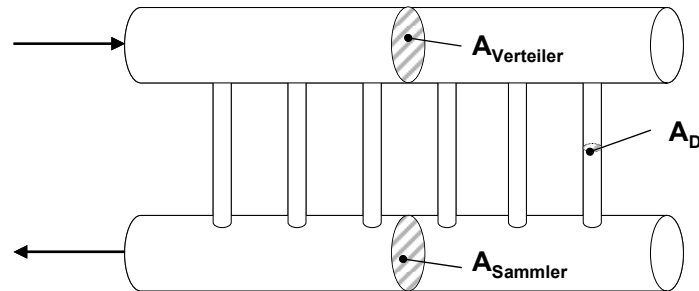


Abbildung 5-6: Verteilung einer Strömung auf parallele Kanäle, nach [WAG01]

Bei der Auslegung des Düsenystems ist es wesentlich, dass eine gleichmäßige Verteilung des Volumenstroms aus jeder Düsenöffnung erreicht wird, so kann eine homogene Verteilung des Wärmeübergangs auf der Bauteiloberfläche erzielt werden. Nach [WAG01] ist hierfür folgende Relation einzuhalten:

$$A_{\text{Verteiler}} = A_{\text{Sammler}} \geq 2 \sum A_D \quad (26)$$

hierbei sind $A_{\text{Verteiler}}$, A_{Sammler} und A_D die Querschnitte des Verteilers des Sammlers und einer Düsenöffnungen.

Darüber hinaus wird eine weitere Unterscheidung getroffen. Durch die Einbringung von Düsenrohren gemäß *Abbildung 5-7* ist es möglich, den Abstand h zwischen Düsenöffnung und Bauteiloberfläche zu verringern, ohne die Verteiler- oder die Sammlerfläche zu ändern. Hierbei wird allerdings u.U. ein höherer Druckverlust erwartet. Düsenrohre bieten weiterhin den Vorteil, dass das Gas einfacher von der Bauteiloberfläche abgeführt werden kann und der Einfluss des abgeführten Volumenstroms auf die unterhalb gelegenen Düsen reduziert wird.

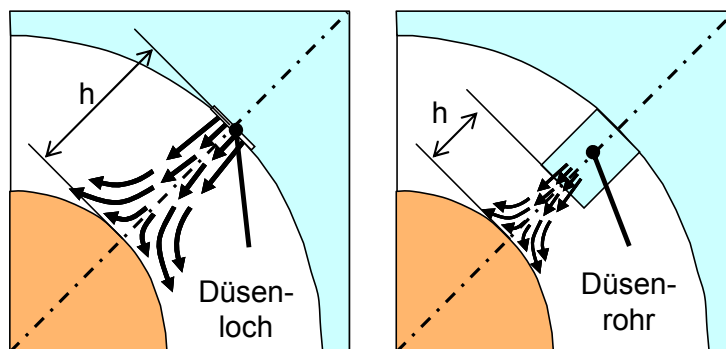


Abbildung 5-7: Unterscheidung Düsenlöcher (links) und Düsenrohre (rechts): Verringerung des Abstandes h zwischen Düsenöffnung und Bauteiloberfläche

5.2.2 Simulationsergebnisse

Im Rahmen dieses Vorhabens wurden zur Optimierung des Wärmeübergangs und des Druckverlustes mehrere Varianten des Düsensystems simuliert. Hierfür wurden folgende Parameter variiert:

$$4 \cdot 10^2 \leq \text{Re}_D \leq 3 \cdot 10^4$$

$$0,45 \leq d/h \leq 5,4$$

$$0,12 \leq d/t \leq 0,65$$

Düsenlöcher / Düsenrohre

ringspaltförmiger Verteiler / rohrförmiger Sammler

Der Bauteildurchmesser lag bei 20 oder 40 mm und die Länge bei 100 mm. In *Abbildung 5-8* links ist der prinzipielle Verlauf der Strömung und die resultierende Verteilung der Wärmeübergangskoeffizienten beispielhaft an einem ausgewählten Düsensystem mit Düsenlöchern dargestellt. Der einströmende Volumenstrom V_{in} wird auf die Düsenöffnungen verteilt. Der Volumenstrom innerhalb des Ring-Spalttes steigt schrittweise an und der aus den Düsen austretende Gasstrom kann nicht ungehindert abtransportiert werden. Die stromabwärts liegenden Düsenöffnungen werden somit von einer zunehmend steigenden Querströmung beeinflusst.

Abbildung 5-8 rechts zeigt den Effekt der Einbringung von Düsenrohren. Bei ansonsten gleichen Geometrien und Strömungsrandbedingungen zeigt sich eine unterschiedliche Ausbildung der Freistrahlen aus den Düsenöffnungen und eine entsprechend unterschiedliche Verteilung der Wärmeübergangskoeffizienten auf den Zylinderoberflächen. Die Strömung aus den Düsenrohren kann besser abtransportiert werden und die Strahlen sind direkter auf die Bauteiloberfläche gerichtet. Das entsprechende Verteilungsmuster der Wärmeübergangskoeffizienten ist gleichmäßiger, die Werte direkt unterhalb der Düsenöffnungen sind höher.

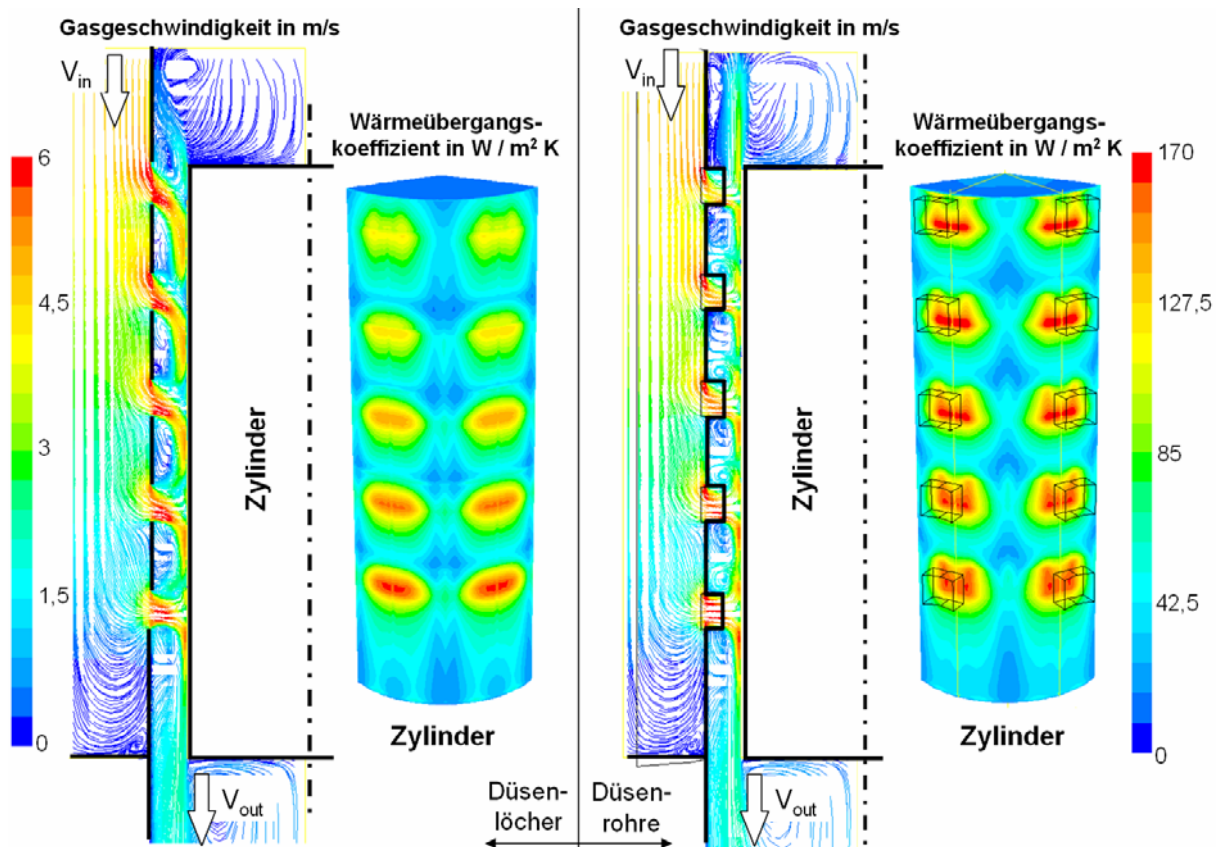


Abbildung 5-8: Beispielhafte Verteilung der Strömungsgeschwindigkeiten auf der Symmetrieebene durch die Düsenöffnungen und resultierende Konturen des Wärmeübergangskoeffizienten auf der Bauteiloberfläche (Teilansicht), links: Düsenlöcher, rechts: Düsenrohre (ansonsten identische Verteiler-, Sammler- und Düsengeometrie und gleiche Strömungsrandbedingungen)

Als Kriterium für die Gleichverteilung der Strömung auf die Düsenöffnungen wird entsprechend Gleichung (26) das Verhältnis der Summe der Düsenquerschnitte zu dem Verteilerquerschnitt genutzt. Ist dieses Verhältnis $\leq \frac{1}{2}$ kann von einer homogenen Verteilung der Volumenströme auf die Düsen ausgegangen werden. *Abbildung 5-9* bestätigt dieses für alle untersuchten Düsensysteme. Hierbei zeigen die Systeme mit Düsenrohren durchgehend eine höhere Inhomogenität der Verteilung der Strömung auf die Düsenöffnungen.

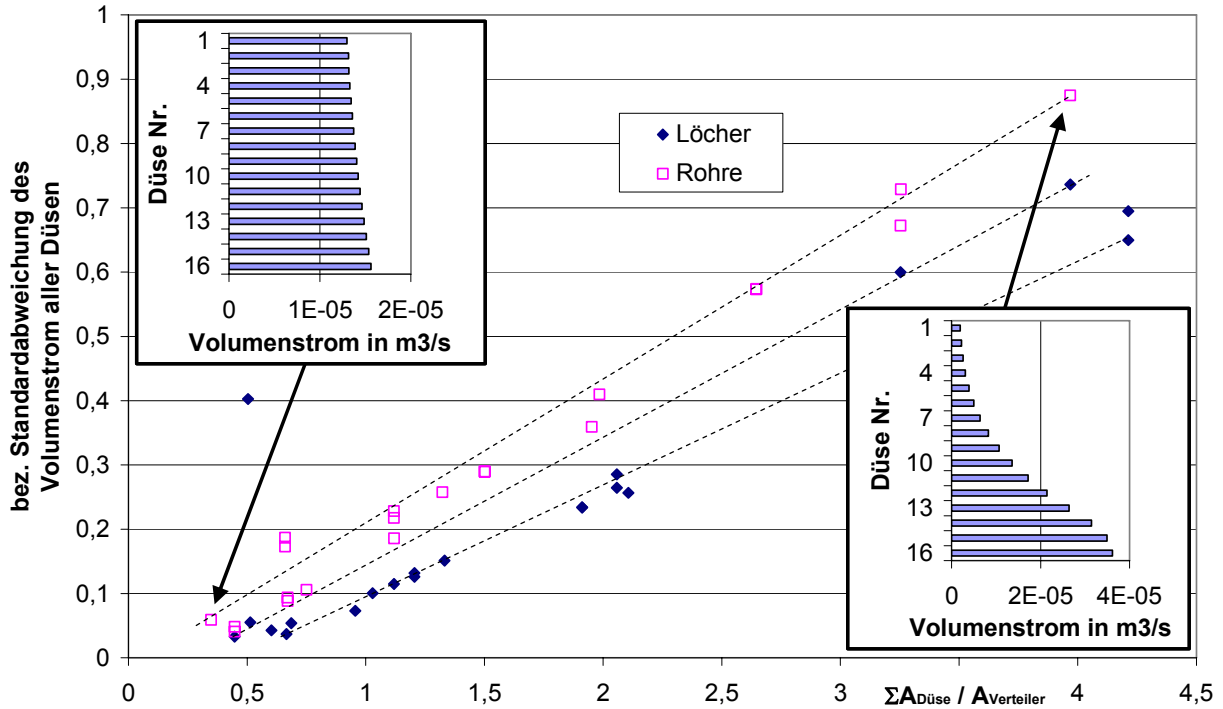


Abbildung 5-9: Simulationsergebnisse: Verteilung der Strömung auf die Düsen, kleine Graphen: Beispielhafte Verteilung des Volumenstroms auf die Düsenöffnungen, links: (nahezu) gleichmäßige Verteilung, rechts: ungleichmäßige Verteilung

5.2.2.1 Druckverlust

Der bei der Durchströmung des Düsenfeldes auftretende Druckverlust kann durch zwei Terme beschrieben werden: Es müssen Einström- sowie Ausströmverluste berücksichtigt werden, die bei dem Übergang des Kammerquerschnitts auf den des Sammler entstehen. Da dieser Anteil durch einen entsprechend flachen Übergang minimiert werden kann, wird er hier nicht weiter berücksichtigt. Der größte Anteil im Gesamtdruckverlust des Düsenfeldes entsteht bei der Umlenkung der Strömung in die Düsenöffnungen und der Strömung durch die Düsenöffnung selbst. Letzterer resultiert aus den Verlusten durch Querschnittsverengung und Querschnittserweiterung. Bei langen Düsenrohren kommt u.U. ein Reibungsanteil hinzu. Diese Beziehung ist charakteristisch für die Strömung durch Lochscheiben. Nach [WAG01] kann der dabei entstehende Druckverlust wie folgt beschrieben werden:

$$\Delta p = \zeta \frac{1}{2} \rho v_{Düse}^2 = \zeta \frac{1}{2} \rho \left(\frac{\dot{V}_{ges}}{\sum A_{Düse}} \right)^2 \quad (27)$$

Hierbei ist ζ der Widerstandsbeiwert, dieser teilt sich nach [WAG01] in einen Form- und in einen Reibungswiderstand auf:

$$\zeta = \zeta_0 + \zeta_\lambda \quad (28)$$

mit $\zeta_\lambda = \frac{64}{Re_d}$ bei laminarer Strömung ($Re_d < 2300$) (29)

oder
$$\zeta_\lambda = \frac{0,22}{\text{Re}_d^{0,2}} \text{ bei turbulenter Strömung (Re}_d > 2300) \quad (30)$$

Der Beiwert ζ_0 ist von dem Verhältnis der Länge der Lochscheibe bzw. dem Düsenrohr zu dessen Durchmesser abhängig, er kann nach *Abbildung 5-10* ermittelt werden.

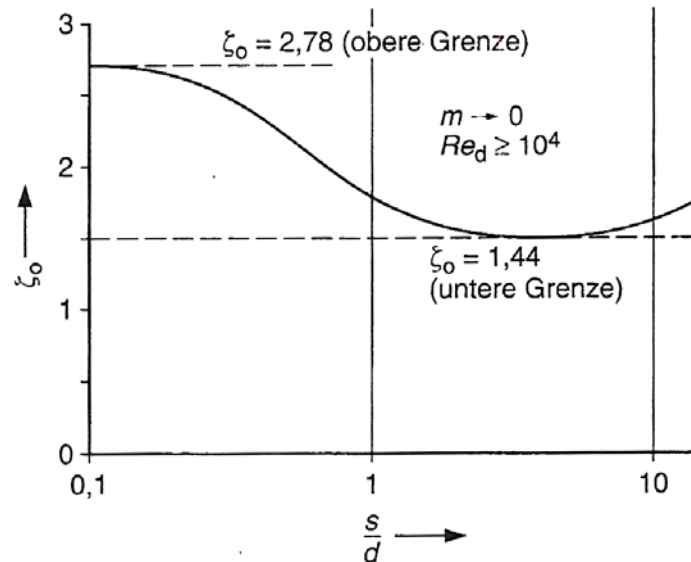


Abbildung 5-10: Widerstandsbeiwert ζ_0 von Lochscheiben [WAG01], s/d ist das Verhältnis der Lochscheibendicke zum Durchmesser der Öffnung

Der Druckverlust in einer Düse entspricht (bei gleichmäßiger Verteilung des Volumenstroms auf alle Düsenöffnungen) dem Gesamtdruckverlust aller Düsen. Die Simulationsergebnisse für den Druckverlust der in diesem Vorhaben untersuchten Düsensystemgeometrien und die Ergebnisse der Korrelation nach Gleichung (27) sind in *Abbildung 5-11* gegenübergestellt. Es zeigt sich eine gute Übereinstimmung bei den Düsensystemen mit Löchern, der Druckverlust der Düsensysteme mit Rohren wird zum Teil unterschätzt.

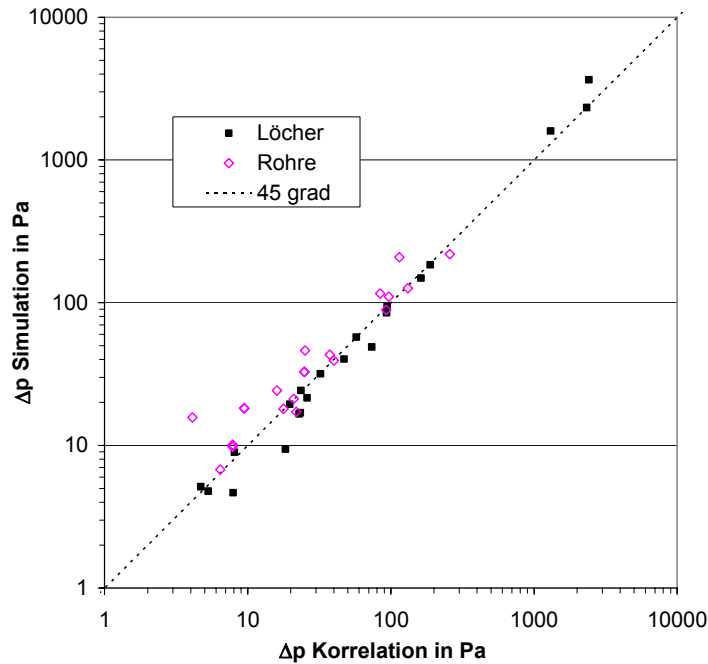


Abbildung 5-11: Gegenüberstellung Simulationsergebnisse und Korrelationen für den Druckverlust des Düsensystems

5.2.2.2 Wärmeübergang

Für die Bestimmung des Wärmeübergangs werden die zwei Korrelationen aus Abschnitt 2.2.2 in *Abbildung 5-12* jeweils mit den Ergebnissen der Strömungssimulation verglichen. Hierbei musste in der Korrelation von Irlé [IRL86] der Parameter m für alle untersuchten Konfigurationen auf 0,4 gesetzt werden, da ansonsten die Abweichung zu den simulierten Werten zu groß gewesen wäre.

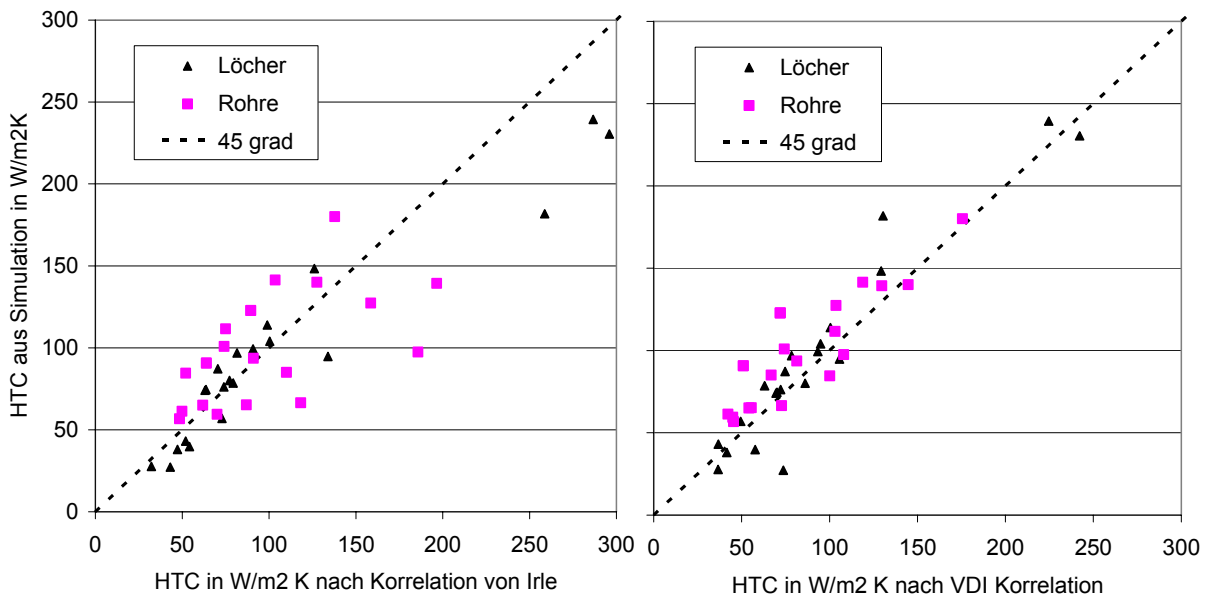


Abbildung 5-12: Gegenüberstellung Simulationsergebnisse und Korrelationen für den Wärmeübergangskoeffizienten im Düsenfeld, links: Korrelation nach Irlé (Gleichung (10)) [IRL86], rechts: Korrelation aus dem VDI Wärmeatlas (Gleichung (12)) [VDI06]

Die Korrelation aus dem VDI Wärmeatlas [VDI06] zeigt für die untersuchten Düsensysteme eine gute Übereinstimmung mit den Simulationsergebnissen, der Wärmeübergang wird von der Korrelation tendenziell unterschätzt, was für eine Auslegung der Düsensysteme auf einen maximalen Wärmestrom eher positiv ist als eine Überschätzung. Die Korrelation von Irle [IRL86] weicht insbesondere bei hohen Werten von den Simulationsergebnissen in Richtung höherer Wärmeübergänge ab.

5.2.3 Effektive Intensitätssteigerung

Entsprechend den Betrachtungen in Abschnitt 4.1 kann eine effektive Steigerung der Abschreckintensität nur erfolgen, wenn das Verhältnis der jeweiligen Nusselt-Zahlen Nu_{DBT} (bezogen auf den Bauteildurchmesser D_{BT}) größer als eins ist. Da die hier genutzten Korrelationen für den Wärmeübergang am Düsensystem (Gleichung (10) und (12)) auf den Düsendurchmesser $D_{Düse}$ bezogen sind ($Nu_{DDüse}$) muss entsprechend Gleichung (31) eine Korrektur durchgeführt werden:

$$Nu_{DDüse} = \frac{\bar{\alpha} D_{Düse}}{\lambda} \Rightarrow Nu_{DBT} = \frac{\bar{\alpha} D_{BT}}{\lambda} = Nu_{DDüse} \frac{D_{BT}}{D_{Düse}} \quad (31)$$

Der Wärmeübergang mit Düsensystem (hier als Betriebspunkt 2: BP2 gekennzeichnet) wird entsprechend den Simulationsergebnissen aus Abschnitt 5.2.2.2 über folgende Relation beschrieben:

$$Nu_{DDüse}^{BP2} = C_{Düse} Pr^j Re_{DDüse}^n \quad (32)$$

Der Wärmeübergang ohne Düsensystem (Betriebspunkt 1: BP1) lässt sich entsprechend Abschnitt 4.3.4.1 über folgende Beziehung ausdrücken:

$$Nu_{DBT}^{BP1} = C_{BT} Pr^k Re_{DBT}^m \quad (33)$$

Die charakteristische Anströmgeschwindigkeit der Bauteile ohne Düsensystem kann über den Gesamt-Volumenstrom und den Querschnitt der Charge L^2 bestimmt werden. Entsprechend kann die Reynolds-Zahl der Bauteilanströmung Re_{DBT} ausgedrückt werden über:

$$Re_{DBT}^{BP1} = \frac{v_{Anströmung}^{BP1} D_{BT}}{v_{gas}} = \frac{\dot{V}_{BP1} D_{BT}}{L^2 v_{gas}} \quad (34)$$

Vergleichbar lässt sich die Reynolds-Zahl der Düsenströmung über den Volumenstrom durch eine Düse $\dot{V}_{Düse}$ und den Düsenquerschnitt $A_{Düse}$ beschreiben:

$$Re_{Düse}^{BP2} = \frac{v_{Düse}^{BP2} D_{Düse}}{v_{gas}} = \frac{\dot{V}_{Düse}^{BP2} D_{Düse}}{A_{Düse} v_{gas}} \quad (35)$$

Bei einem Düsensystem, das pro Bauteil $n_{Düse}$ Düsenöffnungen hat und einer einlagigen Charge, die aus n_{BT} Bauteilen aufgebaut ist, lässt sich Gleichung (35)

mit $A_{Düse} = \frac{\pi}{4} D_{Düse}^2$ und $\dot{V}_{Düse}^{BP2} = \frac{\dot{V}_{BP2}}{n_{BT} n_{Düse}}$ (36)
(37)

wie folgt schreiben:

$$Re_{Düse}^{BP2} = \frac{\dot{V}_{BP2} D_{Düse}}{n_{Düse} n_{BT} \frac{\pi}{4} D_{Düse}^2 v_{gas}} \quad (38)$$

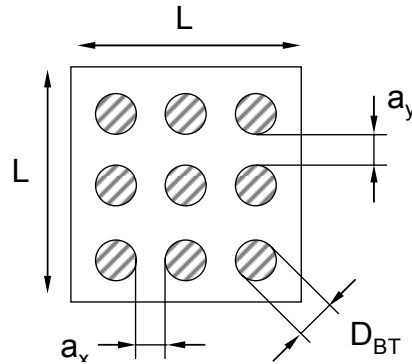


Abbildung 5-13: idealisierter Aufbau der Charge (mit $n_{BT} = 9$), Draufsicht

Die Anzahl der Bauteile in der Charge n_{BT} kann entsprechend *Abbildung 5-13* für eine näherungsweise quadratische Chargengrundfläche L^2 und bei gleichen Abständen der Bauteile untereinander ($a_x = a_y = a_{x,y}$) über folgenden Zusammenhang ausgedrückt werden:

$$n_{BT} = \frac{L^2}{D_{BT}^2 a_L^2} \quad \text{mit} \quad a_L = 1 + \frac{a_{x,y}}{D_{BT}} \quad (39)$$

und
(40)

Damit wird Gleichung (38) zu:

$$Re_{Düse}^{BP2} = \frac{\dot{V}_{BP2} D_{BT}^2 a_L^2}{n_{Düse} L^2 \frac{\pi}{4} D_{Düse} v_{gas}} \quad (41)$$

Aus Einsetzen der Gleichungen (31) bis (41) in Gleichung (19) ergibt sich für das Kriterium der effektiven Intensitätssteigerung folgender Zusammenhang:

$$\frac{Nu_{DBT}^{BP2}}{Nu_{DBT}^{BP1}} = \frac{C_{Düse} Pr^j \left(\frac{4 \dot{V}_{BP2} D_{BT}^2 a_L^2}{n_{Düse} L^2 \pi D_{Düse} v_{gas}} \right)^n D_{BT}}{C_{BT} Pr^k \left(\frac{\dot{V}_{BP1} D_{BT}}{L^2 v_{gas}} \right)^m D_{Düse}} > 1 \quad (42)$$

Für $n = m$ und $j = k$ vereinfacht sich Gleichung (42) zu

$$\frac{C_{Düse}}{C_{BT}} \left(\frac{\dot{V}_{BP2}}{\dot{V}_{BP1}} \right)^n \left(\frac{a_L^2 4 D_{BT}}{n_{Düse} \pi D_{Düse}} \right)^n \frac{D_{BT}}{D_{Düse}} > 1 \quad (43)$$

Gleichung (42) bzw. (43) ist das Schlüsselkriterium, das zur Beurteilung von Düsensystemen herangezogen wird.

Die im Rahmen dieses Vorhabens untersuchten unterschiedlichen Düsensysteme werden auf ihre effektive Verbesserung des Wärmeübergangs nach Gleichung (42) untersucht. Zur Berücksichtigung des verringerten Volumenstroms aufgrund des erhöhten Strömungswiderstandes wird die Ventilator Kennlinie aus Abschnitt 4.1.2 genutzt.

Als Ergebnis zeigen sich zwei unterschiedliche Zusammenhänge für die Systeme mit Düsenrohren und die Systeme mit Düsenlöchern. Entsprechend *Abbildung 5-17* ist bei den Systemen mit Düsenlöchern die aus der Simulation resultierende Intensitätssteigerung näherungsweise proportional zu dem Wert von $C_{Düse}$. Für die Systeme mit Düsenrohren lässt sich hier kein direkter Zusammenhang erkennen.

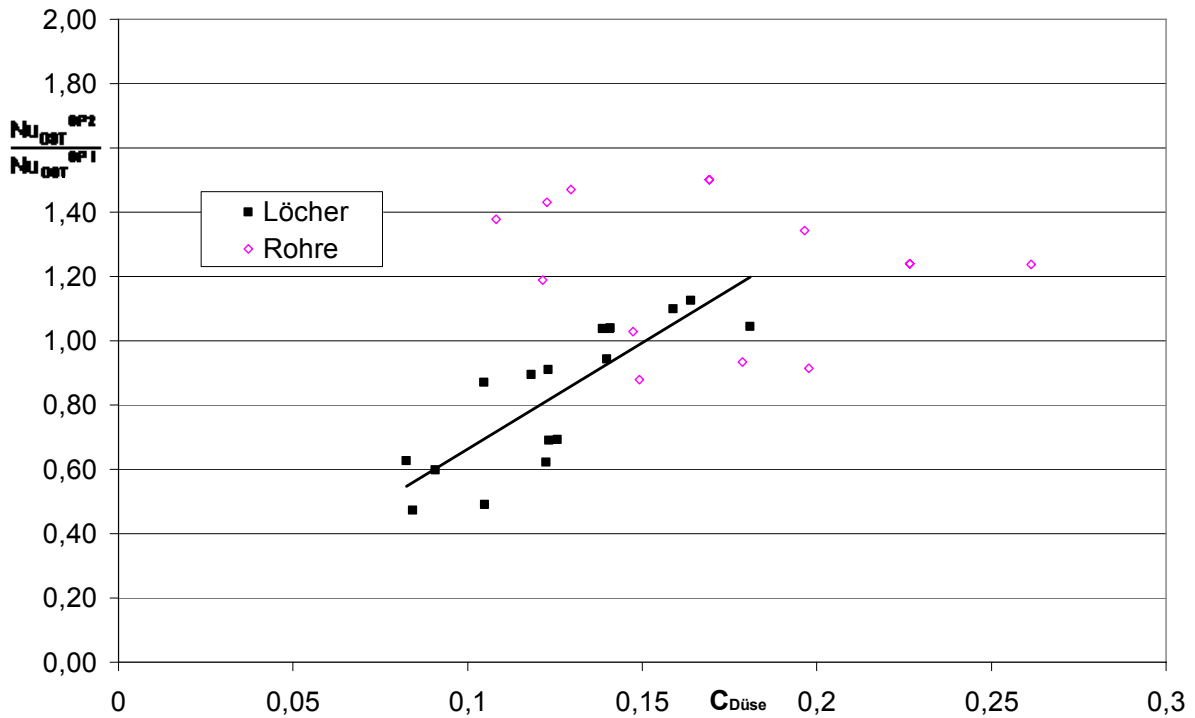


Abbildung 5-14: Ergebnisse der Strömungssimulation: Intensitätssteigerung der Düsensysteme nach Gleichung (42) in Abhängigkeit von $C_{Düse}$

Abbildung 5-15 zeigt das Düsensystem, das die höchste Intensitätssteigerung der hier untersuchten Systeme mit Düsenlöchern aufweist.

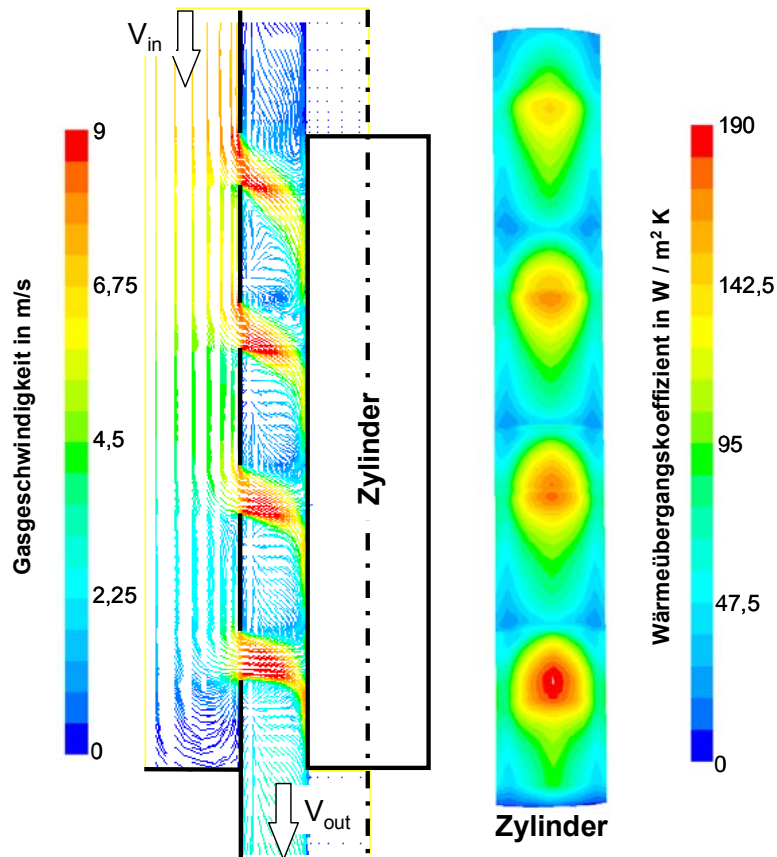


Abbildung 5-15: Düsensystem mit einer hohen Intensitätssteigerung: Düsenlöcher, links: Verteilung der Strömungsgeschwindigkeiten auf der Symmetrieebene durch die Düsenöffnungen und rechts: resultierende Konturen des Wärmeübergangskoeffizienten auf der Bauteiloberfläche (Teilansicht), Abstand Düse Oberfläche $h = 10,3 \text{ mm}$, Teilung der Düsen $t = 26 \text{ mm}$, Anzahl der Düsen $n_{Düse} = 32$, hydr. Durchmesser $D_{Düse} = 7,64 \text{ mm}$, Intensitätssteigerung um den Faktor 1,18

In *Abbildung 5-16* ist der Zusammenhang zwischen der effektiven Intensitätssteigerung durch Einbringung unterschiedlicher Düsensysteme und dem jeweiligen Düsendurchmesser aufgetragen. Eine Verringerung des Düsendurchmessers führt hier zu einer Erhöhung der effektiven Intensitätssteigerung. Für die Systeme mit Düsenlöchern lässt sich hier allerdings kein direkter Zusammenhang erkennen. *Abbildung 5-17* zeigt das Düsensystem, das die höchste Intensitätssteigerung der hier untersuchten Systeme mit Düsenrohren aufweist.

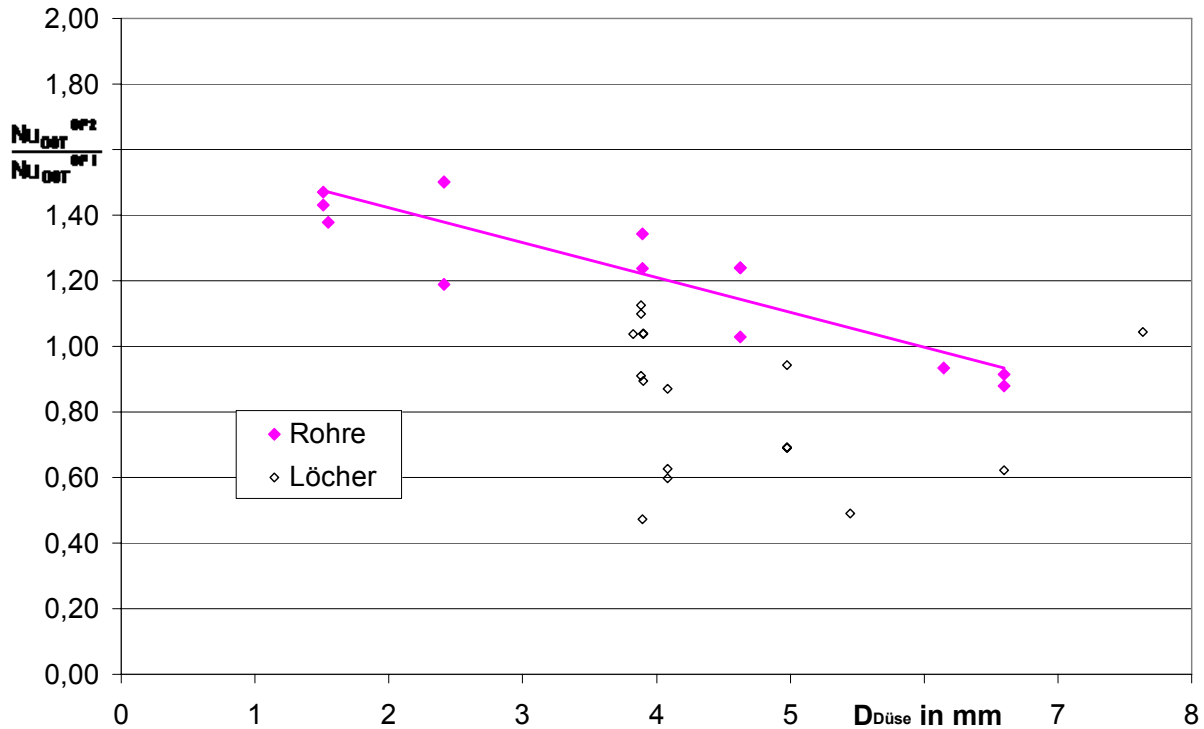


Abbildung 5-16: Ergebnisse der Strömungssimulation: Intensitätssteigerung der Düsensysteme nach Gleichung (42) in Abhängigkeit von $D_{Düse}$

5.2.4 Diskussion

Die Ergebnisse der Simulationsrechnungen konnten zeigen, dass mittels der Einbringung von Düsensystemen eine Steigerung der Abschreckintensität erreicht werden kann. Hier verhalten sich Systeme mit Düsenrohren vorteilhafter, die Strömung aus den Düsen wird näher an die Bauteiloberfläche gebracht, ohne dabei die Querschnittsfläche des Sammlers zu beeinflussen. Darüber hinaus kann das Abschreckgas besser in den Bereichen zwischen den Düsenrohren abtransportiert werden.

Für eine Umsetzung der Düsensysteme in einer Hochdruckgasabschreckanlage muss die Kennlinien des Umwälzventilators besonders berücksichtigt werden. Hier kann durch einen steileren Verlauf des erzeugten Differenzdrucks gegen den Volumenstrom eine höhere Steigerung der Abschreckintensität mittels Düsensystemen erzielt werden. Da diese Untersuchungen auch eine Richtlinie für zukünftige Entwicklungen darstellen, können die Ventilatoren für den Einsatz von strömungsbeeinflussenden Einbauten entsprechend der hier gezeigten Systeme ausgelegt werden.

Wesentlicher Vorteil der Düsensysteme ist allerdings die Möglichkeit der gezielten Abschreckung von Teilbereichen der Bauteile, die durch Anpassung der Düsenöffnungen an die konkrete Bauteilgeometrie und an die Anforderungen bzgl. der Verteilung der Abschreckintensität erreicht werden kann.

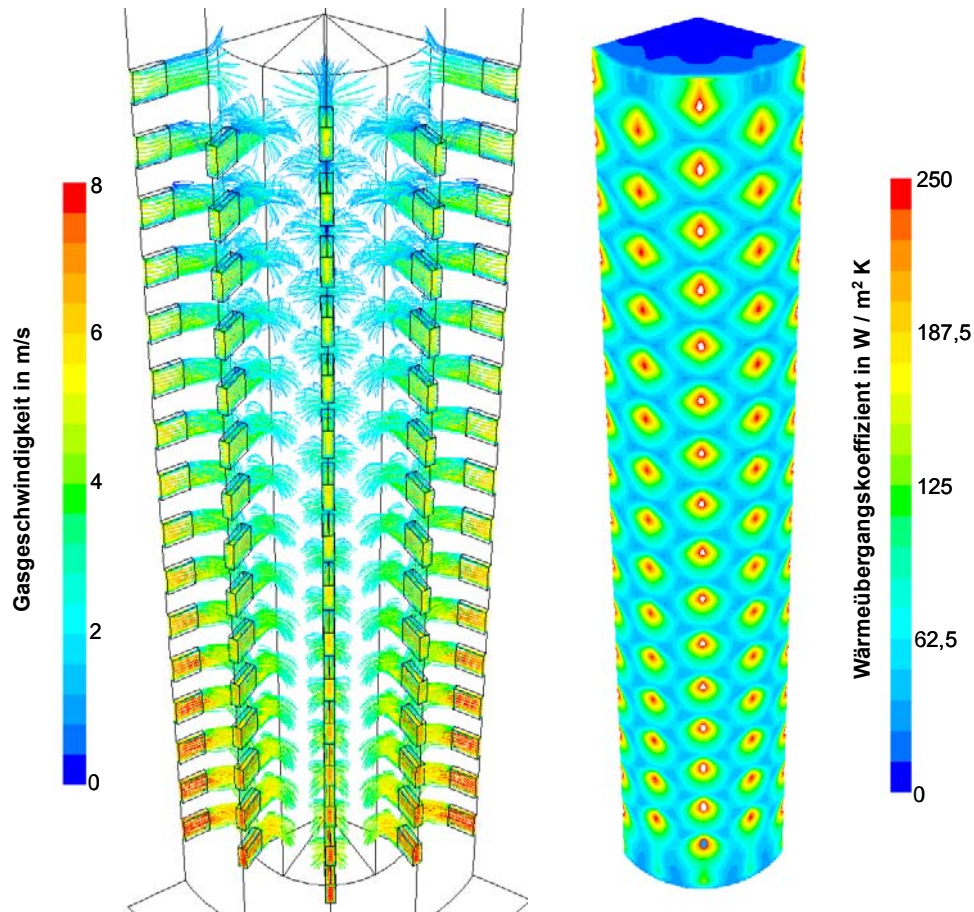


Abbildung 5-17: Düsensystem mit einer hohen Intensitätssteigerung: Düsenrohre, links: Bahnlinien der Strömungsgeschwindigkeiten startend von den Düsenöffnungen und rechts: resultierende Konturen des Wärmeübergangskoeffizienten auf der Bauteiloberfläche (Teilansicht), Abstand Düse Oberfläche $h = 5 \text{ mm}$, Teilung der Düsen $t = 6 \text{ mm}$, Anzahl der Düsen $n_{\text{Düse}} = 186$, hydr. Durchmesser $D_{\text{Düse}} = 1,51 \text{ mm}$, Intensitätssteigerung um den Faktor 1,47

6 Entwicklung eines Wärmeübergangssensors

Im Rahmen des Vorhabens soll eine Möglichkeit geprüft werden, den Wärmeübergangskoeffizienten auf den Bauteiloberflächen direkt zu messen. Im Folgenden wird das Messprinzip näher erläutert, die Möglichkeiten und Grenzen der Technik beschrieben sowie eine Kalibrierung gegen unterschiedliche Vergleichsgrößen dargestellt.

6.1 Messprinzip

Zur Bestimmung des lokalen Wärmeübergangskoeffizienten wird auf die Oberfläche des Bauteils bzw. auf einem Substrat eine "Glue-On film probe" (*Abbildung 7-1*) aufgeklebt. Der Sensor als Hauptbestandteil dieser Sonde ist ein elektrisch beheizter Messdraht aus Nickel, der in eine 50 µm dicke Kunststoffolie eingelassen ist. Der Messdraht ist 0,9 mm x 0,1 mm groß und ist an vergoldete Leiterplatten angeschlossen. An die Leiterplatten ist jeweils ein 0,1 mm dicker und 55 mm langer Kupferdraht angebracht. Dieser kommerziell erhältliche Sensor wird für die qualitative Messung von Übergangs- und Ablösepunkten, sowie für die Bestimmung der Wandschubspannung genutzt [DAN08].

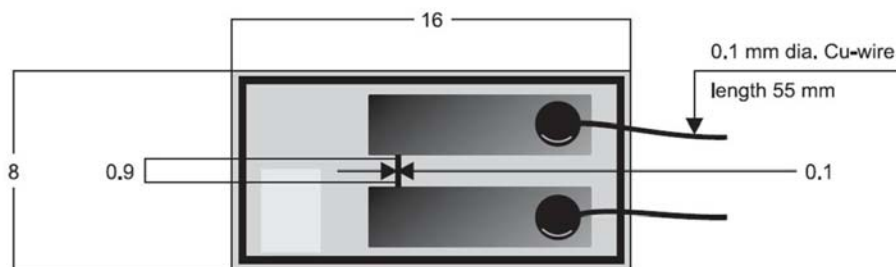


Abbildung 6-1: Aufbau Dantec Dynamics: „Glue-On probe for air (55R47)“ [DAN08]

Zur Messung des Wärmeübergangs wird der Sensor entgegen dem Kühleffekt einer Luftströmung mittels Brückenschaltung auf einer vorgegebenen Temperatur gehalten (Constant-Temperature-Anemometry). Aufgrund des Temperaturgradienten zur Strömung entsteht ein lokaler Wärmeübergang. Der elektrische Widerstand des Sensors ist temperaturabhängig, die notwendige Spannung um das Gleichgewicht zu halten wird an der Brückenschaltung gemessen, siehe *Abbildung 6-2*.

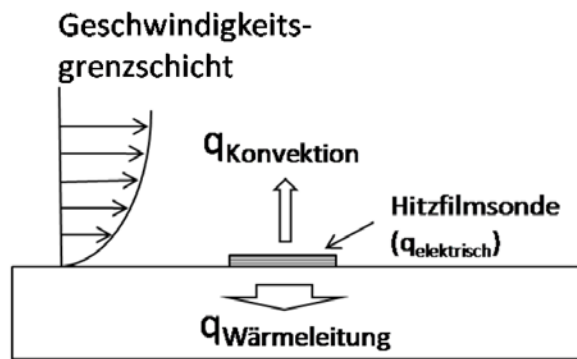


Abbildung 6-2: Prinzip der Wärmeübergangsmessung mittels „Glue-On probe“

Ein Teil der von dem Sensor elektrisch erzeugten Wärme $q_{\text{elektrisch}}$ wird durch die angelegte Strömung konvektiv abgeführt ($q_{\text{Konvektion}}$). Der andere Teil gelangt jedoch per Wärmeleitung ins Bauteil ($q_{\text{Wärmeleitung}}$). Der Einfluss der Wärmestrahlung sollte aufgrund der relativ geringen Temperatur des Messdrahtes vernachlässigbar gering sein. Wie groß die jeweiligen Wärmeströme (anteilig) sind, ist nicht bekannt.

Aufgrund der Materialien, aus denen die Sonde aufgebaut ist können die Messungen nur bei Temperaturen von max. 80°C durchgeführt werden. Die Medien dürfen nicht leitend sein, da es sonst zu Kurzschlüssen oder einer galvanischen Abtragung des Sensors kommen kann. Dieses beschränkt die Einsatzmöglichkeiten auf kalte Bauteile in gasförmigen Medien. Ungeachtet dessen besitzt diese Sonde ein hohes Anwendungspotential da sie bei entsprechender Datenverarbeitung die Bestimmung des zeitabhängigen, lokalen Wärmeübergangs ermöglicht.

6.2 Kalibrierung

Im Folgenden werden zwei Methoden beschrieben, die „Glue-On probe“ als Wärmeübergangssensor mit Hilfe bekannter Wärmeübergangsszenarien zu kalibrieren. Die Sonde wird hierzu auf einem Bauteil bzw. auf einem Substrat innerhalb eines definierten Strömungsfeldes auf charakteristischen Koordinaten positioniert, um so eine Abhängigkeit der gemessenen Spannung von dem für diese Situation bekannten lokalen Wärmeübergangskoeffizienten zu erhalten. Hieraus kann eine Kalibrierkurve entwickelt werden.

Es werden zwei Kalibriersituationen untersucht: Für Bauteile mit geraden Flächen der Prallstrahl (Abschnitt 6.2.1) und für zylindrische Bauteile mit gekrümmter Oberfläche der querangeströmte Zylinder (Abschnitt 6.2.2).

6.2.1 Prallstrahl

6.2.1.1 Aufbau und Durchführung

Abbildung 6-3 zeigt den Versuchsaufbau zur Kalibrierung der Glue-On Probe im Prallstrahl. Dieser wird aus dem Druckluftnetz gespeist, der Luftstrom wird dann mittels eines integrierten Wärmetauschers gekühlt bzw. beheizt. Danach wird die Luft durch einen

Strömungsgleichrichter geleitet, sodass eine gleichmäßige Strömung entsteht, die frei von großskaligen Turbulenzen ist. Auf der Entspannungskammer befindet sich eine Freistrahldüse. Eine Steuerung des Volumenstroms ist mittels eines Ventils am Kalibrator möglich.

In der Entspannungskammer wird der statische Druck gemessen. Nach Bernoulli ist auf einer Stromlinie die Summe aus dynamischem Druck und statischem Druck konstant (bei Vernachlässigung von Verlusten und Höhendifferenzen). Beim Eintritt des Luftstroms in die Entspannungskammer expandiert die Luft, was zu einer deutlichen Verringerung der Strömungsgeschwindigkeit führt. Der statische Druck in der Entspannungskammer entspricht also näherungsweise dem Gesamtdruck der Strömung. An der Freistrahldüse wird das Gas auf Umgebungsdruck expandiert, der statische Druck in der Entspannungskammer wird vollständig in den dynamischen Druck an der Freistrahldüse umgewandelt. Somit kann über die Messung des statischen Drucks in der Entspannungskammer auf die Austrittsgeschwindigkeit aus der Freistrahldüse geschlossen werden.

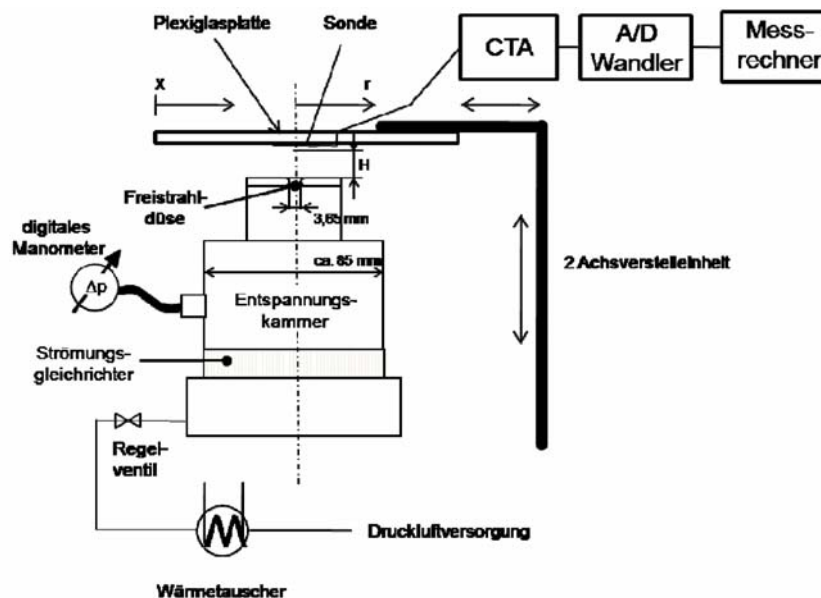


Abbildung 6-3: Versuchsaufbau zur Kalibrierung der Glue-On Probe im Prallstrahl (schematisch)

Die Sonde wurde für die Kalibrierung auf einer Plexiglasplatte als Substrat befestigt. In der Platte wurde eine Vertiefung eingebracht, in der sich ein thermoplastischer Klebstoff vom Typ „SW 3792 LM“ der Firma 3M befand. Dieser wurde angeschmolzen und die Sonde angeklebt. Die Platte wird auf der Zwei-Achs-Verstelleinheit montiert, so dass die Ebene der Sonde senkrecht zur Achse der Freistrahldüse und mit einem Abstand H zum Austritt der Düse ausgerichtet ist.

Die Kalibrierung wird bei verschiedenen Abständen H der Sonde zur Düse und verschiedenen Austrittsgeschwindigkeiten v durchgeführt. Die gewählten Abstände und Strömungsgeschwindigkeiten ergeben sich aus den Gültigkeitsbereichen der empirischen Wärmeübergangsgleichungen für den Prallstrahl, siehe auch Abschnitt 2.2.1. Hieraus ergeben sich die für die Kalibrierung benutzten Düsenabstände H von 20 mm, 30 mm, 40 mm und 60 mm, (mit $D_{\text{Düse}} = 3,65 \text{ mm}$: $h^* = h/D_{\text{Düse}} = 5,48 / 8,22 / 10,96 / 16,44$) sowie die

Anströmgeschwindigkeiten v von 30 m/s, 60 m/s und 100 m/s ($Re_{D_{Düse}} = 7005 / 14011 / 23352$).

Für die Kalibrierung wird die Sonde mittels der Verstelleinheit unter dem Prallstrahl hindurchbewegt und bei einzelnen Positionen $r^* = r / D_{Düse}$ die jeweiligen Spannungen gemessen.

6.2.1.2 Ergebnisse

Abbildung 6-4 zeigt den Vergleich zwischen der an der Glue-On Probe gemessenen Spannung bei unterschiedlichen Abständen Düse / Substrat zu den Werten des Wärmeübergangskoeffizienten aus der Literatur [VDI02]. Letztere sind nur für den Gültigkeitsbereich der empirischen Gleichung aufgetragen (siehe auch Abschnitt 2.2.1).

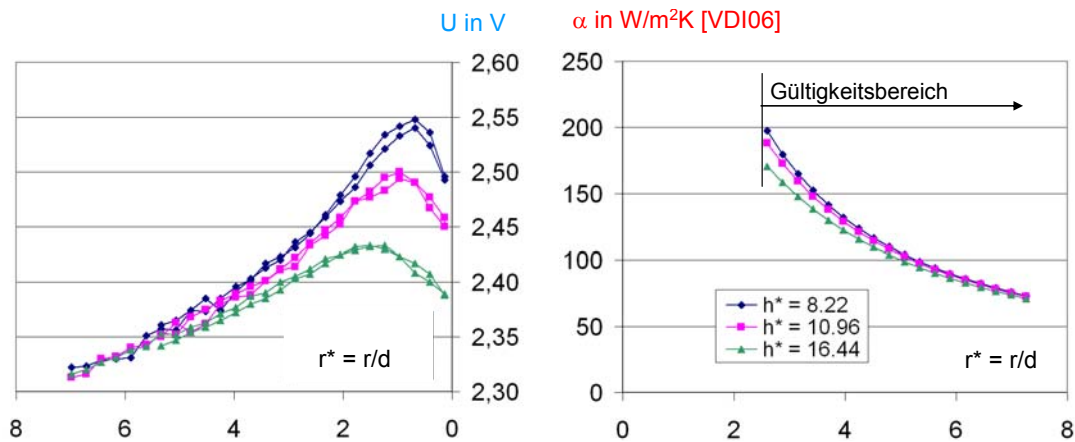


Abbildung 6-4: Erstellung einer Kalibrierkurve für die Glue-On Probe im Prallstrahl, links: gemessene Spannungen in der Glue-On Probe, rechts entsprechende Verteilung der Wärmeübergangskoeffizienten im Prallstrahl [VDI02]

Aus den gemessenen Spannungen lässt sich entsprechend *Abbildung 6-5* eine Kalibrierkurve für die Glue-On Sonde erstellen. Werte bei gleichen r^* werden dazu gegenübergestellt. Aus dieser Kalibrierkurve kann der Wert des Wärmeübergangskoeffizienten direkt aus der gemessenen Spannung abgelesen werden.

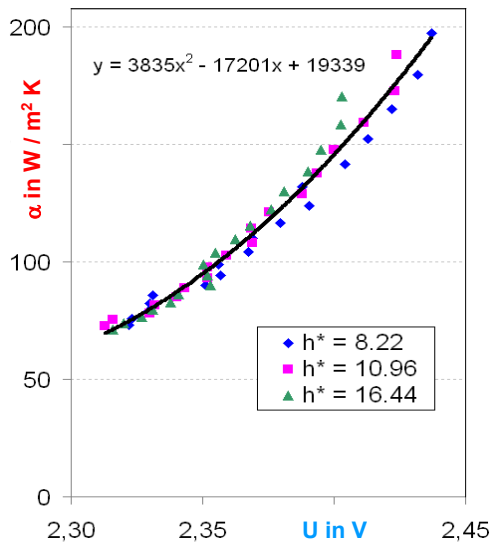


Abbildung 6-5: Kalibrierkurve für die Glue-On Probe im Prallstrahl bei unterschiedlichen Abständen Düse - Substrat

Die Klebung spielt bei der Kalibrierung der Sonden eine zentrale Rolle, da ein Teil der Wärmeenergie des Sensors von ihr absorbiert wird. Da die Sonden auf der Platte als Substrat mit einer Klebung kalibriert werden, und dann u. U. auf einem Testkörper mit einer anderen Klebung angebracht werden sollen, muss sichergestellt werden, welchen Einfluss die Klebung auf die Messungen hat. Hierzu wurde ein zweiter Kalibrations-Durchlauf mit der gleichen Sonde, aber unterschiedlicher Ausführung der Klebung (Klebung 2) durchgeführt. Die Ergebnisse sind *Abbildung 6-6* verglichen. Es zeigt sich ein deutlicher Unterschied der gemessenen Spannungen bei gleichen Strömungsrandbedingungen aber unterschiedlichen Ausführungen der Klebung. Diese Differenz liegt in der Größenordnung des Messbereiches der Messungen und kann so wesentlich das Messergebnis beeinflussen. Als Konsequenz daraus muss die Kalibrierung der Sonde direkt am Bauteil erfolgen.

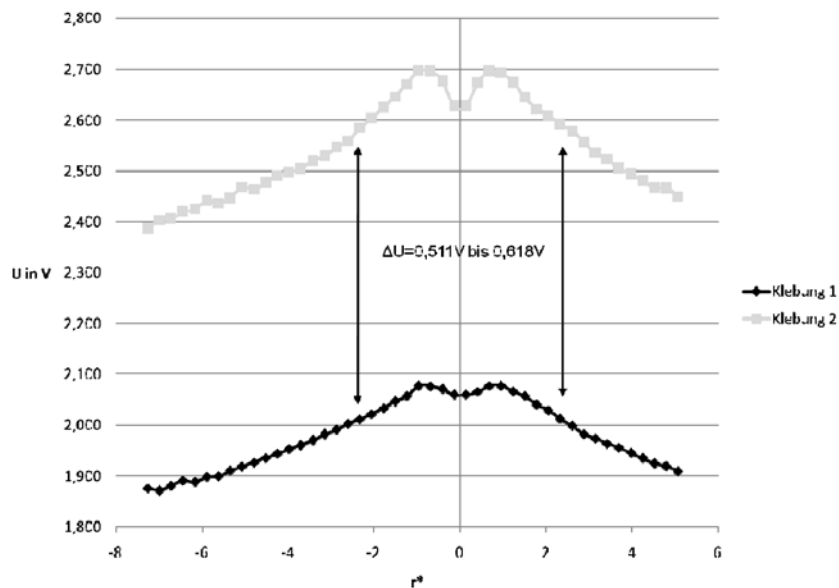


Abbildung 6-6: Vergleich Klebung 1 und 2, beispielhaft für $-7,26 < r^* < 5,07$, $h^* = 8,22$ und $Re = 7005$ bei 23°C

Weiterhin wurde im Rahmen dieses Vorhabens der Einfluss der Gastemperatur auf die Messung untersucht. Über den integrierten Wärmetauscher konnte die Austrittstemperatur des Prallstrahls auf bis zu 40°C erwärmt werden. Es erfolgten Messungen für eine Geschwindigkeit von 30 m/s, 60 m/s und 100 m/s, bei einem Abstand H von 30 mm, 40 mm und 60 mm und bei 23°C, 30°C und 40°C Düsenaustrittstemperatur. Die Düsenaustrittstemperatur unterscheidet sich von der tatsächlich auf dem Substrat vorherrschenden Temperatur: Die von dem Prallstrahl angesogene kältere Umgebungsluft mischt sich mit dem Luftstrahl aus der Düse (Entrainment). Zur Bestimmung der Gastemperatur in der Nähe der Sonde wurde durch eine Bohrung in der Plexiglasplatte ein Thermoelement bündig auf der Oberfläche installiert.

Als Referenzspannung $U(T_0)$ werden die Messwerte gesetzt, die bei der Referenztemperatur $T_0 = 23^\circ\text{C}$ gemessen wurden. Die Messwerte $U(T)$ werden nun mit den korrespondierenden Messwerten bei gleichen r^* , h^* und Re ins Verhältnis gesetzt. Die entstehende Quotient $U(T) / U(T_0)$ ist gegen die Quotienten T / T_0 in *Abbildung 6-7* aufgetragen.

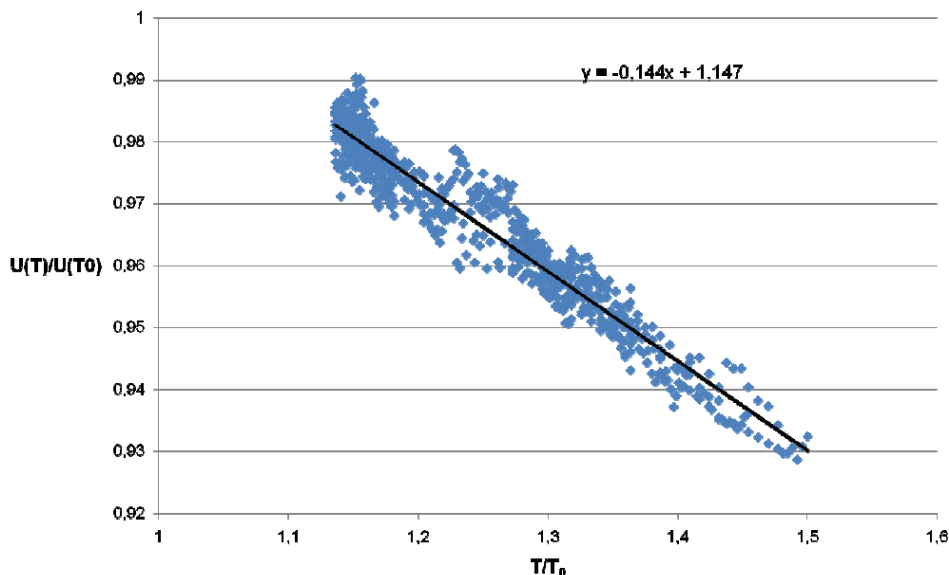


Abbildung 6-7: Einflusses der Fluidtemperatur auf die gemessenen Spannungen, Klebung 1

Es zeigt sich ein näherungsweise linearer Zusammenhang zwischen den Koeffizienten, der mittels Ausgleichsrechnung dargestellt werden kann. Die so erhaltene Gleichung ist allerdings nicht universell für jede Sonde gültig, sondern muss für jede Sonde und Klebung neu bestimmt werden.

6.2.2 quer angeströmter Zylinder

6.2.2.1 Aufbau und Durchführung

Abbildung 6-8 zeigt den Versuchsaufbau zur Kalibrierung der Glue-On Probe auf einem quer angeströmten Zylinder. Ein Zylinder aus Polyoxymethylen (POM) (Durchmesser: 40 mm, Länge: 560 mm) wird innerhalb einer Rohrleitung mit einem Durchmesser von 560 mm positioniert. Der Zylinder wird entlang des Durchmessers der Rohrleitung durch die Rohrwände geführt und ist um seine Achse frei drehbar. Ein frequenzgesteuerter

Radialventilator erzeugt auf seiner Saugseite in der Rohrleitung eine Strömung, eventuelle Vibrationen und Schwingungen werden durch einen Schwingungskompensator gedämpft. Eine Ansaugdüse im Lufteinlass des Versuchsaufbaus verhindert eine Strömungsablösung der eingesaugten Luft.

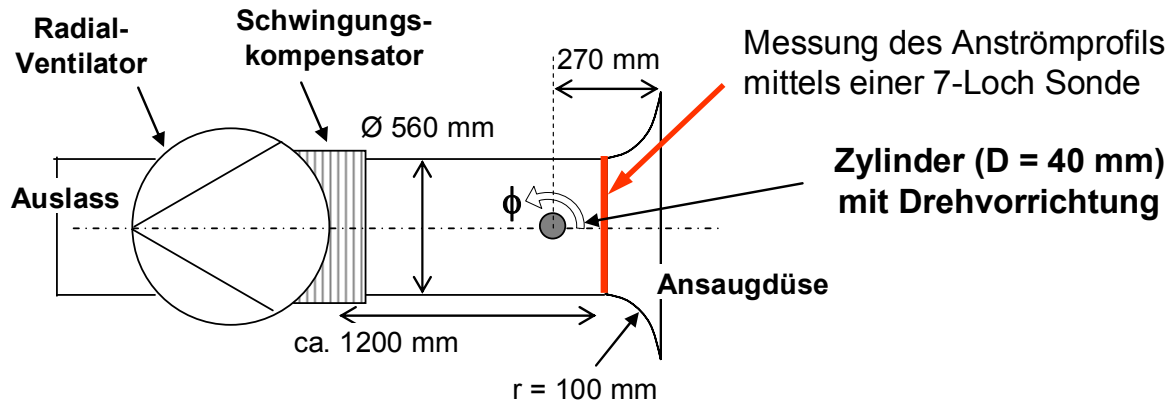


Abbildung 6-8: Versuchsaufbau zur Kalibrierung der Glue-On Probe am querangeströmten Zylinder (schematisch)

Die Glue-On Probe wird so auf einem Zylinder befestigt, dass der Messdraht senkrecht zu der auf den Zylinder treffenden Strömung verläuft. So können Verfälschungen des Ergebnisses durch die sich über den Umfang des Körpers ändernden Strömungsbedingungen vermieden werden. Zum Fixieren der Sonde wurde entsprechend Abschnitt 6.2.1.1 ein thermoplastischer Klebstoff verwendet (die Oberfläche des Zylinders wird zur besseren Haftung lokal leicht angeraut). Für die Messungen wurde die Glue-On Probe auf dem Zylinder etwa im Zentrum der Messebene positioniert. Durch Drehen des gesamten Zylinders kann der Anströmwinkel der Sonde auf dem Zylinder in diskreten Schritten eingestellt werden.

Als Anströmbedingung wurde das Geschwindigkeitsprofil mittels einer 7-Loch Sonde bei unterschiedlichen Randbedingungen gemessen. Die Messtechnik der 7-Loch Sonde ist näher in Abschnitt 4.3.3 beschrieben, die Ergebnisse der Messung sind in *Abbildung 6-9* dargestellt.

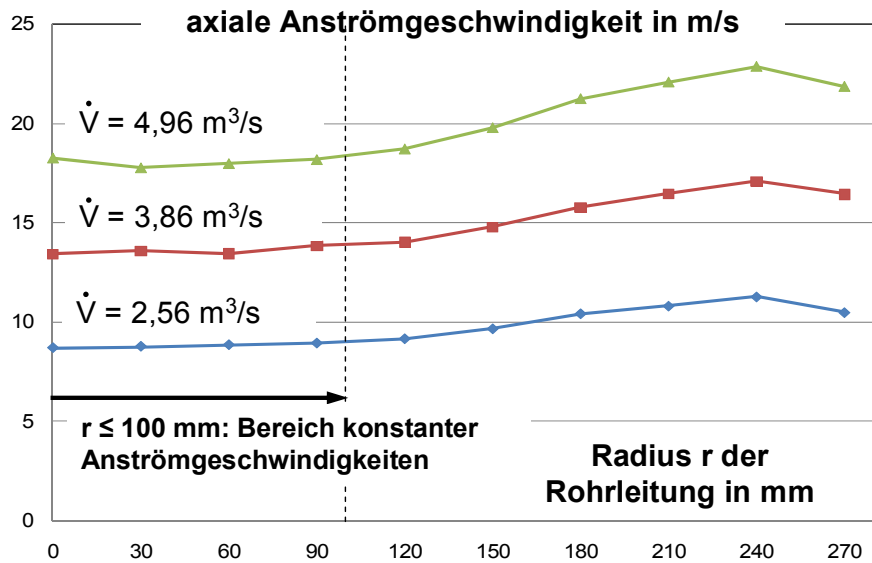


Abbildung 6-9: Messung des Anströmprofils im Versuchsaufbau zur Kalibrierung der Glue-On Probe am querangeströmten Zylinder für unterschiedliche Volumenströme, Mittelwerte aus 12 Messpunkten je Radius (30°-Abstände) - Standardabweichung über den Umfang hinter den Messpunkten, Komponenten senkrecht zur axialen Geschwindigkeit < 1 m/s

Das Geschwindigkeitsprofil der Anströmung entspricht nicht dem zu erwarteten Verlauf einer turbulenten Rohrströmung mit einem breiten Bereich konstanter Geschwindigkeiten in der Mitte des Rohres und einem steilen Abfall an den Rohrwänden [BÖS07]. Insbesondere für einen Radius von $r < 100 \text{ mm}$ ist hier aber ein sehr homogenes Geschwindigkeitsprofil zu beobachten. Dieser Bereich wird deshalb für die Bestimmung der Wärmeübergänge verwendet. Die Standardabweichung der Mittelwerte bei $r = \text{konst.}$ ist darüber hinaus mit deutlich unter 1% sehr klein. Daraus kann auf ein nahezu rotationssymmetrisches Profil geschlossen werden. Die Geschwindigkeitskomponenten senkrecht zur Hauptströmungsrichtung sind unabhängig vom Volumenstrom im Bereich $< 1 \text{ m/s}$ und können deshalb in der weiteren Betrachtung vernachlässigt werden.

6.2.2.2 Ergebnisse

Abbildung 6-10 zeigt den Vergleich zwischen der an der Glue-On Probe gemessenen Spannung bei unterschiedlichen Volumenströmen zu den Werten des Wärmeübergangskoeffizienten aus der Literatur [BAE06].

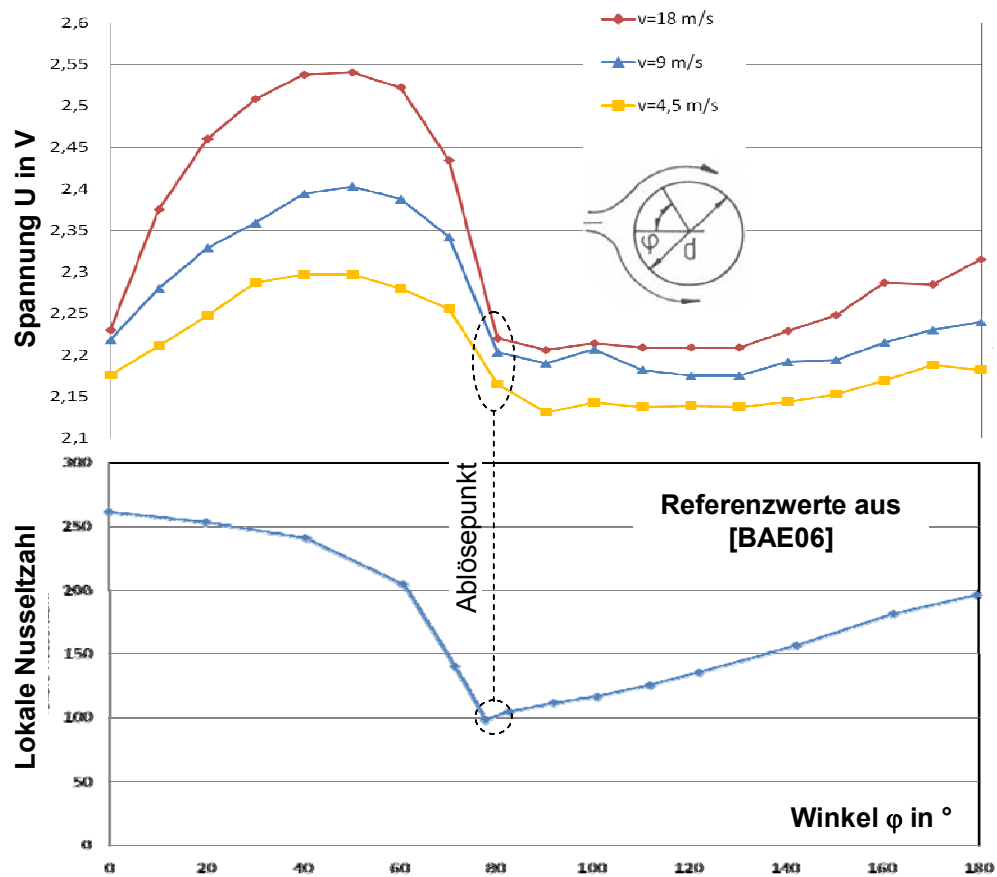


Abbildung 6-10: oben: gemessene Spannungen der Glue-On Probe am querangeströmten Zylinder bei unterschiedlichen Anströmgeschwindigkeiten, unten: entsprechende Verteilung des Wärmeübergangskoeffizienten aus der Literatur [BAE06].

Der qualitative Vergleich zwischen der gemessenen Spannung und dem Verlauf des lokalen Wärmeübergangskoeffizienten zeigt gute Übereinstimmung im Tangentialstrom- und Ablösebereich. Der Ablösepunkt, der durch ein Minimum im Wärmeübergang gekennzeichnet ist, wird durch ein Minimum in der gemessenen Spannung korrekt wiedergegeben. Im Bereich des Staupunktes und der Anströmung treten allerdings starke Abweichungen auf. Mögliche Ursachen für diese Abweichungen können eine ungleichmäßige Klebung, eine lokale Anschmelzung, Strömungsablösung oder eine Überlastung der Messbrücke sein.

7 Überprüfung der Simulation mittels Abschreckversuchen

Im Folgenden werden die numerisch ermittelten Ergebnisse anhand von Abschreckversuchen in der in Abschnitt 2.1.1 beschriebenen Zweikammeranlage überprüft. Dazu werden zum einen direkt die Abkühlverläufe innerhalb der Probenkörper ermittelt (Abschnitt 7.1). Diese können direkt mit den Ergebnissen der Simulationsrechnung verglichen werden. Zum anderen werden die Simulationsergebnisse über eine Korrelation der (berechneten) Abkühlverläufe zu dem erzielten Abschreckergebnis (Abschnitt 8) überprüft (Abschnitt 9).

7.1 Abkühlzeiten in der Hochdruckgasabschreckung

Für die Bestimmungen der Abkühlzeiten in der Hochdruckgasabschreckung wird eine Charge entsprechend der Geometrie in Abschnitt 4.3 aufgebaut. Diese Charge wird zur Charakterisierung des Wärmeübergangs teilweise mit Q-Proben nach *Abbildung 7-1* bestückt.

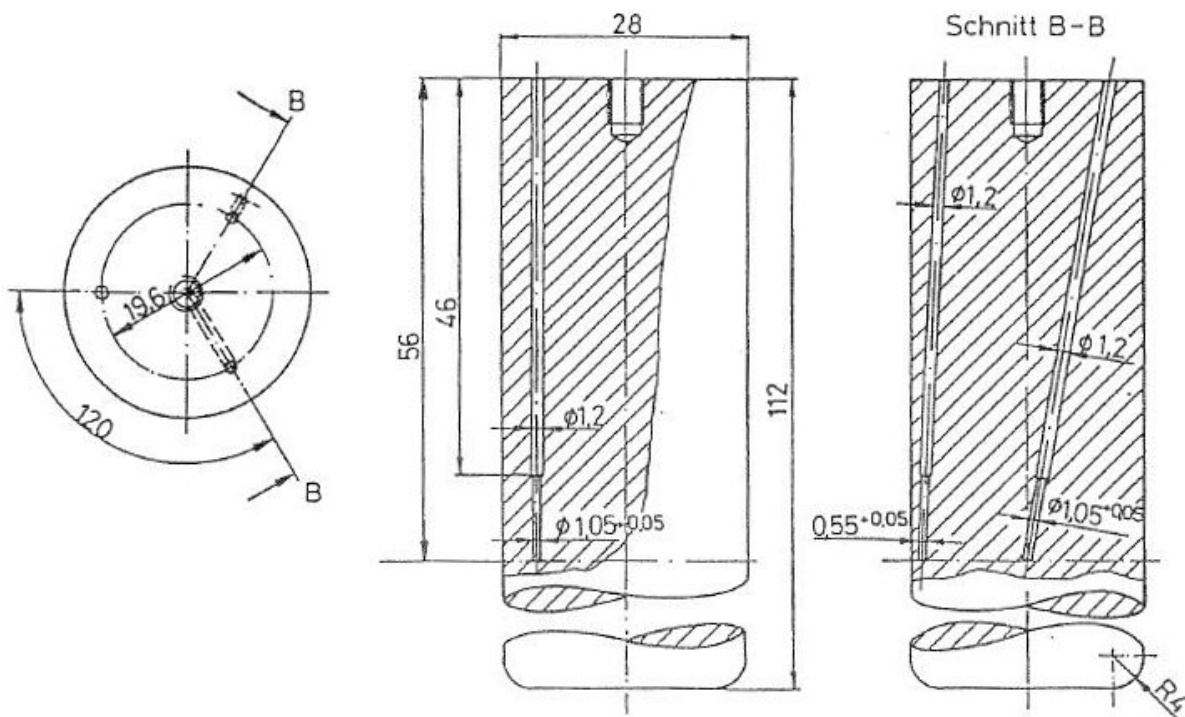


Abbildung 7-1: Geometrie der Q-Probe Bauart „IWT“ und Position der Thermoelementbohrungen zur Messung von Abkühlverläufen [LOH96]

Die Q-Probe nach Bauart „IWT“ wurde als wieder verwendbarer Probenkörper zum Vergleich der Abschreckintensität unterschiedlicher Gasabschrecksysteme entwickelt [LÜB02], [LOH96]. Es handelt sich hierbei um einen zylindrischen Probenkörper mit einem Durchmesser von 28 mm und einer Länge von 112 mm, siehe *Abbildung 7-1*. Die Probe wurde aus dem austenitischen Stahl X2CrNiMnMoNb21 16 5 3 (1.3964) gefertigt, bei dem eine Umwandlungsreaktion aufgrund der Abkühlbedingungen ausgeschlossen ist. Zur

Messung der Abkühlverläufe sind in der Q-Probe von einer Stirnseite aus bis zu ihrer halben Länge Thermolementbohrungen mit einem Durchmesser von 1,2 mm eingebracht: Eine Kern-Bohrung und zwei Rand-Bohrung mit einem Abstand der Thermolement Spitze von 4,2 mm und 1,4 mm zur Oberfläche der Probe. An der Entgegengesetzten Stirnseite sind die Kanten der Probe mit einem Radius von 4 mm abgerundet.

7.1.1 Aufbau der Charge 0705

In *Abbildung 7-2* ist der Aufbau der Charge 0705 zur Messung der Abkühlgeschwindigkeiten und Wärmeübergänge in der Zweikammeranlage entsprechend der Geometrie der Strömungssimulation in Abschnitt 4.3 dargestellt. Die Charge besteht aus zwei Ebenen, pro Ebene sind zwei Q-Proben jeweils in der Mitte der Charge und an der Ecke zur Messung der Temperaturverläufe positioniert. Die restlichen Positionen sind mit Ballastkörpern ähnlicher Geometrie wie die Q-Proben bestückt: pro Ebene 93 Zylindern, übereinander fluchtend angeordnet. Die Charge ist 400 mm breit, 400 mm hoch und 600 mm tief. Die Q-Proben wurden mit der abgerundeten Stirnfläche nach unten in der Charge positioniert, um so eine Vergleichbarkeit in der Anströmung der restlichen (Ballast-) Proben ohne abgerundete Stirnflächen zu erzielen. Die Charge wurde in der Zweikammeranlage 2.20 h bei 850°C gehalten und mit Stickstoff bei $p = 10, 6$ und 3 bar abgeschreckt. Die resultierenden Abkühlverläufe wurden mit Thermolementen aufgezeichnet und die korrespondierenden $t_{800-500}$ Zeiten bestimmt.

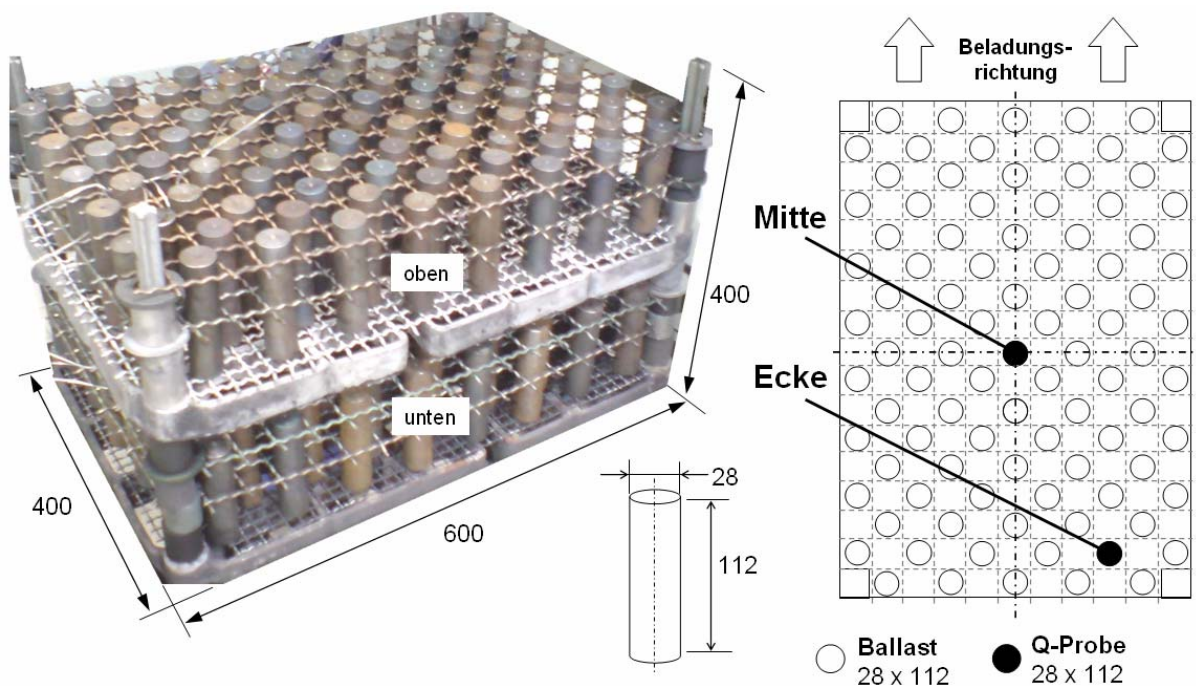


Abbildung 7-2: Aufbau der Charge 0705 zur Messung der Abkühlgeschwindigkeiten in der Zweikammeranlage: links: Foto der Charge, rechts: schematische Draufsicht. Zwei Ebenen mit jeweils zwei Q-Proben (in der Mitte und an der Ecke der Charge), restliche Positionen mit Ballast gefüllt (pro Ebene 91 Zylinder gleicher Geometrie).

7.1.2 Ergebnisse

7.1.2.1 Abkühlkurven

In *Abbildung 7-3* sind beispielhaft die gemessenen Abkühlkurven für die Abschreckung bei 10 bar aufgetragen, *Abbildung 7-4* und *Abbildung 7-5* zeigen die aus den Abkühlkurven bestimmten druckabhängigen $t_{800-500}$ Zeiten für die unterschiedlichen Positionen innerhalb der Charge (Mitte / Rand bzw. oben / unten) und Thermoelementbohrungen in den Q-Proben (Kern / Rand).

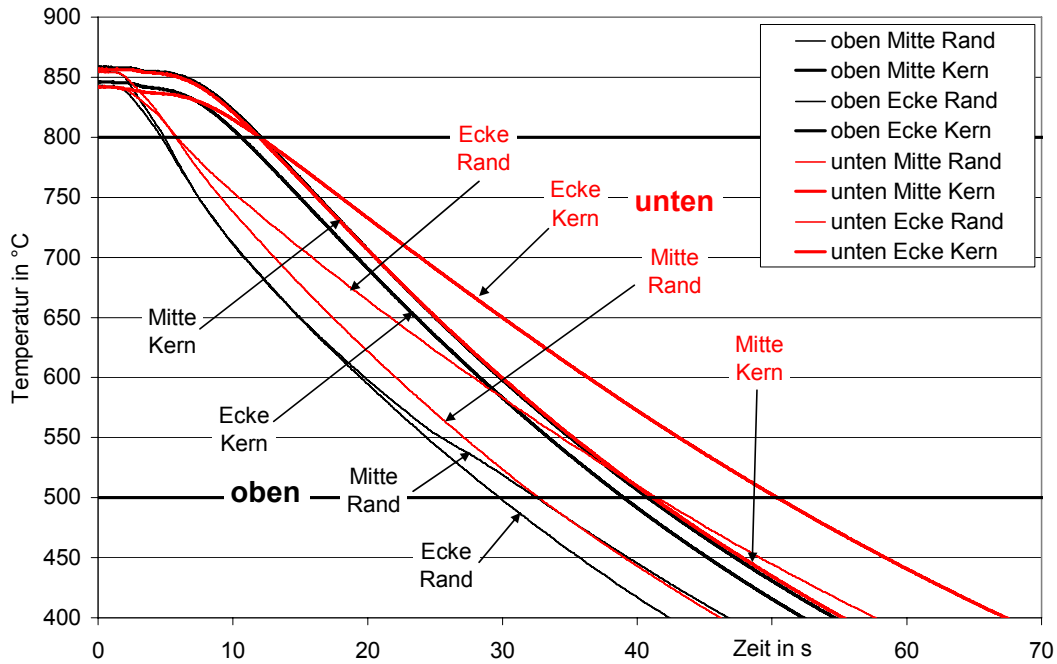


Abbildung 7-3: Beispielhafte Temperatur-Zeit-Verläufe in den Kern- und Rand-Bohrungen der Q-Proben während der Abschreckung von Charge 0705 bei 10 bar.

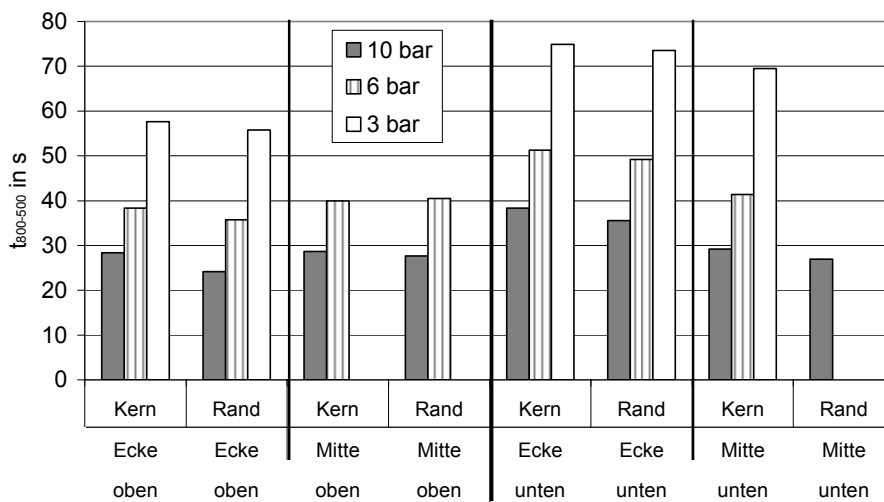


Abbildung 7-4: Druckabhängige Abkühlzeiten $t_{800-500}$ aus den Temperatur-Zeit-Verläufe in den Kern- und Rand-Bohrungen der Q-Proben während der Abschreckung von Charge 0705.

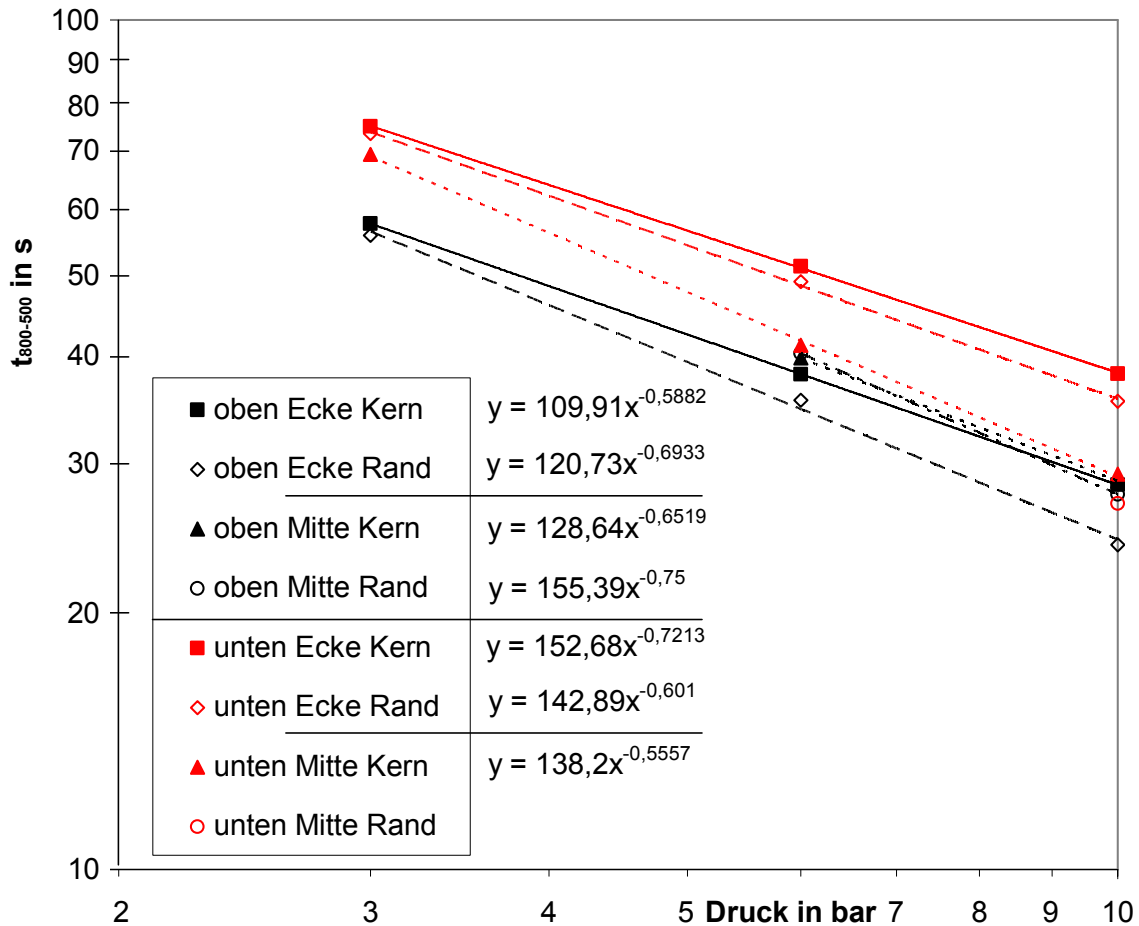


Abbildung 7-5: Druckabhängige Abkühlzeiten $t_{800-500}$ aus den Temperatur-Zeit-Verläufe in den Kern- und Rand-Bohrungen der Q-Proben während der Abschreckung von Charge 0705, Näherung mittels Potentialfunktionen

Aufgrund der aufwändigen Führung der Thermoelemente bei dem Transport der Charge von dem Heizbereich in die Abschreckkammer wurden die Mantelleitungen einiger Thermoelemente teilweise beschädigt. So standen im Laufe der Messungen immer weniger Thermoelemente zur Verfügung.

Mit steigendem Druck verringern sich die Abkühlzeiten, der Exponent der entsprechenden potenziellen Tendenz liegt zwischen 0,55 und 0,75 im Bereich der Erfahrungswerte. Zum anderen zeigte sich, dass die Differenz der $t_{800-500}$ Zeit zwischen Kern und Rand einer Q-Probe mit steigendem Druck ebenfalls steigt.

7.1.3 Vergleich zu den Simulationsergebnissen

Über die Annahme einer homogenen Abkühlung der Proben (gleichmäßige Temperaturverteilung im Körper) lässt sich entsprechend Abschnitt 8.4.2 aus den Wärmeübergangskoeffizienten der Simulation aus Abschnitt 4.3.4.1. die $t_{800-500}$ Zeit bestimmen. Die Ergebnisse sind vergleichend in *Abbildung 7-6* dargestellt. Es zeigt sich eine gute Übereinstimmung der gemessenen und der simulierten Werte.

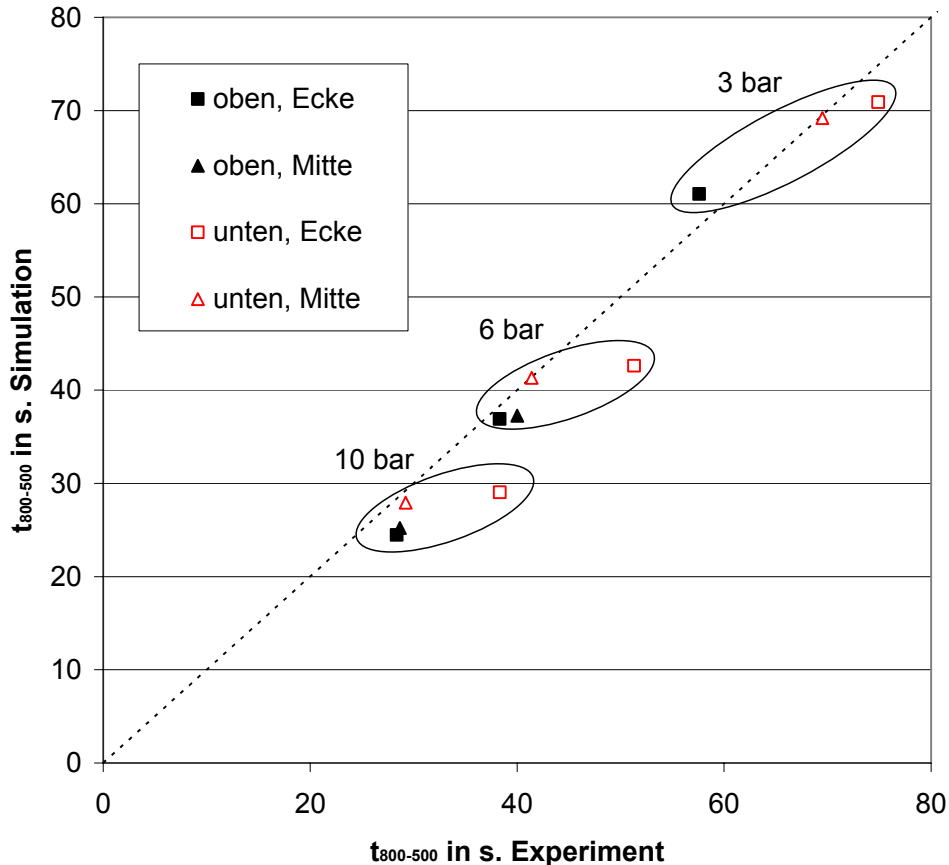


Abbildung 7-6: Vergleich zwischen experimentell ermittelten Abkühlzeiten bei der Abschreckung von Charge 0705 mit Stickstoff unter 3,6 und 10 bar mit Ergebnissen der Simulation nach Abschnitt 4.3.4.1.

8 Korrelation zwischen Abschreckintensität und Härte

Zur weiteren Überprüfung der Simulationsergebnisse soll in diesem Vorhaben eine Korrelation zwischen der Abschreckintensität und der erzielten Härte des Bauteils erstellt werden. Hiermit kann von der gemessenen Härte auf die während der Abschreckung vorgelegene Abschreckintensität geschlossen werden. Ein wesentlicher Nutzen dieser Korrelation ist aber die Möglichkeit, die Härte voraussagen zu können, die ein Werkstoff bei bestimmten Abschreckparametern annehmen wird.

Um eine Korrelation zwischen den konkreten Abschreckparametern (Prozess- Anlagen- und Bauteilparametern) und der Werkstoffreaktion herstellen zu können, ist es im Wesentlichen notwendig, die resultierende Abkühlzeit zum einen mit der Härte des Werkstoffes und zum anderen mit den Abkühlbedingungen zu verknüpfen. Dieses kann mittels Korrelationsdiagrammen erfolgen, wie in Abschnitt 3.2 beschrieben.

In diesem Vorhaben werden zwei Materialien ausgewählt, die eine unterschiedliche Härte aufweisen und mit denen die Korrelationen aufgestellt werden sollen. Diese Materialien werden bzgl. Ihrer Legierungszusammensetzung und Mikrostruktur (Abschnitt 8.1.1 und Abschnitt 8.1.2) analysiert und daraufhin wird mittels des

Gasstirnabschreckversuches (GSA) eine Relation zwischen der Abkühlgeschwindigkeit und der erzielten Härte aufgestellt (Abschnitt 8.3). Unter Annahme einer homogenen Abkühlung der Werkstücke kann eine einfache Relation zwischen den Anlagenparametern und den Abkühlgeschwindigkeiten und somit zu der erzielten Härte aufgestellt werden (Abschnitt 8.4).

8.1 Materialauswahl und Analyse

Unterschiedliche Härtenbarkeiten verschiedener Schmelzen eines Stahls der gleichen Werkstoffspezifikation (z.B. die Werkstoffnummer) resultieren in der Regel aus einer unterschiedlichen Legierungszusammensetzung innerhalb des erlaubten Streubandes. Besonders ausgeprägt ist dieser Effekt bei Schmelzen, deren Legierungszusammensetzung sich an dem oberen bzw. unteren Ende des Streubandes befindet. Da es sehr schwierig zu realisieren ist, Stähle entsprechender Legierungszusammensetzung zu beziehen, wurden für die Untersuchungen im Rahmen dieses Vorhabens zwei unterschiedliche, aber prinzipiell ähnliche Stahlsorten gewählt, deren Härtenbarkeit unterschiedlich ist. Für die Optimierung der Gasabschreckung bedeutsam ist insbesondere die Gruppe niedrig legierten Einsatzstähle. Hier wurden als industriell relevante Werkstoffe 16MnCr5 (1.7131) mit einer geringen Härtenbarkeit und 20MnCr5 (1.7147) mit einer (etwas) höheren Härtenbarkeit gewählt. Die erlaubten Streubänder in der Legierungszusammensetzung überschneiden sich in gewissen Bereichen.

Am IWT lag von beiden Stahlsorten Stangenmaterial in unterschiedlichen Durchmessern vor. Über eine Elementanalyse wurde sichergestellt, dass es sich hierbei um jeweils die gleichen Schmelzen handelt (siehe Abschnitt 8.1.1). Aus diesen Stangen werden alle für die Untersuchungen notwendigen Proben gefertigt.

8.1.1 Elementanalyse

Zur Bestimmung der genauen Legierungszusammensetzung der gewählten Schmelzen werden Elementanalysen an Probenkörpern aus dem gleichen Stangenmaterial durchgeführt. An jeder Probe werden an 5 über einem Querschnitt verteilten Punkten mittels der spektrochemischen Analyse (S-OES) mit einem Funkenspektrometer vom Typ ARL 3460 die jeweiligen Massenanteile bestimmt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 8-1 und Tabelle 8-3 für den Stahl 16MnCr5 sowie in Abbildung 8-2 und Tabelle 8-4 für den Stahl 20MnCr5 dargestellt. Die Standardabweichungen im Massenanteil des jeweiligen Elementes ergeben sich aus der Streuung über die Messpunkte. Angegeben sind ebenfalls die Streubänder bzw. Maximalwerte der chemischen Zusammensetzung nach Stahl-Eisen-Liste [STA03] für den jeweiligen Stahl. Die gemessenen Massenanteile liegen innerhalb der Toleranzen.

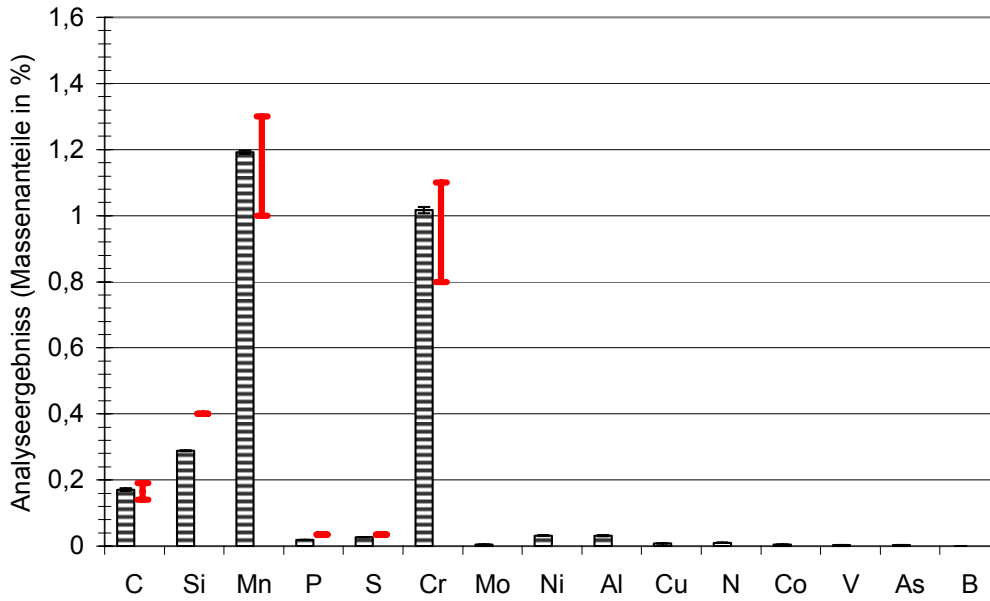


Abbildung 8-1 Spektrochemische Elementanalyse (S-OES) der gewählten Schmelze des Stahls 16MnCr5, Massenanteile in %, Streubänder bzw. Maximalwerte mittels Balken gekennzeichnet (nach Stahl-Eisen-Liste [STA03].)

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al
MW	0.171	0.289	1.191	0.019	0.026	1.017	0.004	0.032	0.032
Std. abw	0.004	0.003	0.004	0.000	0.001	0.010	0.000	0.001	0.001
norm	0,14-0,19	≤ 0,40	1,00-1,30	≤ 0,035	≤ 0,035	0,80-1,10			
	Cu	N	Co	V	As	B	Zr	Ti	Sn
MW	0.008	0.010	0.004	0.003	0.003	0.000	< 0,002	< 0,001	< 0,002
Std. abw	0.001	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000			

Tabelle 8-3 Spektrochemische Elementanalyse (S-OES) der gewählten Schmelze des Stahls 16MnCr5, MW = Mittelwert, Std.abw = Standardabweichung, norm = Streuband bzw. Maximalwert nach Stahl-Eisen-Liste [STA03], Massenanteile in %

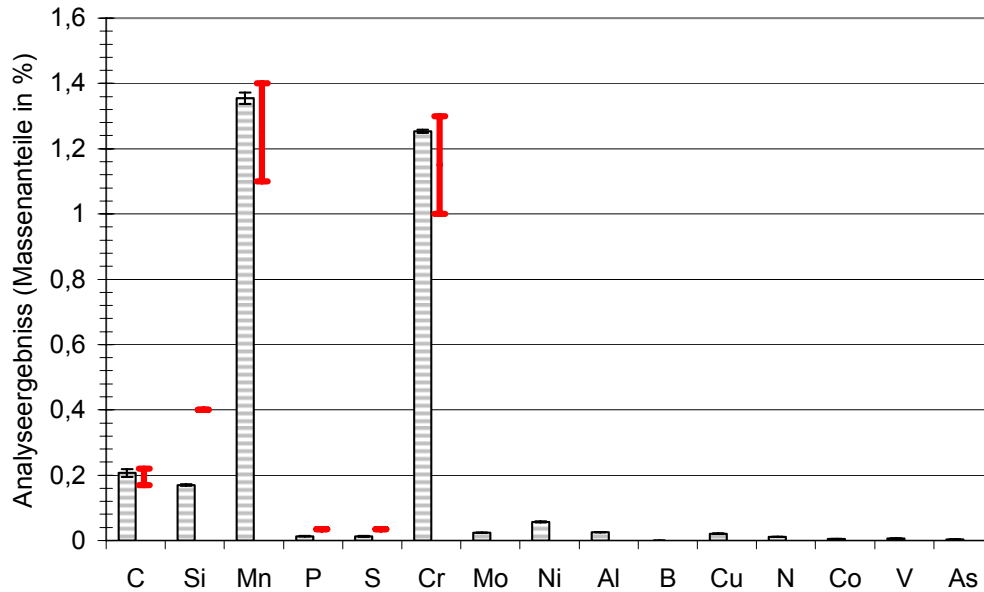


Abbildung 8-2 Spektrochemische Elementanalyse (S-OES) der gewählten Schmelze des Stahls 20MnCr5, Massenanteile in %, Streubänder bzw. Maximalwerte mittels Balken gekennzeichnet (nach Stahl-Eisen-Liste [STA03])

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Al
MW	0.21	0.170	1.36	0.013	0.012	1.253	0.0234	0.057	0.0251
Std. abw	0.01	0.003	0.02	0.001	0.001	0.005	0.0004	0.001	0.0004
norm	0,17-0,22	≤ 0,40	1,10-1,40	≤ 0,035	≤ 0,035	1,00-1,30			
	Cu	N	Co	V	As	B	Zr	Ti	Sn
MW	0.0212	0.0107	0.0045	0.00569	0.0028	0.00017	<0,002		<0,002
Std. abw	0.0005	0.0002	0.0001	0.00005	0.0002	0.00002	-		-

Tabelle 8-4 Spektrochemische Elementanalyse (S-OES) der gewählten Schmelze des Stahls 20MnCr5, MW = Mittelwert, Std.abw = Standardabweichung, norm = Streuband bzw. Maximalwert nach Stahl-Eisen-Liste [STA03], Massenanteile in %

8.1.2 Mikrostruktur

Aus dem Stangenmaterial wurden Abschnitte getrennt, aus denen die zur Beurteilung der Mikrostruktur genutzten Schlitze gefertigt wurden, siehe Abbildung 8-3. Das Stangenmaterial des Stahls 16MnCr5 konnte ohne weiteres für die Versuche genutzt werden. Das Gefüge des Stahls 20MnCr5 wies im Anlieferungszustand eine starke Zeiligkeit auf, die durch einen entsprechenden Glühprozess weitestgehend reduziert werden konnte. Dieser Prozess wurde für das gesamte in diesem Projekt genutzte Stangenmaterial des Stahls 20MnCr5 durchgeführt. Entsprechend sind in Abbildung 8-3 Mikroschliffe des Anlieferungszustandes (16MnCr5) und nach dem Glühen und langsamer Abkühlung in der Ofenatmosphäre (20MnCr5) dargestellt.

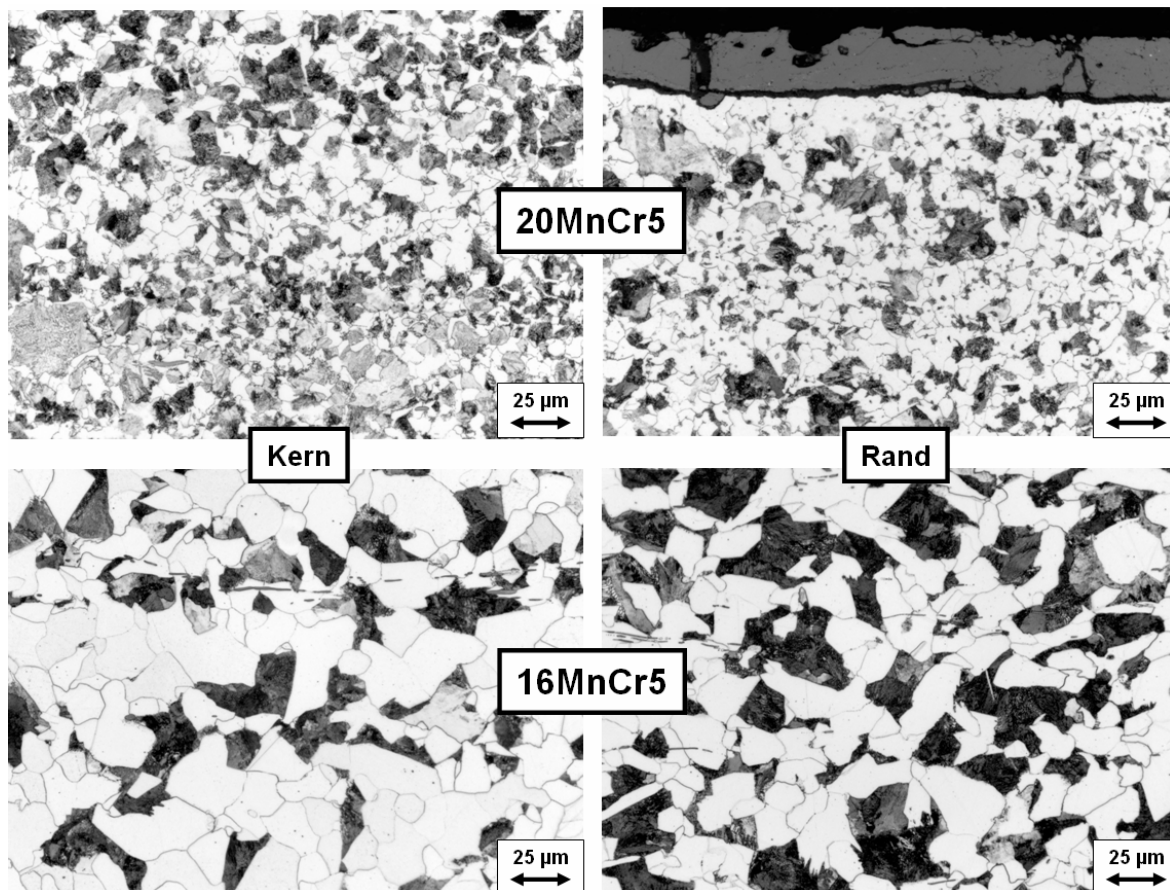


Abbildung 8-3 Schliffbilder der gewählten Schmelzen, oben: 20MnCr5 geätzt 15“ 3% alk. HNO₃, unten: 16MnCr5 geätzt 30“ 3% alk. HNO₃, links: Kern, rechts: Randbereich

8.2 Jominy Versuch

Als Standardversuch zur Beurteilung der Härtebarkeit von Stählen wurde der nach DIN 50191 genormte Jominy Versuch (siehe Abschnitt 2.3.1) zur statistischen Absicherung an jeweils drei Proben aus den gewählten Schmelzen durchgeführt. Abweichend von der Norm werden zur Erhöhung der statistischen Sicherheit die Härteverläufe an zwei zusätzlichen Flächen auf der Mantelfläche der Probe ermittelt, die sich in einem Winkel von 90° zu den in der Norm vorgesehenen Flächen befinden. Aus den resultierenden 12 Härteverläufen werden die Mittelwerte und die Standardabweichungen für jeden Stirnflächenabstand x_{Jominy} gebildet. Die Ergebnisse sind in *Abbildung 8-4* vergleichend mit den Ergebnissen der Berechnung nach SEP 1664 (siehe Abschnitt 2.3.1) dargestellt.

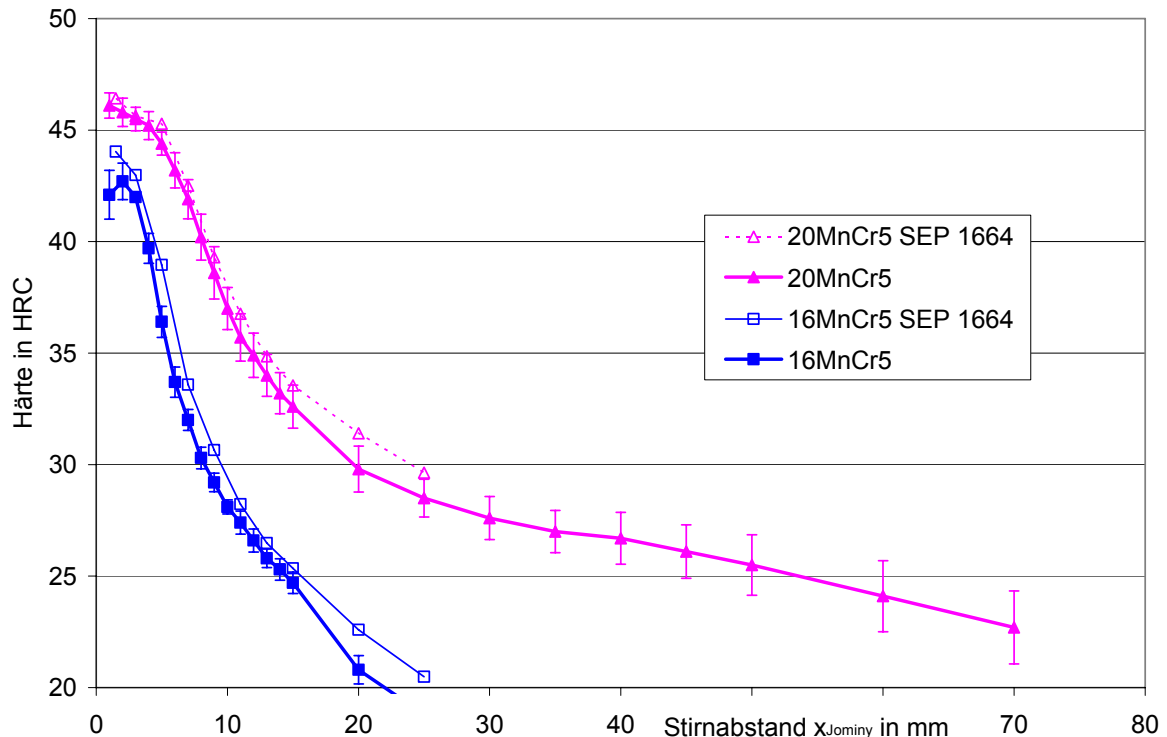


Abbildung 8-4 Ergebnisse des Jominy Versuches für die beiden gewählten Schmelzen, die Fehlerbalken entsprechen der Standardabweichung aus drei Versuchen (12 Härtemessungen), Vergleich mit der Berechnung nach SEP 1664

Die berechneten Werte nach SEP 1664 sind ca. 0,5 bis 1,5 HRC höher als die Messergebnisse, liegen jedoch zum großen Teil innerhalb der Standardabweichung der Messung. Dieser Vergleich zwischen Regression und Messung dient hier aber nur der Einordnung der experimentell ermittelten Härteverläufe in die in der SEP 1664 bestimmten empirischen Referenzwerte.

Im Verlauf dieses Vorhabens soll auch geklärt werden, inwieweit der hier näher untersuchte Gasstirnabschreckversuch durch den Jominy Versuch substituiert werden kann, da sie beide nach dem gleichen Prinzip funktionieren. Einer bestimmten Abkühlgeschwindigkeit wird eine resultierende Härte des Werkstoffes zugeordnet. Diese Zusammenhänge sind in Abschnitt 10. näher erläutert.

8.3 Gasstirnabschreckversuch

Zur Erstellung einer Korrelation zwischen den Parametern der Hochdruckgasabschreckung und der Werkstoffreaktion der abgeschreckten Werkstücke, insbesondere der Härte, wird in diesem Vorhaben der Gasstirnabschreckversuch verwendet.

Die Gasstirnabschreckversuche wurden entsprechen der Beschreibungen in Abschnitt 2.3.2 für Proben der gewählten Schmelzen durchgeführt. Die Anlage wurde zur Vermeidung einer Oxidation der Probe vor der Durchführung der Versuche dreimal mit Stickstoff gespült und auf ein Vakuum von einigen mbar evakuiert, der letzte Spülvorgang erfolgte bei dem für die Versuche notwendigem Betriebsdruck ohne Evakuierung. Nach der Aufheizung der Probe auf die Austenitisiertemperatur von 850°C erfolgte das Halten der Probe zur Austenitisierung für ca. 20 min. nach einem definierten Schema. Hierbei wurde die induktive Erwärmung der Probe alternierend ein- und ausgeschaltet. Während der Zeitintervalle ohne Heizung soll

eine Vergleichmäßigung der Temperaturverteilung innerhalb der Probe erreicht werden, siehe *Abbildung 8-5*.

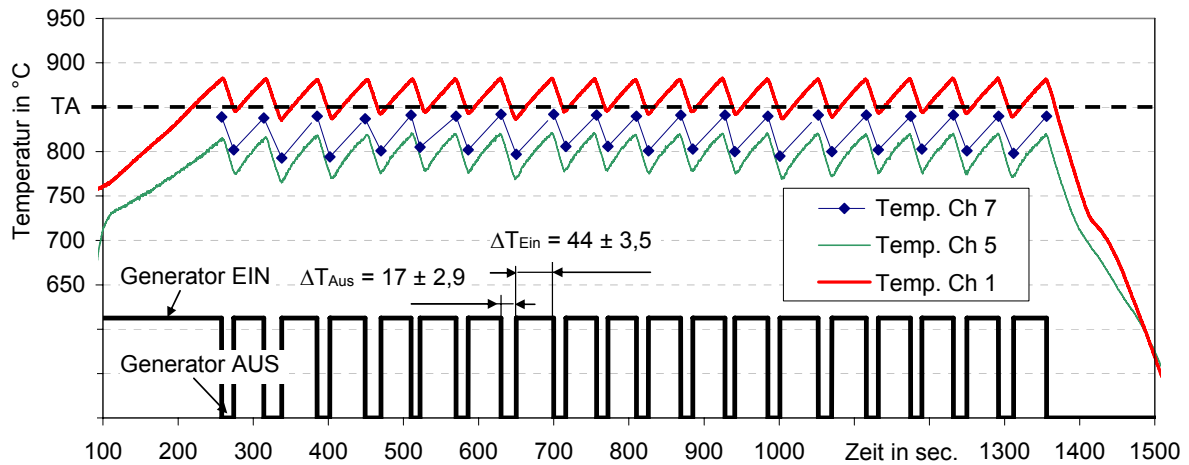


Abbildung 8-5 Aufheiz- und Haltevorgang der Gasstirnabschreckprobe nach Dr. D. Landek, University of Zagreb

Im Rahmen dieses Vorhabens werden entsprechend der zu erwartenden Härtebarkeit der gewählten Schmelzen die Parameter der Gasstirnabschreckung für niedrig legierte Stähle nach Tabelle 2-1 genutzt. Zur statistischen Absicherung wurden die Versuche dreimal durchgeführt und die Ergebnisse gemittelt. Die Ergebnisse der Härtemessungen der abgeschreckten Proben sind in *Abbildung 8-6* dargestellt.

Entsprechend des Jominy-Versuchs zeigt sich ein typisches Härte-Profil über den Stirnabstand der Probe: Hohe Härte-Werte in der Nähe der Stirnseite bei hohen Abkühlgeschwindigkeiten, mit steigendem Stirnabstand und fallenden Abkühlgeschwindigkeiten verringert sich die gemessene Härte des Werkstoffes.

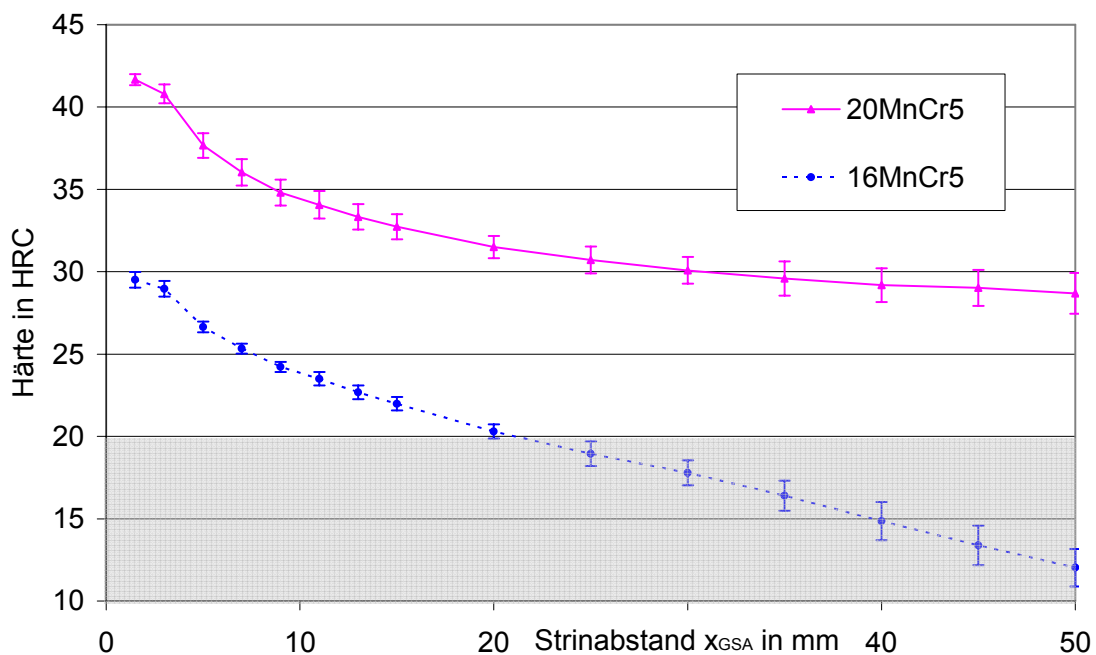


Abbildung 8-6 Ergebnisse des Gasstirnabschreckversuches für die gewählten Schmelzen, Versuchsparameter entsprechend Tabelle 2 (niedrig legierte Stähle), Fehlerbalken resultieren aus der Mittelung der drei Versuche, Härte-Prüfverfahren für Werte < 20 HRC nicht zulässig (grau gekennzeichnet)

8.3.1 Messung der Abkühlkurven

Zur Bestimmung der zeitlich aufgelösten Abkühlverläufe für die vorgesehenen Untersuchungen am Abschreck-Dilatometer (Abschnitt 10.4) und zur Überprüfung der ermittelten Temperatur-Zeit-Verläufe bei unterschiedlichen Stirnabständen werden im Rahmen dieses Vorhabens Messungen durchgeführt. Anzumerken ist hier, dass die Untersuchungen von Lohrmann [LOH96] aus Abschnitt 2.3.2 mit zwei unterschiedlichen austenitischen Thermoelement Proben durchgeführt worden sind, bei denen jeweils ein unterschiedlicher Bereich der Stirnabstände durch Thermoelement-Bohrungen repräsentiert wurde. Für die im Rahmen dieses Vorhabens durchgeführten Versuche zur Bestimmung der Abkühlgeschwindigkeiten wurde eine austenitische Thermoelement-Probe genutzt, die den gesamten Bereich der Stirnabstände mit Bohrungen erfasst. Darüber hinaus sind keine Informationen über die von Lohrmann verwendeten Keramik-Hülsen verfügbar.

Die resultierenden $t_{800-500}$ Abkühlzeiten (Versuche 2008) zeigen große Abweichungen von den Werten von Lohrmann. Als mögliche Ursachen wurden identifiziert: eine veränderte Wärmeleitfähigkeit der Messprobe, unterschiedliche Prozessparameter (D, H) oder Ungenauigkeit im Massenstrom- / Druckregler. Da die ersten Gründe unwahrscheinlich sind, wurden der Massenstrom- und der Druckregler neu kalibriert und die Versuche wiederholt (2009). Da die Temperaturregelung der Aufheizung zu diesem Zeitpunkt defekt war, ließ sich der Haltevorgang nach *Abbildung 8-5* nicht mehr in der Projektlaufzeit realisieren. Entsprechend musste die Temperatur während der Aufheizung und des Haltens manuell geregelt werden. Hierzu wurde mit maximaler Leistung der Induktionsheizung die Gasstirnabschreckprobe bis ca. 50 °C unterhalb der Soll-Temperatur geheizt und dann mit geringeren Leistungen die Soll-Temperatur angenähert. Daraufhin wurde die Temperatur zur Vergleichmäßigung innerhalb der Probe bei ca. 4-7 % Generatorleistung manuell auf konstanter Temperatur gehalten.

Während des Aufheizens und des Haltens der Probe wurden die Temperaturen an den unterschiedlichen Stirnabständen x_{GSA} gemessen. Die Messstelle bei $x_{GSA} = 18$ mm diente zur Steuerung der Temperatur, sie liegt bei den eingestellten Soll-Wert von 850°C. Aufgrund des inhomogenen induktiven Feldes der zur Erwärmung der Probe genutzten Spule konnte bei keinem der Halteschemata eine gleichmäßige Temperaturverteilung innerhalb der Probe erlangt werden, siehe *Abbildung 8-7*.

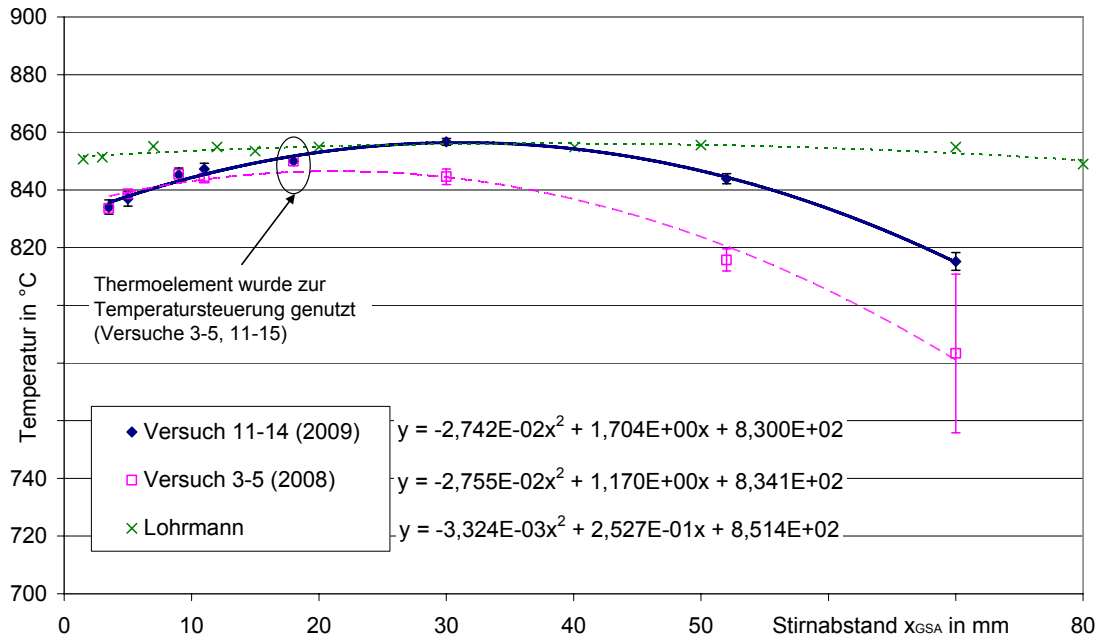


Abbildung 8-7 Temperaturverteilung in der GSA Probe vor Beginn der Abschreckung, Versuche 2008 nach Abbildung 8-5, Versuche 2009 mit manueller Temperaturregelung, die gezeigten Fehlerbalken resultieren aus der Mittelung aus vier bzw. drei Versuchen, Temperaturverteilung von Lohrmann [LOH96]: Messung bei N_2 , 18 bar

Die aus den Messungen resultierenden $t_{800-500}$ Zeiten sind in Abbildung 8-8 im Vergleich mit den Messungen von Lohrmann aus Abschnitt 2.3.2 dargestellt. Ab einem Stirnabstand von $x_{GSA} > 60$ mm ist bei den Messungen 2008 die Ausgangs-Temperatur unterhalb 800°C , so dass hier keine verlässliche Aussagen zu der $t_{800-500}$ Zeit getroffen werden können.

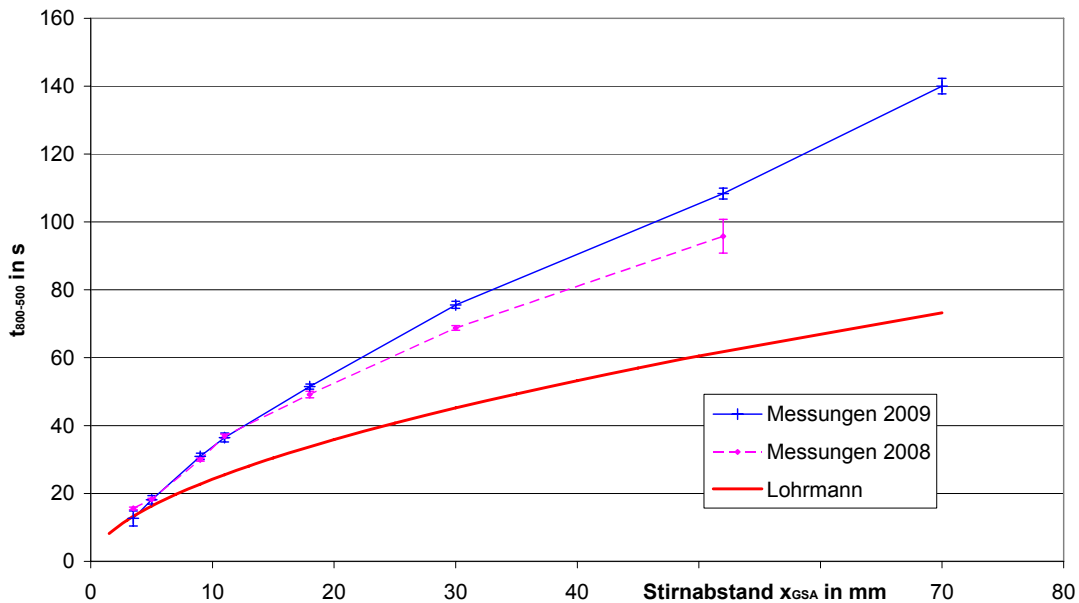


Abbildung 8-8 Resultierende $t_{800-500}$ Zeiten für den Standardversuch für niedrig legierte Stähle (2008), Wiederholungsversuch mit neu kalibriertem Messenstrom- und Druckregler (2009), die gezeigten Fehlerbalken resultieren aus der Mittelung aus vier bzw. drei Versuchen, Referenzkurve nach Lohrmann [LOH96]

Von der Stirnfläche bis zu Stirnabständen von ca. $x_{GSA} = 18$ mm stimmen die Messungen aus 2008 und 2009 sehr gut überein. Dieses ist ein Hinweis, dass sich der Wärmeübergang über die Stirnfläche der Probe, der in diesen Bereich noch dominierend ist, nicht wesentlich geändert hat. Bei größeren Stirnabständen zeigen die Wiederholversuche höhere Abkühlzeiten. Dieses liegt wahrscheinlich an einem höheren Wärmeinhalt der Probe bei den Wiederholversuchen, der bei Stirnabständen größer $x_{GSA} = 18$ mm ebenfalls ansteigt (siehe *Abbildung 8-7*).

Veränderte Abschreckparameter oder (wesentlich) unterschiedliche Materialeigenschaften der Thermoelementproben im Vergleich der im Rahmen dieses Vorhabens durchgeführten Messungen und den Ergebnissen von Lohrmann können ausgeschlossen werden. Die Messungengenauigkeiten in der Temperatur- und Zeitmessung wurden überprüft und können als Fehlerquelle ebenfalls ausgeschlossen werden.

Die höhere Anfangstemperatur der Probe der Versuche von Lohrmann (*Abbildung 8-7*) hat aufgrund der größeren Differenz zu der Temperatur des Gasstrahls und zu der Umgebungstemperatur einen höheren konvektiven Wärmeübergang zur Folge (entsprechend Gleichung (1)), was in einer schnelleren Abkühlung resultiert. Bei der hier vorliegenden maximalen Temperaturdifferenz zum Gas ($T_g \approx 20^\circ\text{C}$) von $\Delta T = T_w - T_g = 815^\circ\text{C}$ (Versuche 2009) bzw. $\Delta T = 835^\circ\text{C}$ (Lohrmann) kann aber nur von einem geringen Unterschied (2,4%) ausgegangen werden. Der entsprechend höhere Wärmeinhalt der Probe wirkt dem zusätzlich entgegen: es wird in die schnell abgekühlten Bereiche Wärme aus Bereichen „nachgeliefert“, die eine geringere Abkühlung erfahren.

Ein wesentlicher bislang nicht bekannter Parameter ist der Wärmetransport von der Mantelfläche der Probe. Bezüglich der Isolation der Mantelfläche können nur sehr wenige Informationen rekonstruiert werden, eine Vergleichbarkeit mit den Ergebnissen von Lohrmann ist entsprechend nur bedingt möglich.

Zwischen der zur Isolation genutzten Keramikhülse und der Mantelfläche der Probe ist ein Spalt, dessen Abmaß aufgrund unterschiedlicher Geometrien der Keramikhülse variieren kann. Darüber hinaus ist eine Selbstzentrierung den verwendeten Keramikhülsen nicht gegeben, was zu einer über den Querschnitt der Probe variierender Spaltbreite führen kann, und somit einen über die Mantelfläche unterschiedlichem Wärmeübergang erzeugen kann. Auch der Wärmeübergang in die Keramikhülse und die Wärmeleitung durch die Keramikhülse wird von deren Eigenschaften, wie Oberflächenrauigkeit, Stoffeigenschaften und der Porosität bestimmt, deren Werte nicht genau bekannt sind.

Im Folgenden wird der Gasstirnabschreckversuch analytisch und numerisch eingehender analysiert, um die gezeigten Abweichungen zu erklären bzw. um den Einfluss des Wärmeübergangs an der Stirnfläche und an der Mantelfläche sowie der eingestellten Versuchsparameter zu analysieren.

8.3.2 Wärmeübergang an der Stirnfläche der Probe

Die Anströmung der Stirnfläche der Gasstirnabschreckprobe und der damit verbundene Wärmeübergang lassen sich mittels der entsprechenden Beziehung für den einphasigen Prallstrahl ausdrücken (siehe Abschnitt 2.2.1).

Bei dem hier untersuchten Standardversuch der Gasstirnabschreckung für niedrig legierte Stähle mit $v = 30 \text{ m/s}$, $D_{\text{Düse}} = 6 \text{ mm}$, $H_{\text{Düse}} = 12 \text{ mm}$ (siehe Abschnitt 2.3.2) und $r = 12,5 \text{ mm}$ (der halbe Durchmesser der Stirnfläche der Gasstirnabschreckprobe, siehe *Abbildung 2-8*) sowie Stickstoff als Abkühlgas bei 18 bar und einer Temperatur von 300 K ergibt sich für die Reynoldszahl ein Wertebereich von $4,5 \cdot 10^4 \leq Re_D \leq 2,3 \cdot 10^5$ (abhängig von der Temperatur der Stirnfläche und somit der Viskosität des Gases) und für die dimensionslosen Abstände $r^* = 2,5$ und $h^* = 2$. Diese Werte sind innerhalb des Gültigkeitsbereiches der VDI Korrelation, wenn auch für r^* und h^* am unteren Ende. Für die Abkühlung der Probe ergeben sich die in *Abbildung 8-9* dargestellten Wärmeübergangskoeffizienten, hier für zwei unterschiedliche Anströmtemperaturen T_{An} .

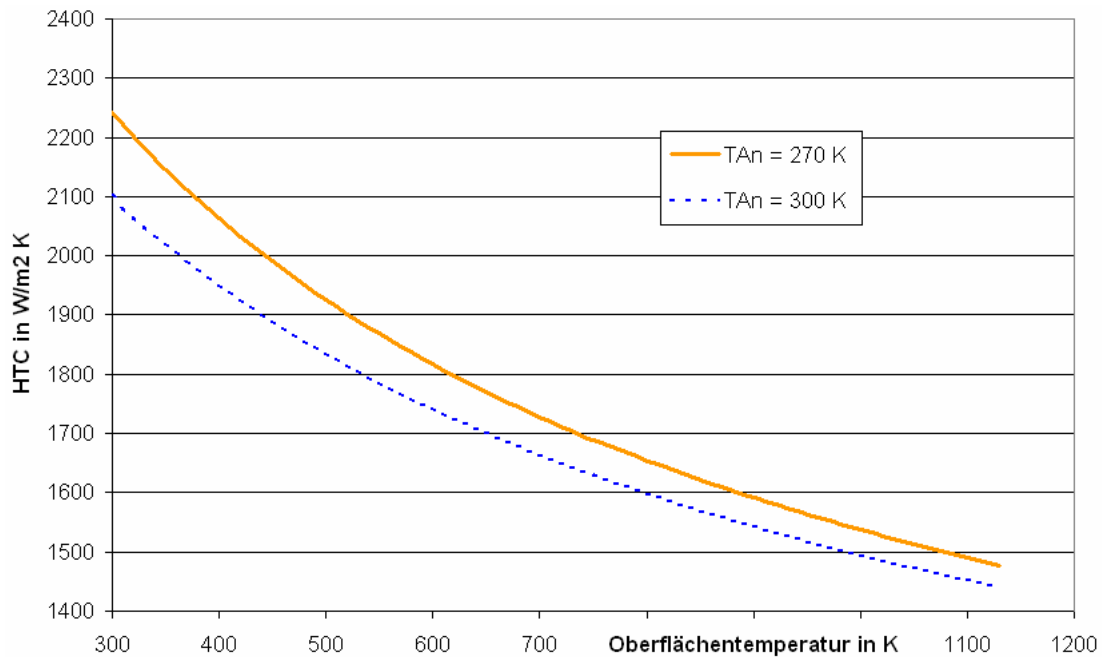


Abbildung 8-9 Verlauf des Wärmeübergangskoeffizienten im Prallstrahl auf der Stirnfläche der Gasstirnabschreckprobe nach [VID06], für zwei unterschiedliche Anströmtemperaturen

Da die Einstellung der Prozessgrößen $H_{\text{Düse}}$, v und Gasdruck gewissen Unsicherheiten unterliegt, wird eine Sensitivitätsanalyse durchgeführt, das Ergebnis ist in *Abbildung 8-10* dargestellt.

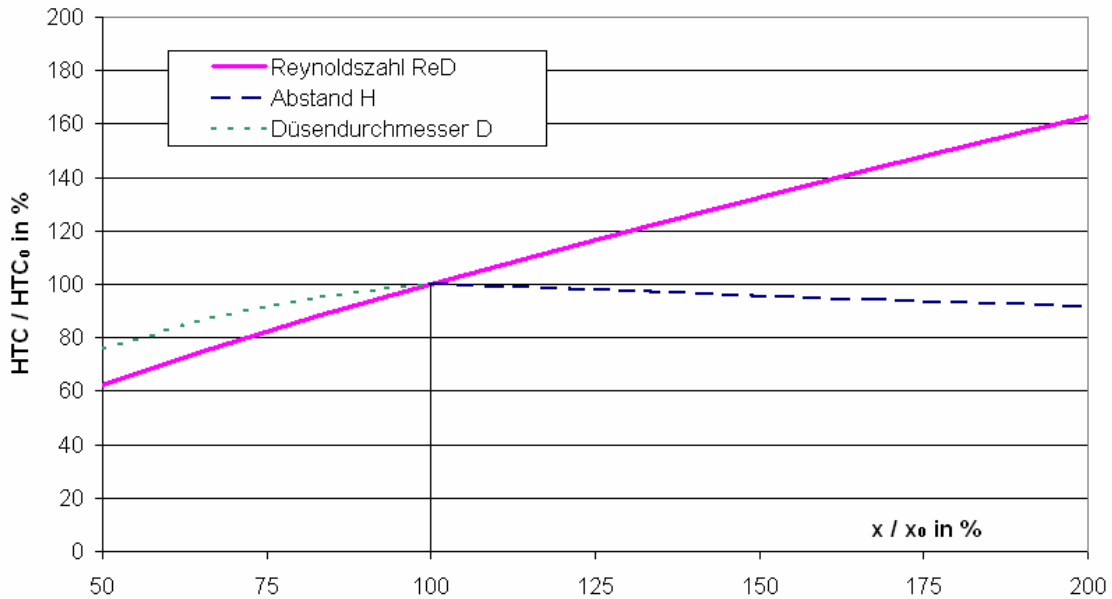


Abbildung 8-10 Sensitivitätsanalyse Wärmeübergang im Prallstrahl [VDI06], x_0 und HTC_0 bei: $D_{Düse} = 6 \text{ mm}$, Stickstoff, $v_{gas} = 30 \text{ m/s}$, $H_{Düse} = 12 \text{ mm}$, $p_{gas} = 18 \text{ bar}$, bei Werten für $D_{Düse} > 100\%$ bzw. $H_{Düse} < 100\%$ ist die VDI Korrelation nicht mehr gültig.

Die Parameter, deren Einstellung die meisten Unsicherheiten mit sich bringen, sind der Gasdruck und die Austrittsgeschwindigkeit, sowie der Abstand der Düsenöffnung zur Stirnfläche der Probe $H_{Düse}$. Die Bestimmung des Düsendurchmessers ist eindeutig, hier würden eventuelle Ungenauigkeiten zusätzlich eine Verringerung der Austrittsgeschwindigkeit bewirken, da der Prozess volumenstromgesteuert ist.

Ein wesentlicher Faktor, der in der VDI Korrelation nicht beachtet wird, ist der Zustand der Oberfläche der Probe. Hier können Wandrauigkeiten oder Verschmutzungen den Wärmeübergang erheblich beeinflussen. Auch wird die Turbulenzintensität des Freistrahls nicht berücksichtigt.

8.3.3 Analytische Lösung der Wärmeleitung

Unter bestimmten Randbedingungen lässt sich die Abkühlung der Gasstirnabschreckprobe mit der Beziehung für die eindimensionale Wärmeleitung in einer halbumendlichen Platte beschreiben. Dieses ist möglich, solange der Wärmeübergang an der Mantelfläche gegenüber der Abkühlung von der Stirnfläche vernachlässigbar ist und die Randbedingung der „unendlichen“ Ausgangstemperatur der Probe zutreffend ist. Von letzterem kann ausgegangen werden, solange die der Stirnseite gegenüberliegende Fläche der Probe noch konstante Temperaturen aufweist.

In [BAE09] ist die analytische Lösung der eindimensionalen Wärmeleitung einer halbumendlichen Platte angegeben. Die räumliche und zeitliche Temperaturverteilung bei der eindimensionalen Wärmeleitung kann für kurze Zeiten in einer „halbumendlichen Platte“ durch folgenden Zusammengang beschrieben werden:

$$\theta = \text{erf}(\eta) + e^{-\eta^2} e^{(\eta + Bi^*)^2} (1 - \text{erf}(\eta + Bi^*)) \quad (44)$$

mit
$$\theta \equiv \frac{\vartheta - \vartheta_\infty}{\vartheta_A - \vartheta_\infty} \quad \text{und} \quad \text{Bi}^* \equiv \frac{\alpha \sqrt{at}}{\lambda} \quad (45) \text{ und } (46)$$

sowie
$$\eta \equiv \frac{y}{2\sqrt{at}} \quad \text{und} \quad \text{erf}(z) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^z e^{-\zeta^2} d\zeta \quad (47) \text{ und } (48)$$

Hierbei ist t die Zeit in s, ϑ die Temperatur des Festkörpers zum Zeitpunkt t und am Abstand y zur Stirnfläche der Probe in K, ϑ_∞ die Temperatur des abkühlenden Fluides in K, ϑ_A die Anfangstemperatur des Körpers in K, α der Wärmeübergangskoeffizient an der Stirnfläche in $\text{W/m}^2 \text{K}$, a die Temperaturleitfähigkeit des Körpers in m^2/s und λ die Wärmeleitfähigkeit des Körpers in W/m K .

Die Gleichungen gelten für temperaturunabhängige Stoffwerte des Körpers und einen konstanten Wärmeübergangskoeffizient. Für die Stoffwerte werden konstante Mittelwerte für einen austenitischen Stahl nach [RIC86] genutzt.

Abbildung 8-11 zeigt die resultierenden Abkühlkurven bei unterschiedlichen Wärmeübergangskoeffizienten, die entsprechend der Berechnungen aus Abschnitt 8.3.2 gewählt worden sind.

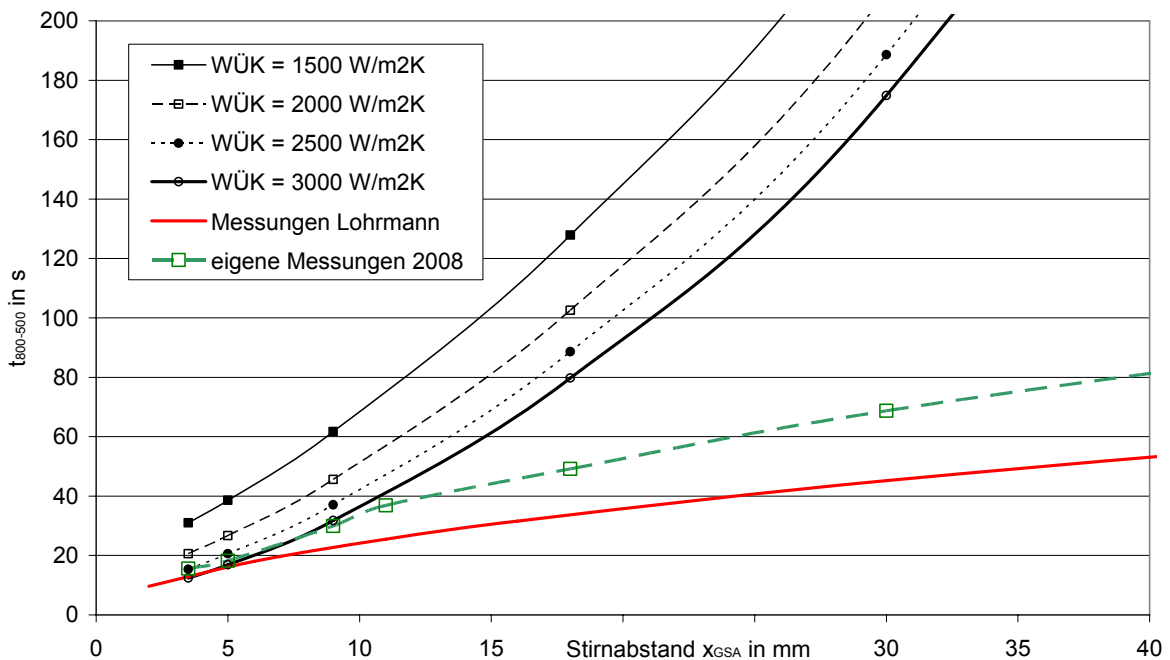


Abbildung 8-11 Abkühlzeiten $t_{800-500}$ der Gasstirnabschreckprobe aus der eindimensionalen Wärmeleitungsgleichung resultierend, Vergleich mit den experimentell ermittelten Werten und Referenzdaten von Lohrmann, [LOH96].

Es zeigen sich nur in der Nähe der Stirnfläche bis ca. $x_{GSA} \approx 10$ mm gute Übereinstimmungen der analytischen Lösung mit einem Wärmeübergangskoeffizienten von $3000 \text{ W/m}^2\text{K}$ und den Werten der eigenen Messungen. In der Anfangsphase der Abschreckung kann die Wärmeleitung in der Nähe der Stirnfläche als rein eindimensionaler Prozess angesehen werden. Für größere Zeiten und Abstände kann nicht mehr das Modell

einer halbumendlichen Platte angenommen werden, hier beeinflusst das freie Ende der Probe und die Wärmeabgabe über die Mantelfläche die Temperaturverteilung. Im Gegensatz zur halbumendlichen Platte kann kein ausreichender Wärmestrom nachgeliefert werden. Darüber hinaus sind die Mantelflächen in dem realen Prozess nicht ideal isoliert und beeinflussen somit zusätzlich die Abkühlung.

8.3.4 numerische Simulation der Gasstirnabschreckung

Zur weiteren Analyse des Abkühlverhaltens der GSA Probe wird der Versuch in der Strömungssimulation abgebildet. Das verwendete CFD Programm bietet zusätzlich zur Simulation der Strömung und des Wärmetransports die Möglichkeit, die an den resultierenden Wärmeübergang gekoppelte konduktive Abkühlung in Festkörpern zu simulieren. Diese Simulation kann entweder gekoppelt, d.h. gleichzeitige Berechnung des (nahezu stationären) Strömungsfeldes und der instationären Temperaturverteilung innerhalb der GSA-Probe, oder entkoppelt erfolgen. Bei letzterer Möglichkeit wird das Strömungsfeld stationär gelöst und die resultierenden Wärmeübergangskoeffizienten als (konstante) Randbedingung in der Simulation der der Abkühlung der GSA-Proben gesetzt.

8.3.4.1 Simulationsprinzipien und Randbedingungen

Zur Simulation der Strömung innerhalb des Druckkessels und insbesondere der Ausbildung des Freistahls und dem an der Stirnfläche der Gasstirnabschreckprobe entstehenden Prallstrahl wird Fluent 6 verwendet (siehe Abschnitt 4.2.1). Hiermit kann die an die Strömung gekoppelte konduktive Wärmeleitung in Festkörpern berechnet werden, Quellen- oder Senkentermen können bei Bedarf definiert werden. Die instationäre Temperaturverteilung in einem Festkörper wird hierbei über die Beziehung

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho h) = \nabla(\lambda \nabla T) + S_h \quad (49)$$

berechnet [ANS08]. Hierbei ist ρ die Dichte des Körpers in kg/m^3 , λ die Wärmeleitfähigkeit des Körpers in W/m K , T die Temperatur in K und S_h sind Quellen oder Senken-Therme aufgrund von chemischer Reaktion oder Umwandlung. Die Enthalpie h ist, definiert als

$$h = \int_{T_{\text{ref}}}^T c_p dT \quad (50)$$

hierbei ist c_p die Wärmekapazität in J/kg K . Die Materialdaten zur Bestimmung der Abkühlgeschwindigkeiten in dem Gasstirnabschreckversuch werden von einem austenitischen Stahl genutzt, der in dem relevanten Temperatur- und Zeitbereich keine Umwandlung aufweist ($S_h = 0$). Die benötigten Stoffwerte werden nach [RIC86] entsprechend austenitischen Cr-Ni- und Ni-Cr-Stähle entnommen, siehe Abbildung 8-12.

Um dem Streubereich der Wärmeleitfähigkeit Rechnung zu tragen, werden zwei Parametersätze gebildet, die später anhand der experimentellen Daten geprüft werden können. Einen „Maximal-Satz“ mit einer Wärmeleitfähigkeit am oberen Ende des Streubandes und einem „Minimal-Satz“ mit einer Wärmeleitfähigkeit am unteren Ende des

Streubandes. Die Dichte ändert sich nicht wesentlich über den hier relevanten Temperaturbereich und wird entsprechend konstant gesetzt.

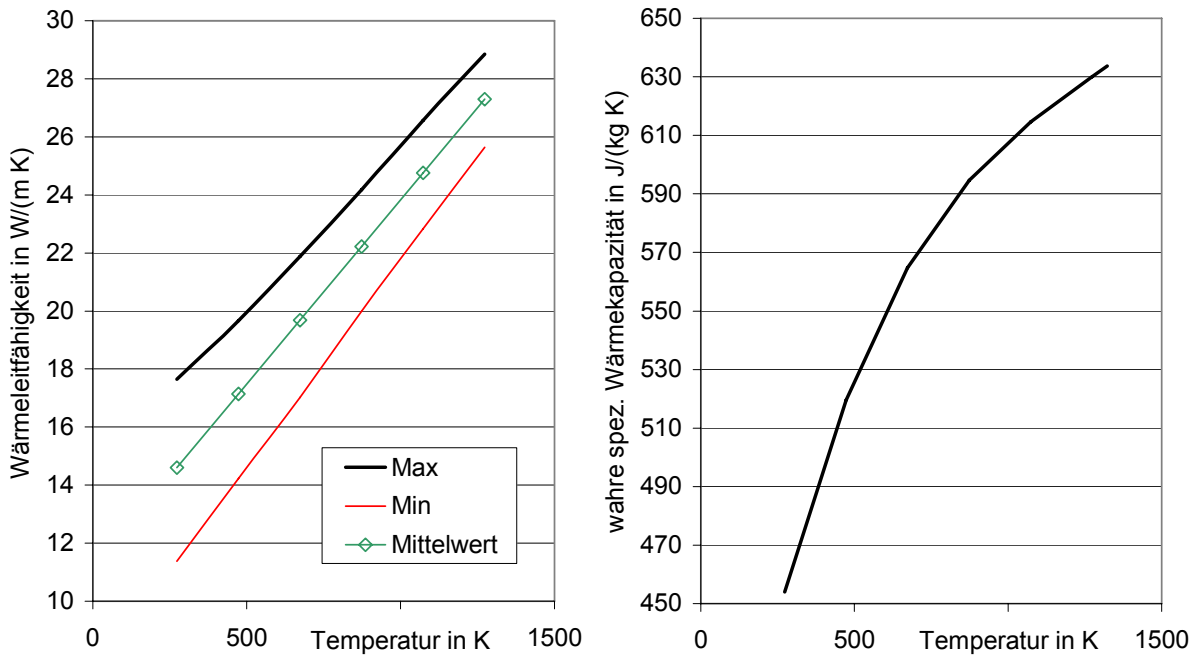


Abbildung 8-12: Materialdaten für austenitische Cr-Ni- und Ni-Cr-Stähle [RIC86]

Für die Simulation der Abkühlung der Probe wird die in Abschnitt 8.3.1 gemessene Temperaturverteilung als Randbedingung mittels einer polynomischen Regression angenähert. Da für Werte $x_{GSA} > 70$ mm keine Messwerte vorliegen, werden hier zwei mögliche Polynome als extrapolierte Näherungsfunktion der Temperaturverteilung angenommen.

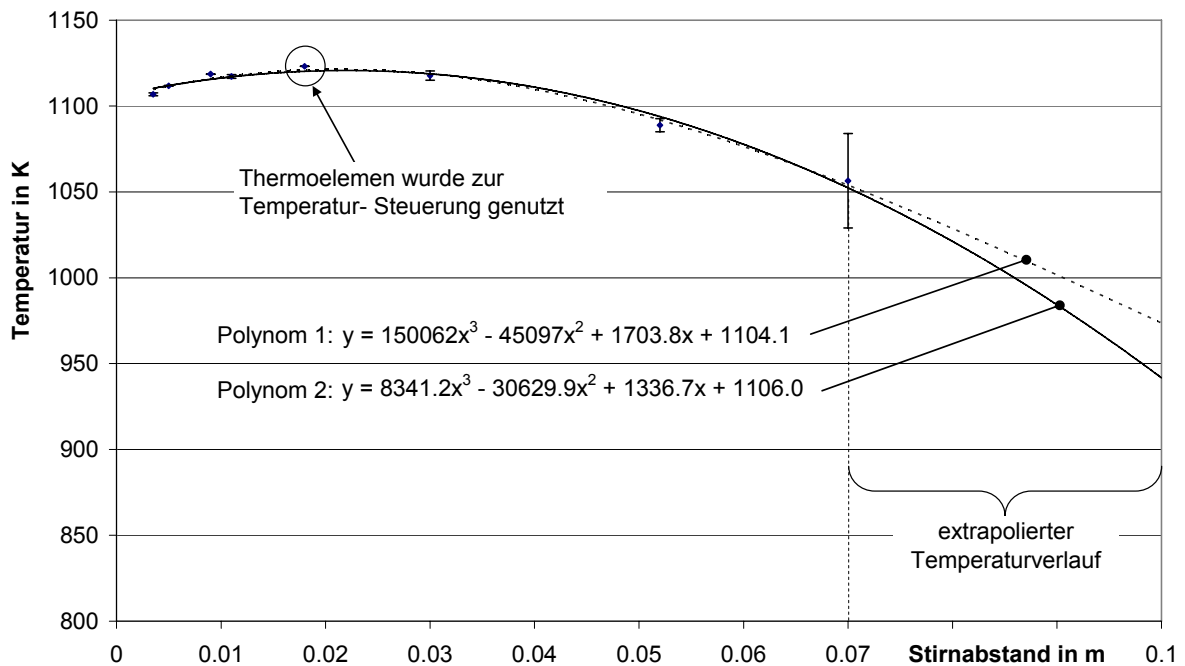


Abbildung 8-13 Temperaturverteilung in der GSA Probe vor Beginn der Abschreckung, die gezeigten Fehlerbalken resultieren aus der Mittelung aus drei Versuchen (2008)

Als Materialdaten für die Keramik-Hülse werden laut Herstellerangaben für ein „Pythagoras Rohr“ (Typ nach DIN VDE 0335: C 610) mit einem Al₂O₃ Gehalt von 60% und einem Alkali Gehalt von 3,0 % angegeben: Rohdichte: 2,6 g/cm³, spez. Wärmekapazität 20 - 100°C: 900 J / kg K und Wärmeleitfähigkeit 20 - 100°C: 2,0 W / m K [HAL09].

8.3.4.2 Geometrie der Simulation

Die Randbedingungen der Simulation wurden schrittweise verfeinert, um die Sensitivität der Ergebnisse zu bewerten:

- geringer Detaillierungsgrad, Vernachlässigung des Spaltes (Hülse liegt direkt an der Probe an, kein Wärmetransport durch die Hülse), Gasaustritt über die gesamte linke Seite
- mittlerer Detaillierungsgrad, Berücksichtigung des Spaltes zwischen der Mantelfläche der GSA-Probe und Hülse, Wärmetransport durch die Hülse möglich, Korrektur der Hülsegeometrie und des Druckkessels, geänderter Gasaustritt
- hoher Detaillierungsgrad, Berücksichtigung des Spaltes am Absatz der GSA-Probe (wahlweise zur Hauptströmung geöffnet / geschlossen), Modellierung der induktiven Heizung (kalte Kupferspulen), Erweiterung der Probenhalterung, Korrektur der Geometrie des Druckkessels.

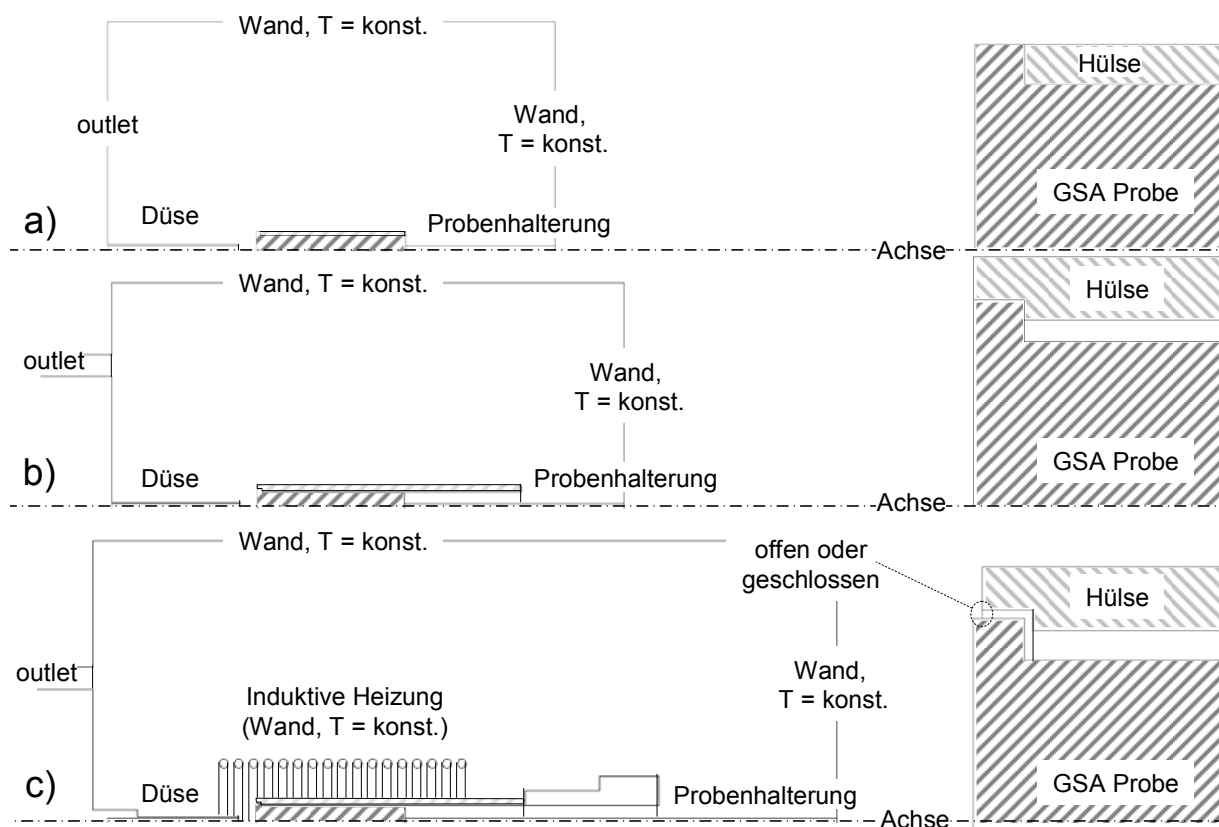


Abbildung 8-14 Geometrievariationen a), b) und c) der Simulation der GSA (rotationssymmetrisch), links: Gesamtgeometrie, rechts: Detailansicht Stirnseite der GSA Probe mit Keramik-Hülse

8.3.4.3 Simulationsergebnisse

Abbildung 8-15 zeigt beispielhaft eine Momentanaufnahme der gekoppelten Simulation der Gasstirnabschreckung mit Geometrie a). Dargestellt sind sowohl die Strömungsbahnlagen des Abschreckgases und die Temperaturverteilung innerhalb der GSA Probe. Von der Düse tritt der Prallstrahl gegen die Stirnseite der Probe. Es bildet sich innerhalb des Druckkessels ein makroskopischer Wirbel. Aus den hierbei berechneten Abkühlkurven werden die $t_{800-500}$ Zeiten für verschiedene Stirnabstände der GSA Probe ermittelt, diese sind in *Abbildung 8-16* vergleichend mit den experimentell ermittelten Werten von Lohrmann und den Messungen 2008 dargestellt.

Die aus der Simulation resultierenden Abkühlverläufe und die entsprechenden $t_{800-500}$ Zeiten für den Maximal-Parameter-Satz zeigen sehr gute Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Werten bis $x_{GSA} = 11$ mm. Darüber hinaus weichen die Werte ab, Ursache dafür könnte die als ideal isoliert angenommenen Mantelflächen der GSA Probe sein, die insbesondere bei größeren Abständen von der Stirnfläche der Probe zu tragen kommt. In der Geometrie b) wird dieser Einfluss berücksichtigt. Die Ergebnisse sind in *Abbildung 8-17* dargestellt. Hier ist ebenfalls eine Abschrecksimulation ohne Keramik-Hülse dargestellt.

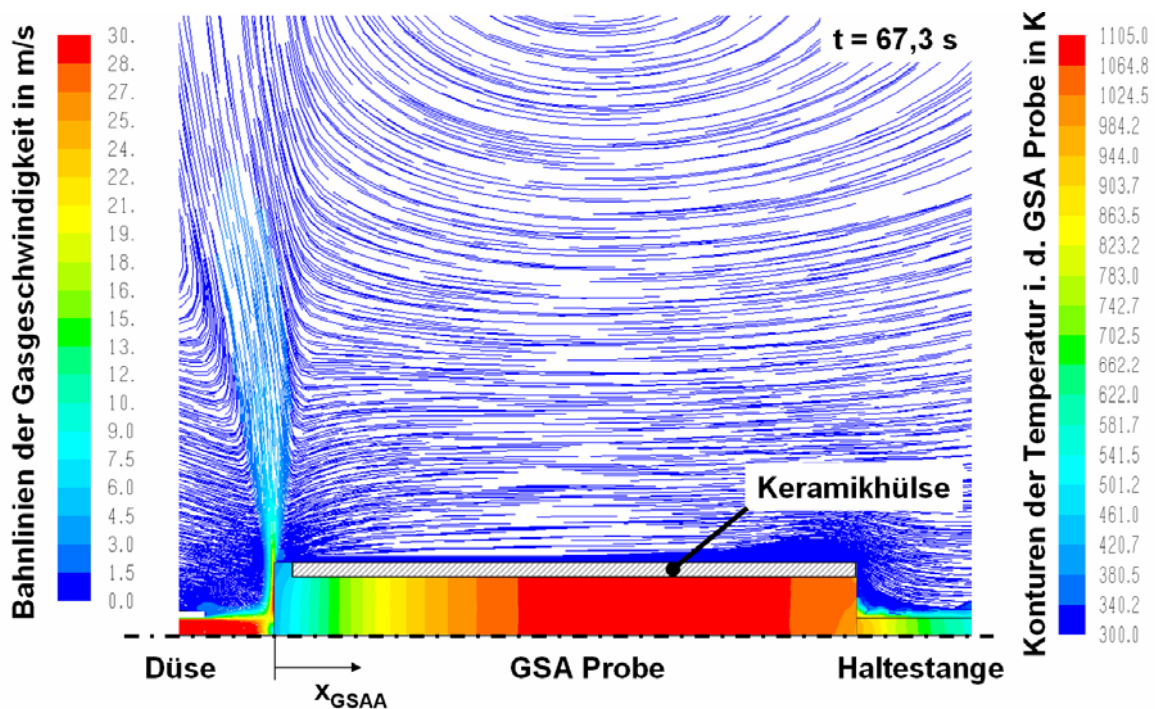


Abbildung 8-15 Momentanaufnahme der gekoppelten Strömungs- und Abkühlsimulation der GSA (Ausschnitt), Geometrie a), kein Wärmetransport durch die Keramikhülse (ideal isoliert), Strömungsraum: Bahnlinien der Gasgeschwindigkeit in m/s (Farb-Skala links), GSA-Probe und Probenhalterung: Temperaturverteilung in K (Farb-Skala rechts)

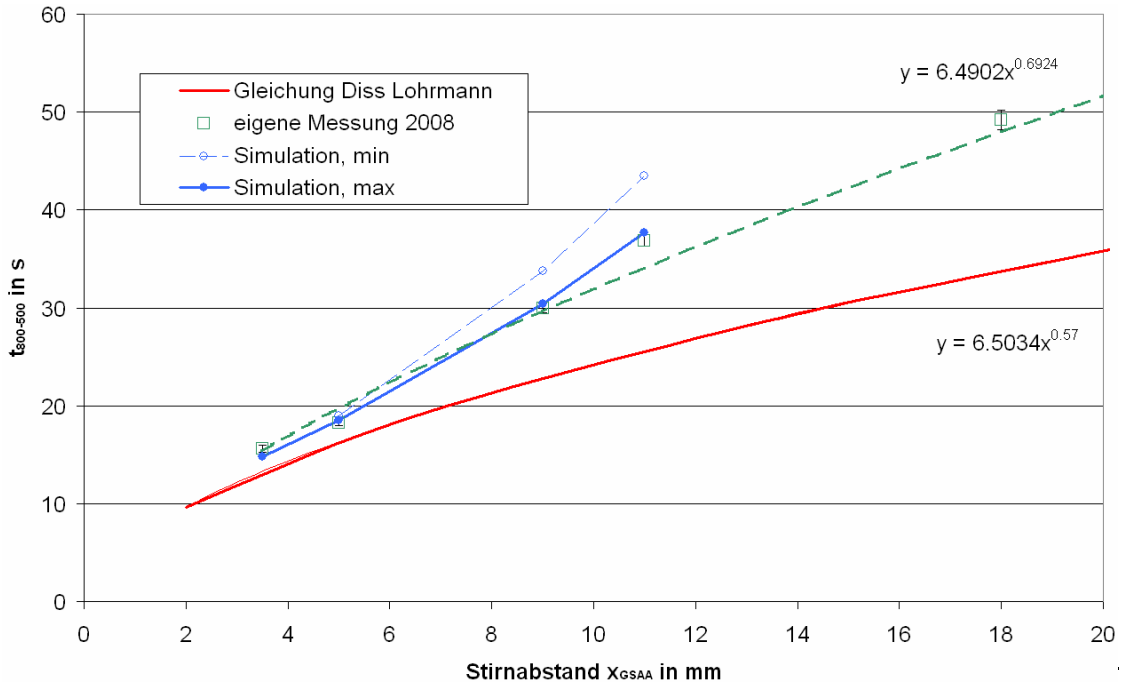


Abbildung 8-16 Abkühlzeit $t_{800-500}$, Vergleich der Simulationsergebnisse Geometrie a) mit experimentellen Werten, Simulation mit maximaler und mit minimaler Wärmeleitfähigkeit

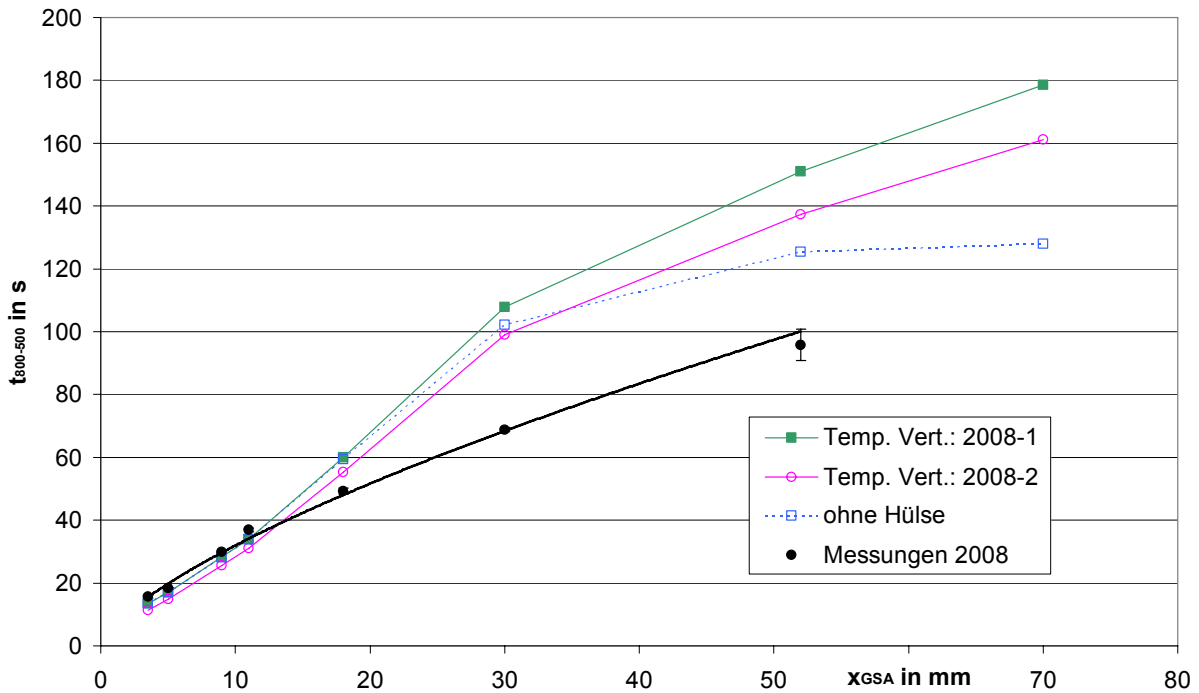


Abbildung 8-17 Abkühlzeit $t_{800-500}$, Vergleich der Simulationsergebnisse Geometrie b) mit experimentellen Werten, Simulation mit Temperaturprofil 2008-1 oder 2008-2, Simulation ohne Keramik-Hülse (maximal Parameter Satz)

Hierbei ist ersichtlich, dass ebenso keine der simulierten Kurven die experimentell ermittelten Werte erreicht. Der Unterschied in den zwei untersuchten Temperaturprofilen ist relativ gering. Die Simulation ohne Hülse ist bis zu Stirnabständen von ca. 30 mm vergleichbar mit

den Simulationen mit Hülse. Bei steigenden Stirnabständen hat die Abkühlung von der Mantelfläche der Probe her einen steigenden Einfluss.

Da sich in dem Experiment zwischen der GSA-Probe und der Keramik-Hülse ein kleiner Spalt befindet, wird diese Situation in der Geometrie c) berücksichtigt. Hierbei wird angenommen, dass der Spalt entweder geöffnet ist und ein Strömungsaustausch zwischen dem Spalt und dem Strömungsbereich am Prallstrahl stattfinden kann, oder dass dieser geschlossen ist. Die Ergebnisse sind in *Abbildung 8-18* dargestellt.

Die vollständige Isolierung der Hülse von der GSA-Probe resultiert in noch größeren Abweichungen zu den experimentellen Werten der Messungen 2008. Deutlich ist hierbei, dass auch Abkühlung an der Stirnseite große Abweichung aufweisen. Der Wärmeübergang von der GSA-Probe in die in Geometrie b) berührende Hülse kann dem zufolge nicht vernachlässigt werden.

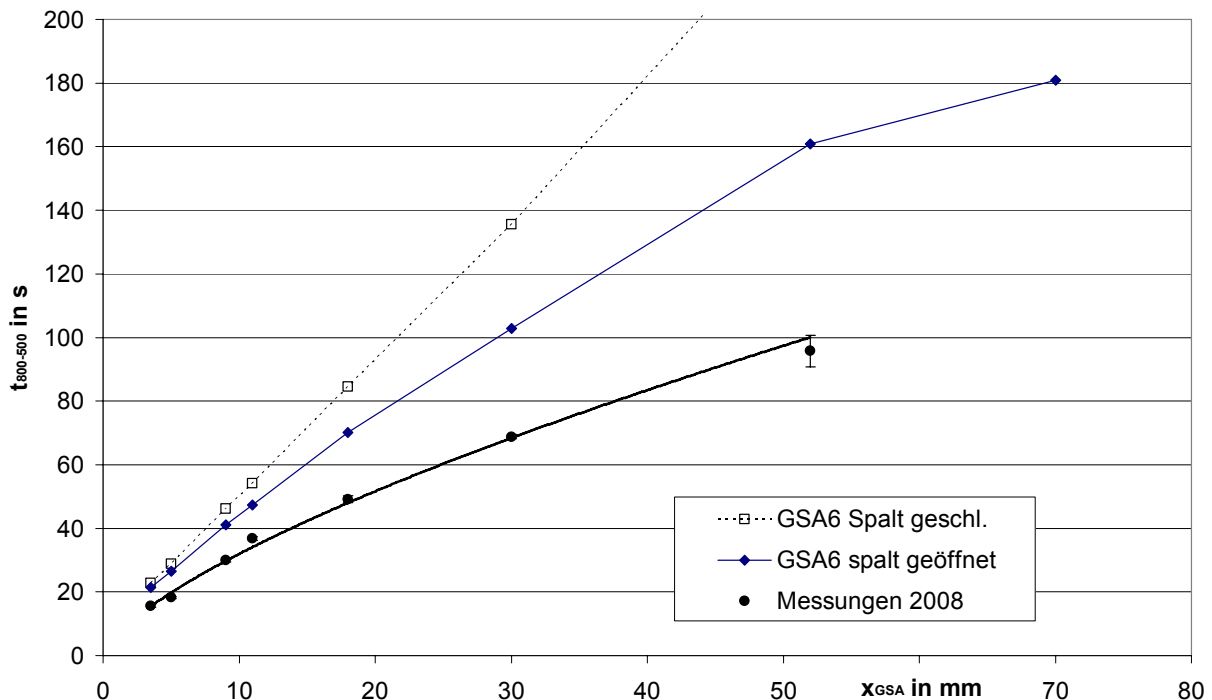


Abbildung 8-18 Abkühlzeit $t_{800-500}$, Vergleich der Simulationsergebnisse Geometrie c) mit experimentellen Werten, Simulation mit geöffneten oder geschlossenen Spalt (maximal Parameter Satz, entkoppelte Simulation)

Für die Abweichungen in der Strömungssimulation können unterschiedliche Faktoren verantwortlich sein, die hier nicht berücksichtigt werden können. Hierzu zählen u.a.: Der Wärmeübergang zwischen der GSA-Probe und der Keramik an deren Kontaktfläche. Dieser ist abhängig von dem Rauigkeit der Hülse und der Probe, dem Kontaktwinkel sowie der Kontaktfläche. Ebenso für eine beschleunigte Abkühlung kann ein Wärmeaustausch durch Strahlung über die Mantelfläche der Probe erzeugen. In den Abschnitten 8.3.5 und 8.3.6 werden diese Faktoren weiter betrachtet.

8.3.5 Wärmeübergang bei Ofenabkühlung

Zur Bestimmung des Wärmetransportes aufgrund von natürlicher Konvektion und eventuell überlagerter Strahlung über die Flächen der Gasstirnabschreckprobe wurde ein Versuch bei Betriebsdruck ohne Beaufschlagung der Stirnfläche der Probe mit einem Gasstrahl, also bei „Ofenabkühlung“ durchgeführt. Die Ergebnisse sind in *Abbildung 8-19* dargestellt.

Hierbei wird auch der Wärmetransport der GSA-Probe in die Keramik-Hülse über die sich berührenden Flächen berücksichtigt.

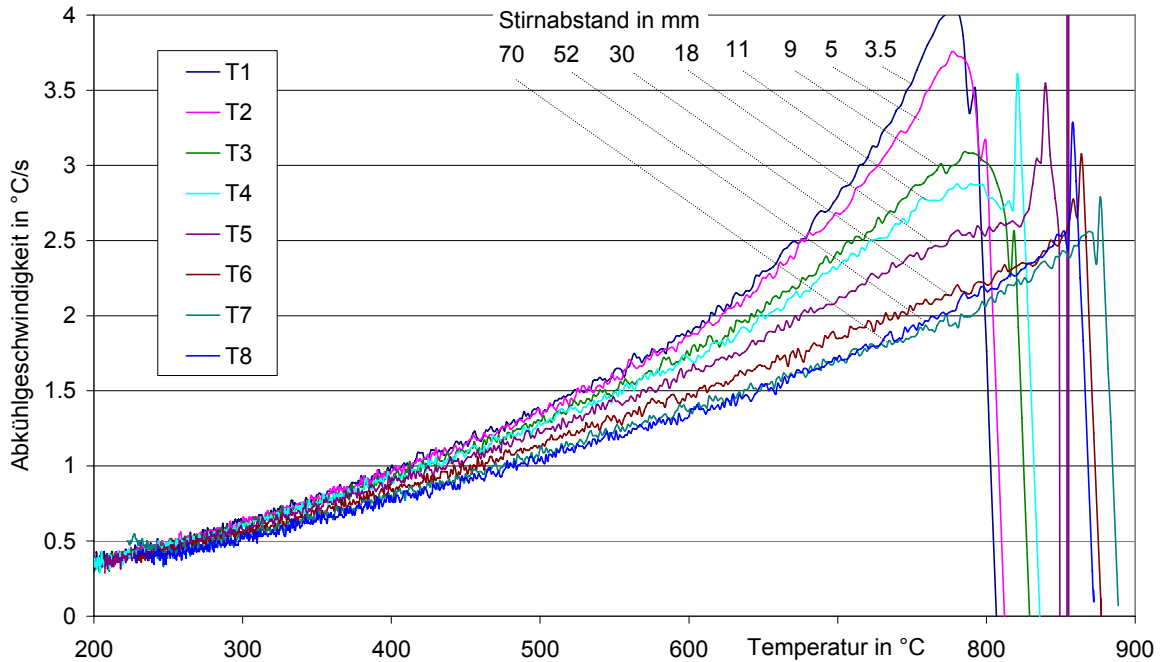


Abbildung 8-19 Abkühlgeschwindigkeiten in der Gasstirnabschreckprobe bei Ofenabkühlung (ohne Prallstrahl), 15 bar p <math>< 18</math> bar

8.3.6 Wärmeübergang durch Strahlung

Da der konvektive Wärmeübergang an der Stirnfläche sehr klein ist, bekommt der Wärmetransport aufgrund von Strahlung bei hohen Temperaturen einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss. Dieser kann unter der Annahme eines vollständigen Austausches zwischen der Mantelfläche der GSA-Probe und der Keramik-Hülse grob abgeschätzt werden:

Aufgrund des Strahlungsaustausches entsteht ein theoretischer maximaler Wärmestrom nach Gleichung (52) [BAE09].

$$\dot{q} = \sigma \left(T_{\text{GSA-Probe}}^4 - T_{\text{Keramik-Hülse}}^4 \right) \quad (51)$$

Hierbei ist σ die Stefan-Boltzmann Konstante mit einem Wert von $5,68\text{E-}08 \text{ W/m}^2 \text{ K}^4$. Für eine abgeschätzte Temperatur der während des Versuches erhitzten Keramik-Hülse von 227 °C ist der entstehende maximale Wärmestrom in *Abbildung 8-20* vergleichend mit dem aufgrund Konvektion zu dem im Spalt strömenden Gas dargestellt. Insbesondere bei hohen

Temperaturen der Probenoberfläche liegt der maximale Wärmestrom aufgrund von Strahlung in der gleichen Größenordnung wie der konvektive.

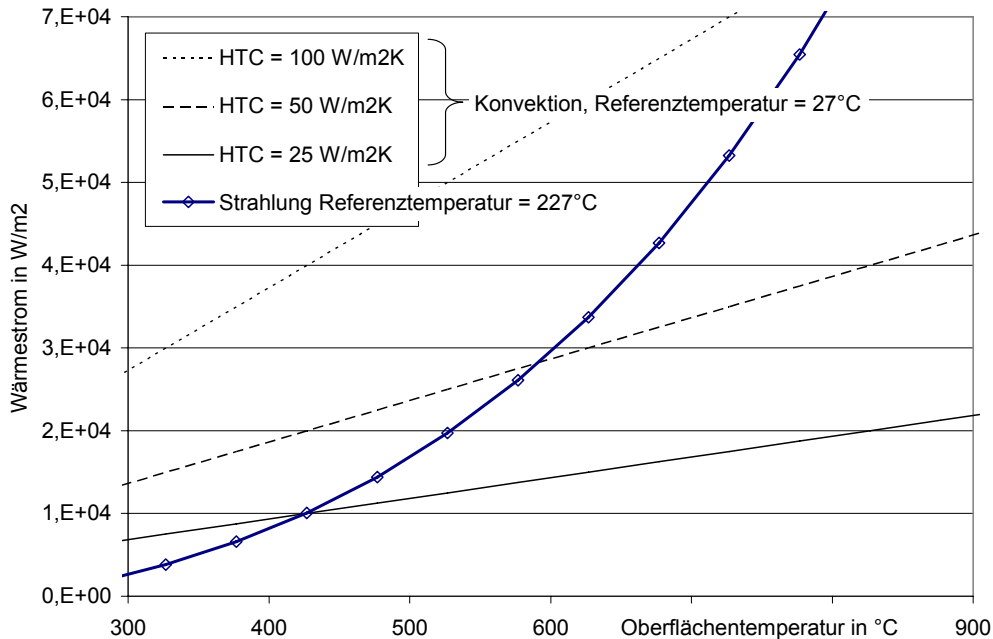


Abbildung 8-20 Bestimmung des maximalen Wärmestroms von der GSA Probe aufgrund von Strahlung nach Gleichung (51) im Vergleich mit rein konvektiven Wärmeübergang durch die Strömung im Spalt für unterschiedliche Wärmeübergangskoeffizienten

Hier sind weitere Untersuchungen notwendig, um den Anteil des Gesamtwärmestroms durch Strahlung genauer zu bestimmen. Hierzu ist es wesentlich, genaue Daten wie Emissions- und Absorptionskoeffizienten sowie Kenntnis des Oberflächenzustandes der GSA-Probe und der Keramik-Hülse sowie der relevanten Sichtfaktoren zu haben.

8.4 Ableitung einer Korrelation

Zur Vereinfachung der Korrelationsdiagramme bzw. zur Ermöglichung einer automatisierten Handhabung werden die in Abschnitt 7.1 bis 8.3 gefundenen Zusammenhänge mit Modellfunktionen angenähert und in ein zusammenhängendes Gleichungssystem überführt.

8.4.1 Gasstirnabschreckversuch

Der Zusammenhang zwischen der $t_{800-500}$ Abkühlzeit und dem Stirnabstand x_{GSA} bei dem Gasstirnabschreckversuch lässt sich über folgende Beziehung annähern:

$$t_{800-500} = b \cdot x_{GSA}^m \quad (52)$$

Für die Parameter b und m wurde für den Standardversuch für niedrig legierte Stähle mit 18 bar Druck, 30 m/s Anströmgeschwindigkeit und 6 mm Düsendurchmesser entsprechend der in diesem Vorhaben durchgeführten Messungen (Messungen 2009, siehe Abschnitt 2.3.2) zu $b = 5,2063$ und $m = 0,7816$ festgelegt, siehe *Abbildung 8-21*.

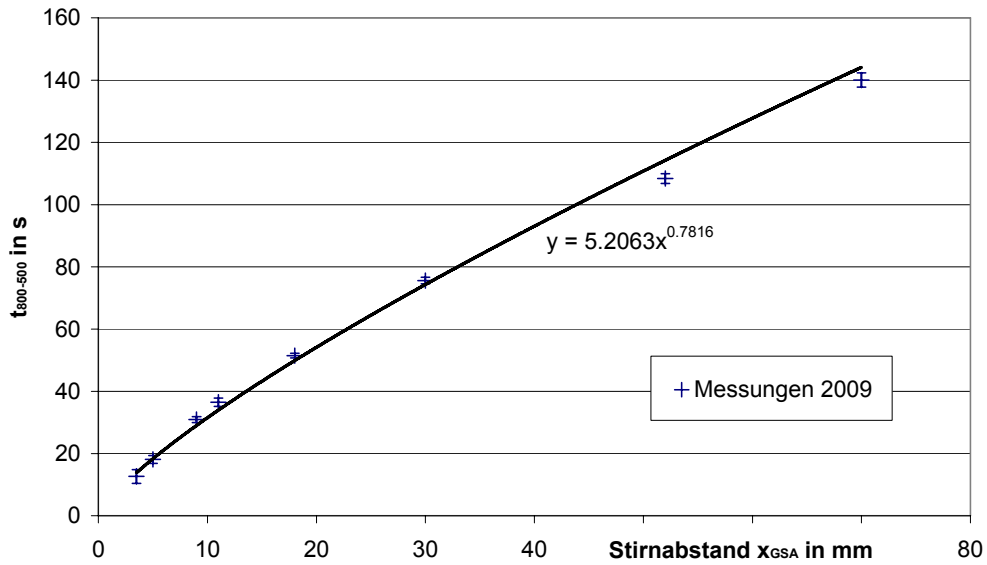


Abbildung 8-21 Annäherung der experimentell bestimmten Abkühlzeiten aus dem Gasstirnabschreckversuch (niedrig legierte Stähle) mittels Modellfunktionen.

Die Verteilung der aus dem Gasstirnabschreckversuch resultierenden Härte der Proben in Abhängigkeit des Stirnabstandes (siehe Abschnitt 8.3) kann bei Berücksichtigung von Werten über 20 HRC und Vernachlässigung des Wertes bei $x_{GSA} = 1,5$ mm über folgende Beziehung angenähert werden:

$$HRC = a x_{GSA}^{-k} \quad (53)$$

In diesem Vorhaben wurden die Parameter a und k für die untersuchten Stahlschmelzen zu $a = 45,97$ (20MnCr5) bzw. $a = 35,73$ (16MnCr5) und $k = 0,1236$ (20MnCr5) bzw. $k = 0,1804$ (16MnCr5) bestimmt, siehe Abbildung 8-22.

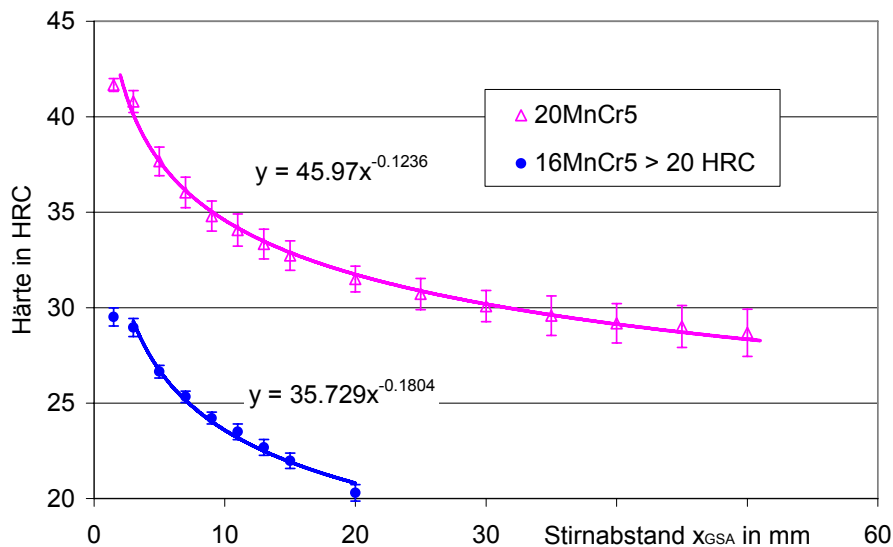


Abbildung 8-22 Annäherung der experimentell bestimmten Härte aus dem Gasstirnabschreckversuch mittels Modellfunktionen für die beiden untersuchten Schmelzen (Berücksichtigung von Werten über 20 HRC, Vernachlässigung des Wertes $x_{GSA} = 1,5$ mm)

Die Gleichungen (52) und (53) lassen sich zu folgender Beziehung zwischen der Abkühlzeit $t_{800-500}$ und der erzielten Härte zusammenfassen:

$$t_{800-500} = b \left(\frac{\text{HRC}}{a} \right)^{\frac{m}{-k}} \quad (54)$$

8.4.2 Abkühlzeit Hochdruckgasabschreckung

Unter bestimmten Bedingungen kann bei der Abschreckung der zylindrischen Proben innerhalb der Charge von so genannten „thermisch dünnen“ Körpern ausgegangen werden, d.h. die Abkühlung verläuft homogen über den Probenkörper (die Temperatur im Körper ist homogen und nur von der Zeit, nicht vom Ort abhängig). Dieses trifft zu, wenn das Verhältnis des Wärmetransports im Inneren der Probe zu der von der Oberfläche ausgetragenen Wärmemenge groß ist. Dieses Verhältnis wird mittels der Biot-Zahl dargestellt, diese ist definiert als:

$$\text{Bi} = \frac{\alpha L}{\lambda_{\text{fest}}} \quad (55)$$

hierbei ist α der (mittlere) Wärmeübergangskoeffizient über die Oberfläche der Probe, L ist eine charakteristische Länge der Probe, (z.B. das Verhältnis des Volumen V der Probe zu deren Oberfläche O) und λ_{fest} ist die Wärmeleitfähigkeit der Probe.

Für Proben und Abschrecksituationen, bei denen die Biot-Zahl kleiner als eins ist, kann der zeitabhängige Temperaturverlauf $T(t)$ innerhalb der Probe über folgenden Zusammenhang ausgedrückt werden:

$$T(t) - T_U = (T_A - T_U) \exp \left[- \frac{\alpha}{\rho_{\text{fest}} c_p} \frac{O}{V} t \right] \quad (56)$$

Hierbei ist $T(t)$ die Temperatur der Probe zum Zeitpunkt t , T_A die Anfangstemperatur der Probe, T_U die Gastemperatur, ρ_{fest} und c_p die Dichte und die Wärmekapazität der Probe.

Bei den hier untersuchten Proben aus Abschnitt 4.3.1 mit einer mittleren Wärmeleitfähigkeit von $\lambda_{\text{fest}} = 25 \text{ W/m K}$ (siehe auch Abschnitt 8.3.4.1) ist die Biot Zahl kleiner als eins, wenn der (mittlere) Wärmeübergangskoeffizient einen Wert von $1250 \text{ W/m}^2 \text{ K}$ ($L = 20 \text{ mm}$), $893 \text{ W/m}^2 \text{ K}$ ($L = 28 \text{ mm}$) bzw. $833 \text{ W/m}^2 \text{ K}$ ($L = 30 \text{ mm}$) unterschreitet. Dieses Kriterium ist hier erfüllt.

Über die Differenzierung der Gleichung (56) zwischen der Zeit t_{800} bei $T(t_{800}) = 800^\circ\text{C}$ und t_{500} bei $T(t_{500}) = 500^\circ\text{C}$ ergibt sich für die charakteristische Abkühlzeit der Probe $t_{800-500} = t_{800} - t_{500}$ folgende Beziehung:

$$t_{800-500} = \frac{1}{\alpha} \rho_{\text{fest}} c_p \frac{V}{O} \ln \left(\frac{800^\circ\text{C} - T_{\text{gas}}}{500^\circ\text{C} - T_{\text{gas}}} \right) \quad (57)$$

Der Wärmeübergang an den Proben lässt sich nach Abschnitt 4.3 über folgende Beziehung beschreiben:

$$\text{Nu} = C^* \text{Re}^n \text{Pr}^j = \text{Bi} \frac{\lambda_{\text{fest}}}{\lambda_{\text{gas}}} \quad (58)$$

Pr ist die Prandtlzahl, die für die betrachteten Gas und Betriebsbedingungen bei $\text{Pr} = 0,7$ liegt. Die Nusselt-Zahl Nu ist definiert als

$$\text{Nu} = \frac{\alpha \cdot L}{\lambda_{\text{gas}}} \quad (59)$$

hierbei ist λ_{gas} ist die Wärmeleitfähigkeit des Gases. Die Reynoldszahl Re ist definiert als:

$$\text{Re} = \frac{\rho_{\text{gas}} v_{\text{gas}} L}{\eta} \quad (60)$$

hierbei ist v_{gas} eine charakteristische Anströmgeschwindigkeit und η die dynamische Viskosität des Gases. Die in der Hochdruckgasabschreckung verwendeten Abschreckgase sind im Regelfall ein- oder zweiatomig (Ar, He, N₂, H₂) und lassen sich somit mit ausreichender Genauigkeit als ideales Gas beschreiben. Für die Dichte ρ_{gas} eines idealen Gases gilt:

$$\rho_{\text{gas}} = \frac{p}{RT} \quad (61)$$

hierbei ist p der Gasdruck, R die spezifische Gaskonstante und T_{gas} die Temperatur des Gases.

Das Zusammenfassen der Gleichungen (57) bis (61) resultiert in folgendem Zusammenhang zwischen der $t_{800-500}$ Zeit und dem Gasdruck:

$$t_{800-500} = c p^{-n} \quad (62)$$

Hierbei ist c eine Zusammenfassung verschiedener Konstanten, ihr Wert ist demzufolge abhängig von der Gasart, der Probenposition in der Charge und dem Probenmaterial, dem Strömungszustand (insbesondere der Strömungsgeschwindigkeit des Abschreckgases) und der Proben- bzw. Charge und Kammergeometrie. Der Exponent n hängt insbesondere von dem Strömungszustand ab, er liegt im Bereich $0,4 < n < 0,8$.

In der industriellen Praxis können die Werte für c und n experimentell direkt mittels Abkühlmessungen bestimmt werden, wie im Rahmen dieses Vorhabens für Charge 0705 geschehen (siehe Abschnitt 7.1.2.1). Aus diesen Messungen wird für die Korrelation ein Mittelwert nach *Abbildung 8-23* gebildet, die Konstante wird so zu $c = 137,4$ bestimmt und der Exponent $n = 0,661$.

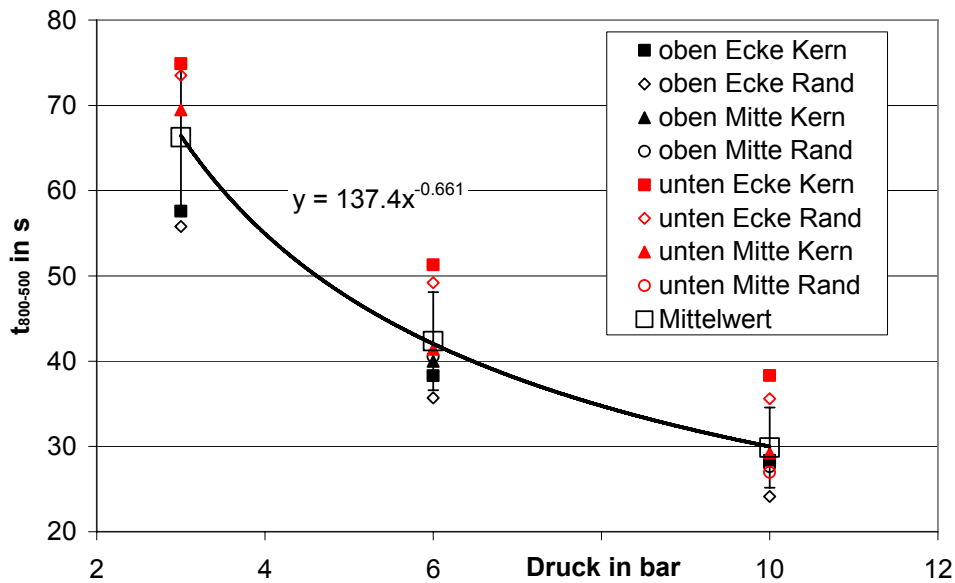


Abbildung 8-23 Annäherung der experimentell bestimmten druckabhängigen Abkühlzeiten aus der Hochdruckgasabschreckung mittels Modellfunktionen

8.4.3 Korrelation

Durch Zusammenfassen der Gleichungen (54) und (62) ergibt sich folgender Zusammenhang zwischen der durch die Hochdruckgasabschreckung erzielten Härte im Bauteil, der im Gasstirnabschreckversuch ermittelten Härte des Materials und den Prozessparametern der Hochdruckgasabschreckung:

$$\text{HRC} = a \left(\frac{c}{b} \right)^{-k} p^{\frac{n \cdot k}{m}} \quad (63)$$

Die hier bestimmten Konstanten werden in Tabelle 5 zusammengefasst.

Parameter	Beschreibung	Wert
a, k	Materialanhängig, wird im Gasstirnabschreckversuch ermittelt (hier: Standardversuch für niedrig legierte Stähle: N ₂ , 18 bar, 30 m/s)	20MnCr5: a = 45,97, k = 0,1236 16MnCr5: a = 35,73, k = 0,1804
b, m	Prozessgröße aus dem Gasstirnabschreckversuch (hier: Standardversuch für niedrig legierte Stähle: N ₂ , 18 bar, 30 m/s)	b = 6,503 m = 0,57
c, n	Prozessgrößen aus d. Hochdruckgasabschreckung, abhängig von Gasart, Probenposition, Strömungszustand und Proben- / Kammergeometrie (hier: IPSEN Zweikammeranlage, 186 Zylinder (D28 x L112) auf 2 Ebenen fluchtend, maximale Ventilatorleistung, N ₂ bei 3 bar ≤ p ≤ 10 bar)	c = 137,4 n = 0,661 (über die Charge gemittelt)
p	Druck in der Hochdruckgasabschreckung in bar	3 bar ≤ p ≤ 10 bar

Tabelle 5 Parameter der Korrelation zwischen Härte, Härbarkeit im Gasstirnabschreckversuch und Prozessparametern der Hochdruckgasabschreckung

Es soll hier darauf hingewiesen werden, dass sich die gezeigte Korrelation nicht unmittelbar in dieser Form mit den Ergebnissen aus dem Jominy Versuch durchführen lässt. Die Beziehung zwischen den Abkühlzeiten und dem Stirnabstand ist grundlegend anders als bei der Gasstirnabschreckung, siehe auch Abschnitt 10.

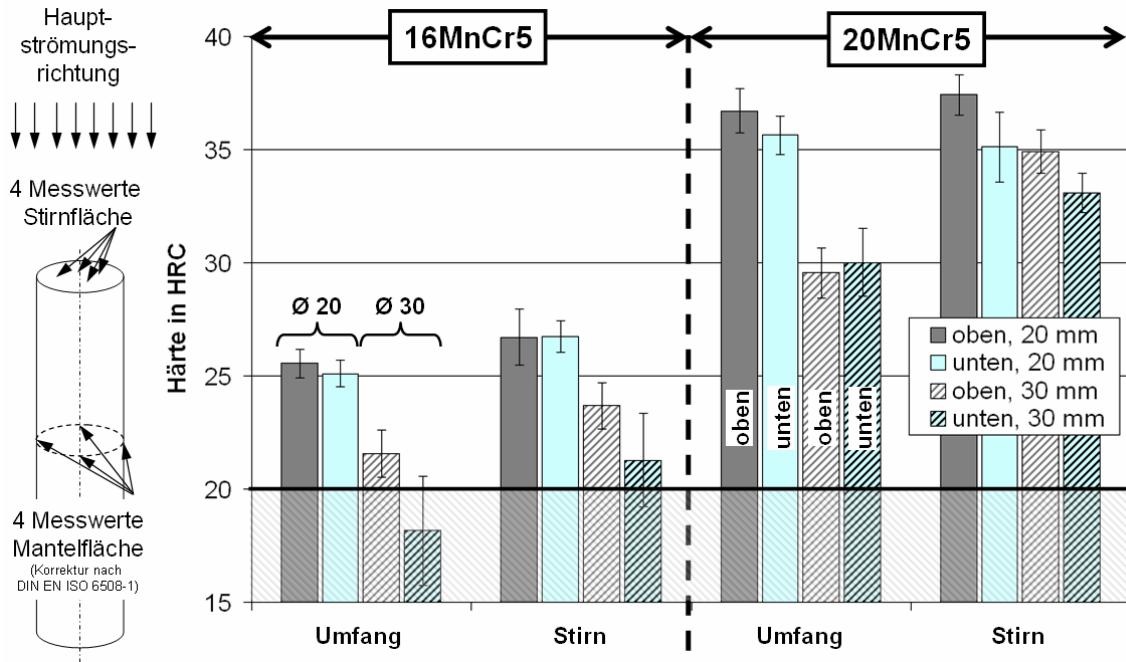


Abbildung 9-2: Auswertung des Abschreckergebnisses der Charge, links: Messpositionen auf der Oberfläche der Probe, rechts: Ergebnisse der Härtemessung für alle untersuchten Härtemessproben in Charge 0701.

Aufgrund der geringen Streubreite der Härteergebnisse an den Probenoberflächen wurde die Messung der erreichten Kernhärte an einer repräsentativen Ecke und in der Mitte der Charge auf beiden Ebenen durchgeführt. Dies entspricht 4 Proben pro Werkstoff und Geometrie, also 16 Proben insgesamt.

Die Bestimmung der Kernhärte bei den Zylinderproben erfolgt auf einem Querschnitt auf der halben Länge der Probe, siehe *Abbildung 9-3*. Hier wird zum einen ein Messwert in dem geometrischen Zentrum genommen, zum anderen 4 Werte jeweils 3 mm unterhalb der Oberfläche der Probe (Messposition „Rand“, entsprechend der Bestimmung der Zahnfußhärte). Des Weiteren wurde bei einer repräsentativen Probe aus 20MnCr5 mit 20 mm Durchmesser der radiale Härteverlauf untersucht.

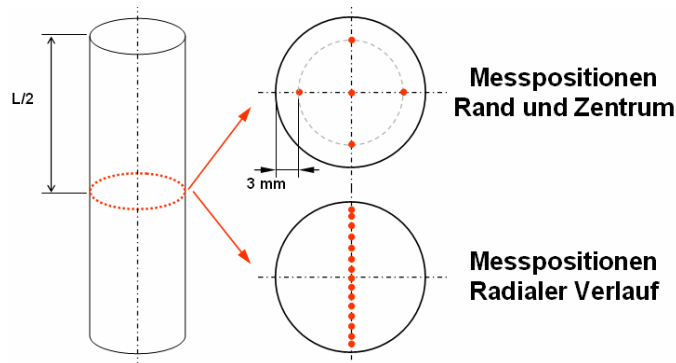


Abbildung 9-3: Messpositionen zur Messung der Kernhärte der Proben

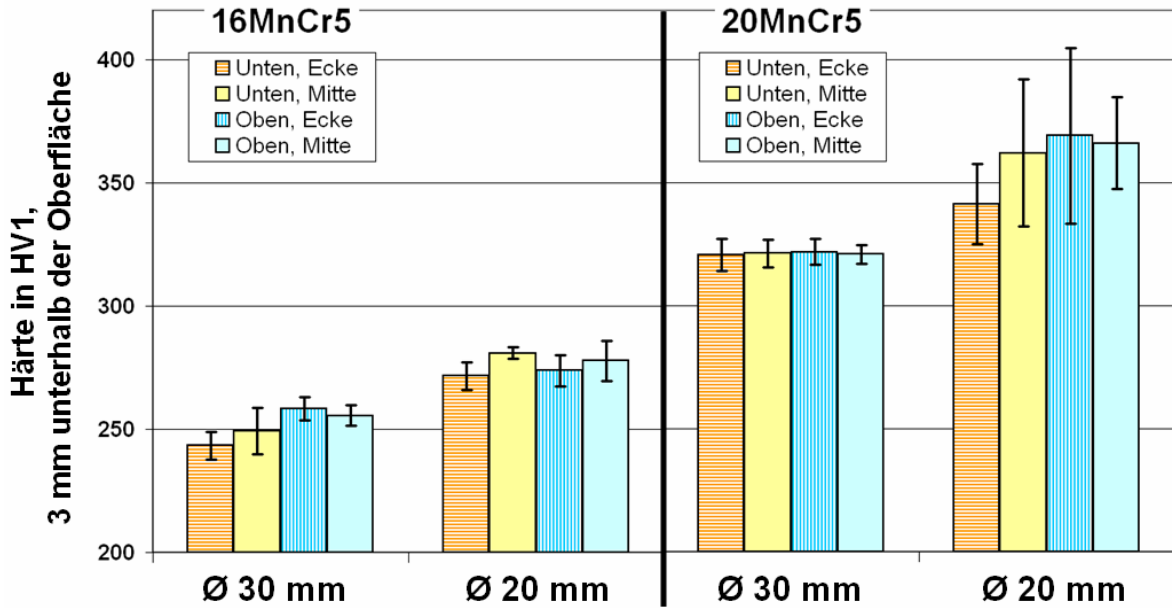


Abbildung 9-4: Vickers Härte repräsentativer Proben aus der Hochdruckgasabschreckung (Charge 0701), jeweils eine Probe: 16MnCr5 / 20MnCr5, oben / unten, Ecke / Mitte, 20 mm / 30 mm, Fehlerbalken resultiert aus den vier Messpositionen

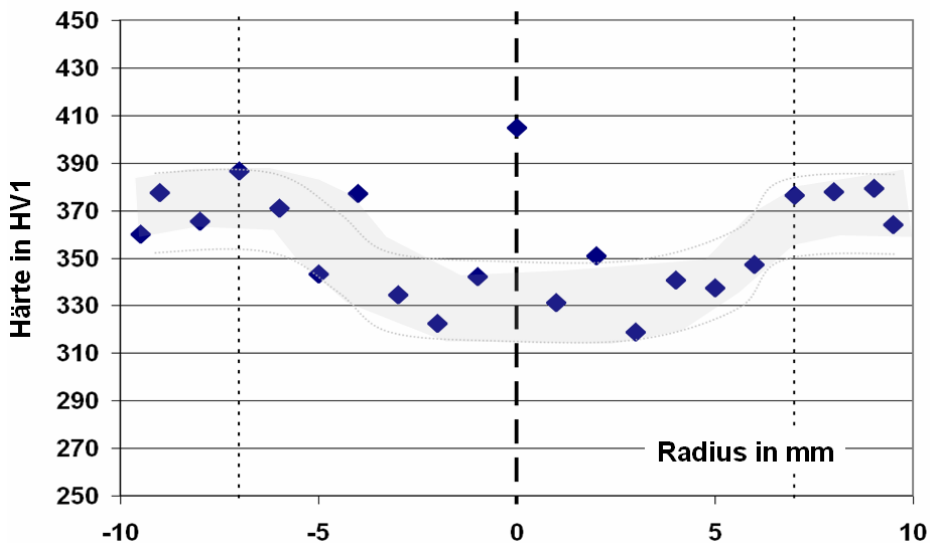


Abbildung 9-5: Vickers Härte einer repräsentativen Probe aus der Hochdruckgasabschreckung (Charge 0701), Ø 20 mm, 20MnCr5, Position innerhalb der Charge: obere Ebene in der Mitte (Härtemessprobe Nr. 10)

Das Härteprofil über den Durchmesser der Probe zeigt ein für die Abschreckung charakteristisches Verhalten. Die von der Oberfläche der Probe zum Kern hin abfallenden Abkühlgeschwindigkeiten resultieren in einer höheren Härte in den Randbereichen und in einem gering gehärteten Gefüge zur geometrischen Mitte der Probe. Bei allen untersuchten Proben lag im geometrischen Zentrum eine signifikant höhere Härte vor als bei den Messpunkten 3 mm unterhalb der Oberfläche der Probe. Teilweise wurden hier bis zu ca. 100 % höhere Werte erreicht. Ursache hierfür können mögliche Seigerungen im Kern des für die Fertigung der Proben genutzten Stangenmaterials sein, siehe Abschnitt 10.4.1,

Abbildung 10-9. Auffallend ist weiterhin, dass die Härte in den oberflächennahen Punkten (bei $r = 9,5 \text{ mm}$) einen geringeren Wert hat als die Werte im übrigen Randbereich.

9.3 Überprüfung der Korrelation

Mittels der Messung der Härte in der Mischcharge kann die in Abschnitt 8.4 gefundene Korrelation zwischen der beim Abschrecken erzielten Abkühlzeit $t_{800-500}$ und der resultierenden Härte im Werkstoff überprüft werden. Demnach ist bei gleichen Materialeigenschaften bzgl. des Abkühlverhaltens und Abschreckbedingungen sowie einer homogenen Temperaturverteilung über die Proben die Geometrie des Bauteils bestimmend für den Abkühlverlauf, unabhängig von der Härtebarkeit des Stahles. Entsprechend kann jedem Probendurchmesser eine Abkühlzeit zugeordnet werden. In *Abbildung 8-6* sind die aus der Härte bestimmten Abkühlzeiten entsprechend Gleichung (54) für alle Proben aus der Mischcharge aufgetragen.

Für die Proben mit 20 mm Durchmesser zeigen sich gute Übereinstimmungen, bei gleicher Probengeometrie kann unabhängig von der Härtebarkeit des Materials von einer gleichen Abkühlgeschwindigkeit ausgegangen werden. Die Proben mit 30 mm Durchmesser erfüllen diesen Zusammenhang nicht, allerdings liegt hier eine Überschneidung der Standardabweichungen vor. Ursache für die Abweichung kann inhomogenes Verhalten der Proben aufgrund ihres größeren Durchmessers sein (Temperaturverteilung in der Probe). Darüber hinaus wurde nur eine geringe Anzahl der Proben mit 30 mm Durchmesser für die Messungen verwendet. Viele Proben aus 16MnCr5 mit 30 mm Durchmesser weisen aufgrund der geringeren Härtebarkeit und der durch die höhere Masse bedingten höheren Abkühlzeiten wesentlich geringere Härte-Werte auf. Diese liegen zum Teil nicht mehr im zulässigen Messbereich und können somit nicht berücksichtigt werden.

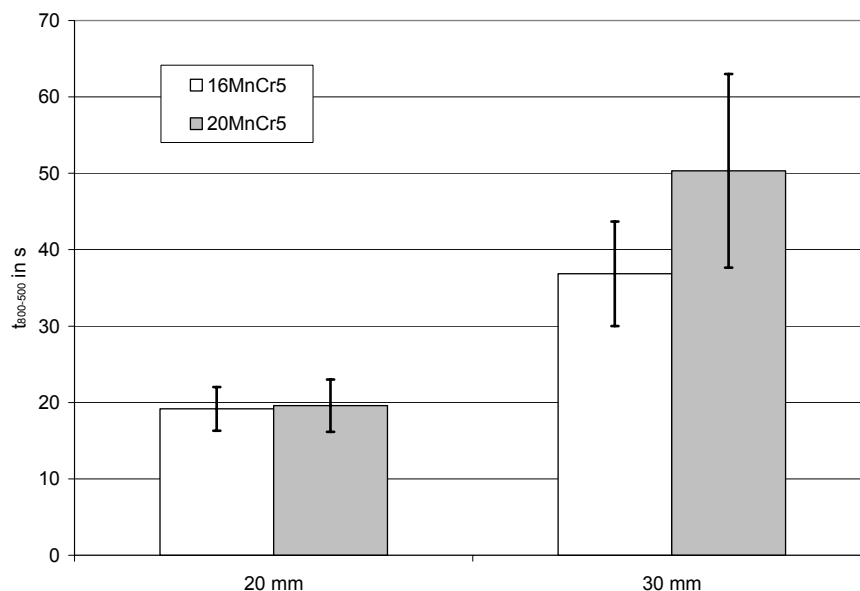


Abbildung 9-6: Bestimmung der $t_{800-500}$ Abkühlzeiten mittels der Härtemessungen entsprechend Gleichung (54): gleiche Abkühlbedingungen (Probengeometrie) – gleiche Abkühlzeit (Werte unabhängig von der Härtebarkeit der Probe)

9.4 Vergleich mit den Simulationsergebnissen

Abbildung 9-7 zeigt den Vergleich zwischen den experimentell ermittelten Härte-Werten der Prüfkörper mit 20 mm Durchmesser und den mit Hilfe der Korrelation aus Abschnitt 8.4.3, Gleichung (63) vorausgesagten Werten. Die Anlagenparameter wurden aus der Simulation entsprechend Abschnitt 4.3 genommen (nur gültig für Zylinder mit 20 mm Durchmesser). Die Korrelation überschätzt die Werte leicht, dennoch kann von einer guten Übereinstimmung ausgegangen werden.

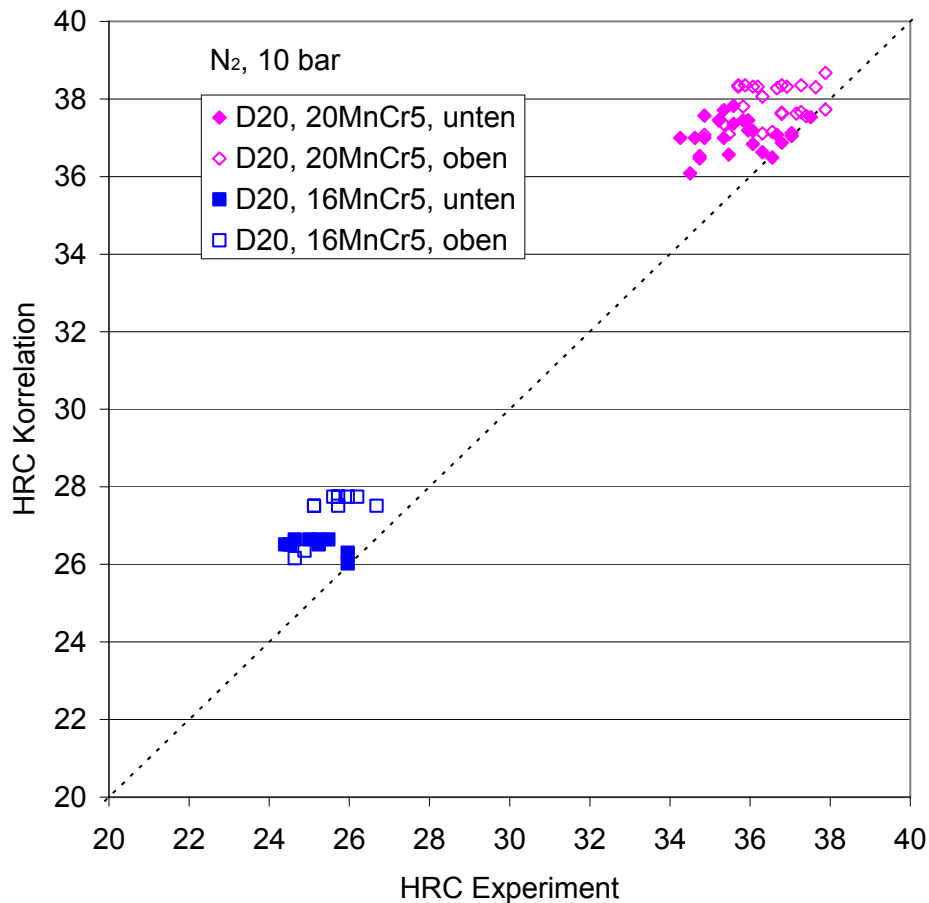


Abbildung 9-7: Charge 0701: Vergleich zwischen experimentell ermittelten HRC Werten für Bauteile mit 20 mm Durchmesser und aus der Korrelation nach Gleichung (63) bestimmten Werten (Werte für c aus der Simulation, siehe Abschnitt 4.3)

Zur Erstellung dieser Korrelation wird der Gasstirnabschreckversuch benötigt. Dieser ist relativ aufwändig und nur sehr eingeschränkt in der Industrie verfügbar. Daraus resultierte im projektbegleitenden Ausschuss die Frage, inwieweit es möglich ist, den GSA durch den wesentlich weiter verbreiteten Jominy Versuch zu substituieren. Diese Fragestellung wird in Abschnitt 10 diskutiert.

10 Vergleich Gasstirnabschreckung und Jominy-Versuch

Hier soll der Frage nachgegangen werden, inwieweit die für die Korrelationsdiagramme benötigten Abkühlgeschwindigkeit-Härte-Relationen mit Hilfe des Standard-Stirnabschreckversuches (Jominy-Versuch, siehe auch Abschnitt 8.2) ermittelt werden können. Der in diesem Vorhaben genutzte Gasstirnabschreckversuch ist im Gegensatz zum Jominy Versuch nur sehr begrenzt in der industriellen Praxis verfügbar. Darüber hinaus existieren verschiedene Berechnungsmethoden, die Relation zwischen Härte und Stirnabstand der Jominy-Probe abhängig von den Legierungselementen eines Stahls zu berechnen.

Zum Vergleich der Härtebarkeit im Jominy- und Gasstirnabschreckversuch ist es wesentlich, die jeweiligen Abkühlverläufe in unterschiedlichen Stirnabständen gegenüberzustellen, da diese für die Werkstoffreaktion bestimmend sind (bei identischem Ausgangsmaterial und Ausgangsgefüge). Im Rahmen dieses Projektes soll anhand der gewählten Schmelzen überprüft werden, ob die in der Literatur oft genutzte charakteristische Abkühlzeit $t_{800-500}$ zur Beschreibung der Härteannahme ausreichend ist, oder ob der jeweilige Temperatur-Zeit Verlauf in einem signifikanten Unterschied in der erzielten Härte bei gleicher $t_{800-500}$ Zeit resultieren kann.

Hierzu werden die jeweiligen Abkühlkurven gegenüber gestellt und die Ergebnisse aus dem Gasstirnabschreckversuch mit denen des Jominy Versuches bezüglich der erreichten Härte und des resultierenden Gefüges verglichen. Dazu werden die GSA und die Jominy Proben näher analysiert und Versuche im Abschreck-Dilatometer mit definierten Abkühlbedingungen durchgeführt.

10.1 Temperatur-Zeit-Verhalten

Während sich der Gasstirnabschreckversuch aufgrund des rein konvektiven Wärmeübergangs durch einen nahezu konstanten Wärmeübergangskoeffizienten an der Stirnfläche der Probe auszeichnet (siehe Abschnitt 8.3.2 und 8.3.4), variiert der Wärmeübergangskoeffizient bei dem Jominy Versuch über die Versuchszeit temperaturabhängig aufgrund instationärer Verdampfungsvorgänge (siehe z.B. [LeM02]). Hier können abhängig von der Oberflächentemperatur und dem lokalen Strömungszustand Blasen- und Filmsieden sowie reine erzwungene Konvektion auftreten.

10.1.1 Abkühlverhalten im Jominy Versuch

Die Temperatur-Zeitverläufe in Abhängigkeit des Stirnabstandes der Jominy Probe wurden von [ROS72] angegeben. Dargestellt werden die Abkühlkurven ab einer Ausgangstemperatur von 790°C. Die in diesem Vorhaben untersuchten Schmelzen wurden jedoch bei 850°C austenitisiert und abgeschreckt, so dass die Angaben aus [ROS72] nur bedingt mit den Verhältnissen bei dem Jominy Versuch vergleichbar sind. Messungen der Abkühlverläufe in der Jominy Probe für Austenitisiertemperaturen von 850°C lassen sich in

[STI94], [BLIXX] und [BRA63] (830°C) finden. Am IWT wurden von Hunkel et al. 2004 mit einer verkürzten Jominy Probe Abkühlmessungen bei unterschiedlichen Stirnabständen durchgeführt, diese Versuche hatten jedoch das primäre Ziel, den Wärmeübergang an der Stirnfläche zu bestimmen und nicht die Temperatur-Zeitverläufe im Inneren der Probe. Hierbei wurden ebenso Anfangstemperaturen von 850°C eingestellt [HUN04]. Die Abkühlverläufe aus den genannten Quellen sind vergleichend in *Abbildung 10-2* und *Abbildung 10-3* für verschiedene Stirnabstände dargestellt.

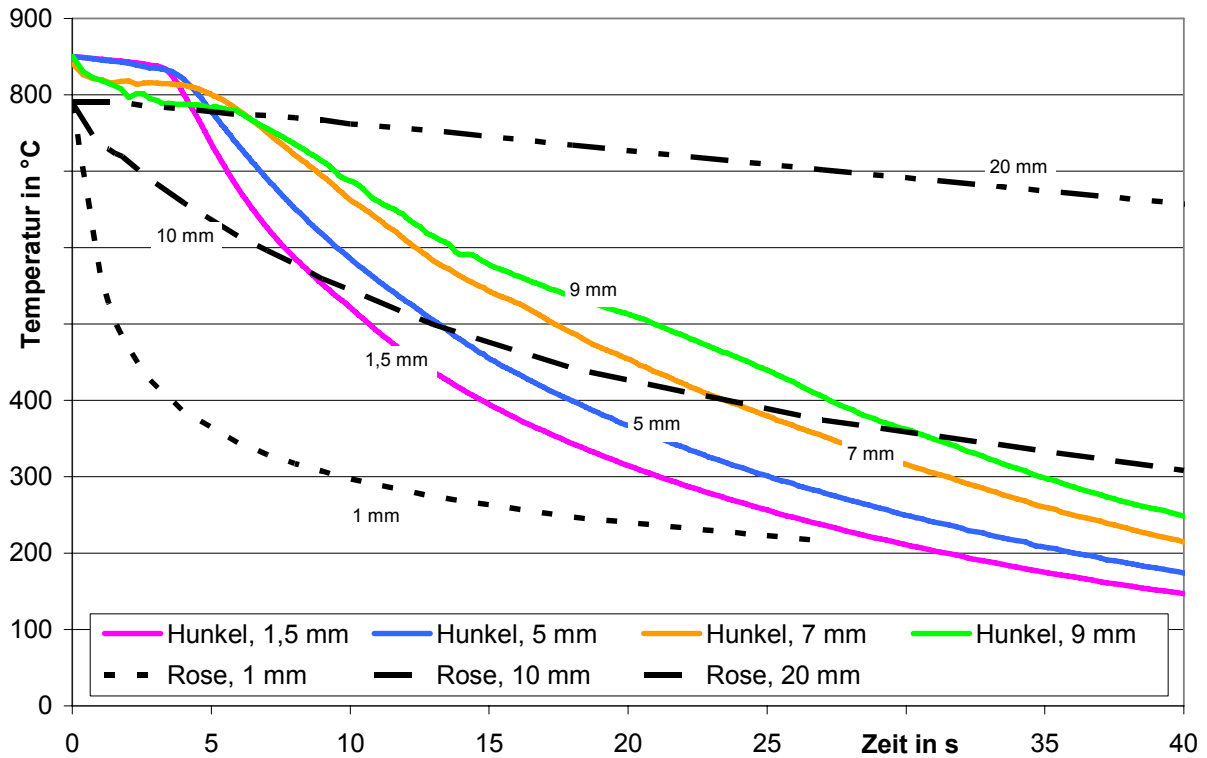


Abbildung 10-1: Vergleich der Abkühlverläufe in der Jominy-Probe bei unterschiedlichen Stirnabständen aus verschiedenen Literaturquellen

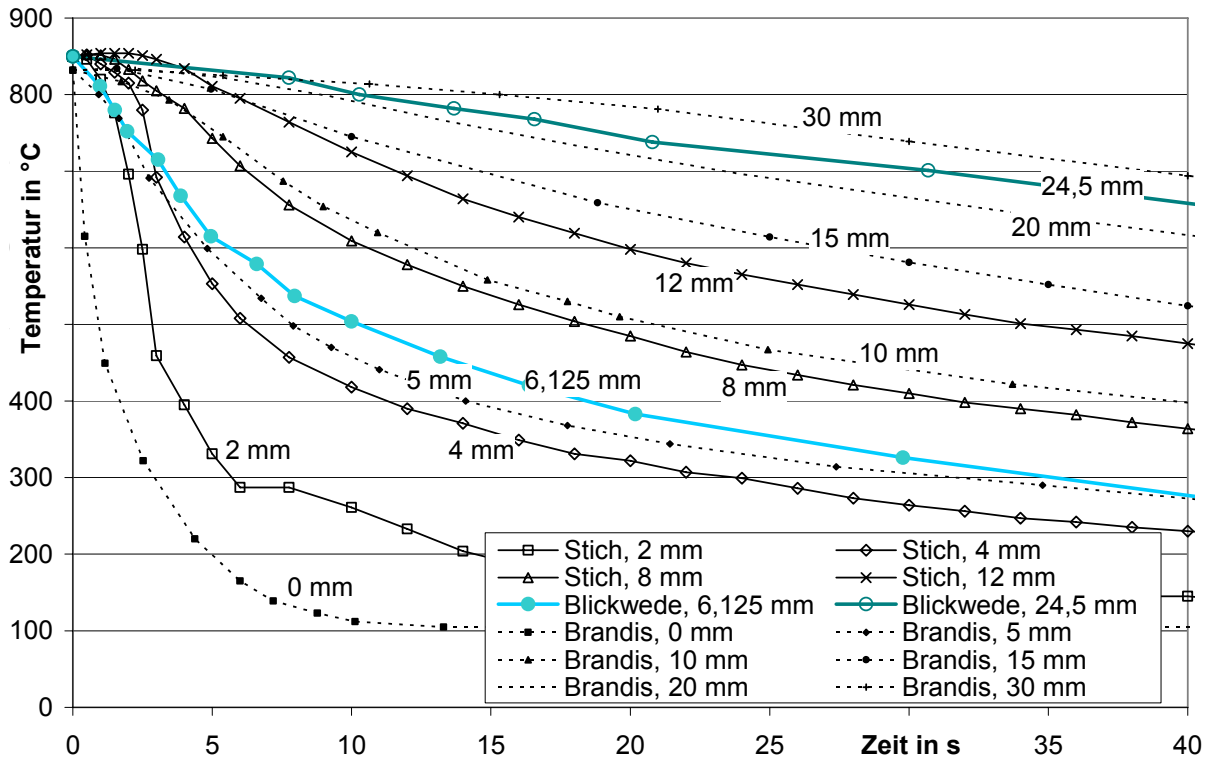


Abbildung 10-2: Vergleich der Abkühlverläufe in der Jominy-Probe bei unterschiedlichen Stirnabständen aus verschiedenen Literaturquellen

Mit Ausnahme der Messungen aus [ROS72] lassen sich aus den Abkühlverläufen in *Abbildung 10-2* die $t_{800-500}$ Zeiten für unterschiedliche Stirnabstände bestimmen. Darüber hinaus werden in [ROS72] die Abkühlzeiten $t_{800-500}$ für verschiedene Stirnabstände gesondert angegeben, wobei aber nicht auf die diesen Werten zugrunde liegende Ausgangstemperatur eingegangen wird. In [SMO98] wird ein kontinuierlicher Zusammenhang zwischen dem Stirnabstand und der $t_{800-500}$ Zeit angegeben. Diese Angabe stützt sich dabei auf [ROS72], weist jedoch Abweichungen zu der zitierten Quelle auf. Wüning untersuchte 1981 den Unterschied zwischen einer idealen und einer realen Abkühlung der Jominy Probe unter Berücksichtigung einer begrenzten Stirnkühlung von 30.000 W/m^2 und einer Mantelkühlung mit $1,5 \text{ °C/s}$ [WÜN81]. Eine Zusammenfassung der $t_{800-500}$ Zeiten aus den verschiedenen Literaturquellen ist in *Abbildung 10-3* gegeben. Die Fehlerbalken der Messungen von Hunkel resultieren aus der Mittelung von drei Versuchen.

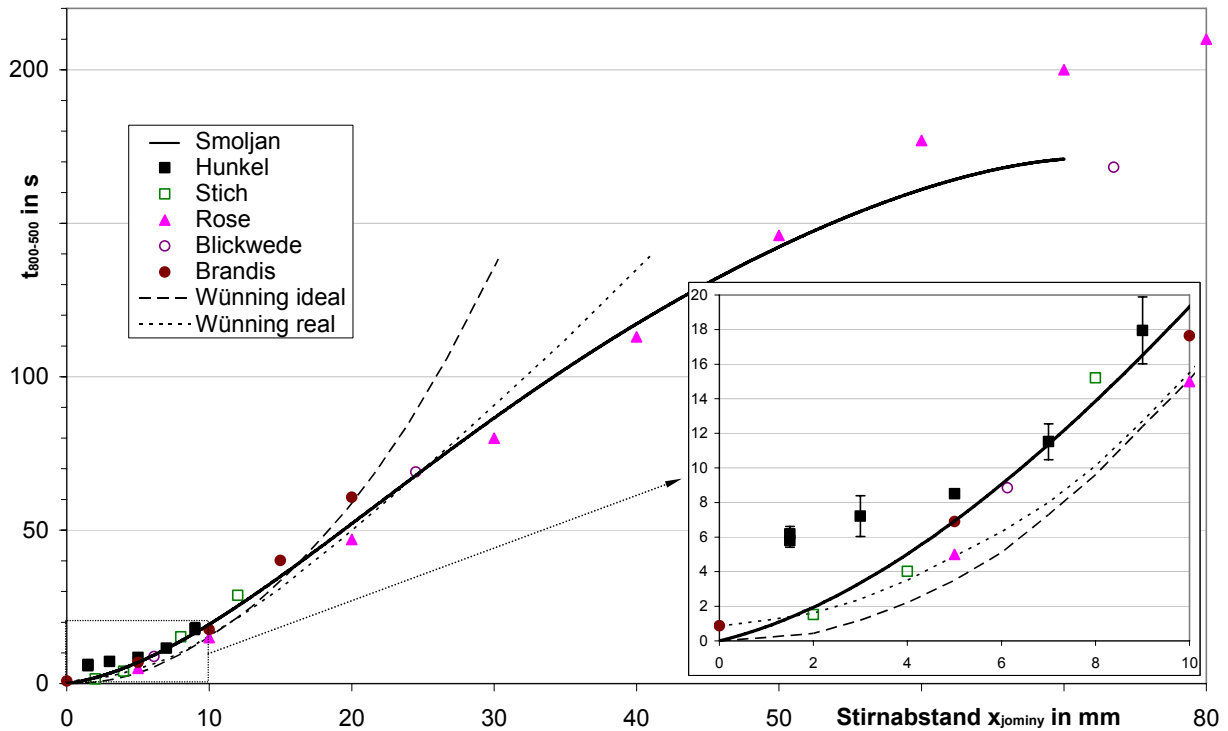


Abbildung 10-3: Vergleich der $t_{800-500}$ Zeiten aus unterschiedlichen Literaturquellen

Die Werte von Blickwede, Smoljan und Stich weisen eine gute bis sehr gute Übereinstimmung auf, wo hingegen die Angaben von Rose bei Stirnabständen < 10 mm mit den Werten von Wünnig (reale Randbedingungen) übereinstimmen. Die Messwerte von Hunkel verschieben sich insbesondere in der Nähe der Stirnfläche der Probe zu längeren Abkühlzeiten, was im Gegensatz zu den anderen Literaturdaten einer physikalisch realistischen Abkühlung entspricht, es liegen direkt an der Oberfläche endliche Abkühlgeschwindigkeiten vor ($t_{800-500} > 0$ bei $x_{Jominy} = 0$ mm).

Zur Bestimmung des Abkühlverhaltens in der Nähe der angeströmten Stirnfläche bieten sich eine analytische Lösung an, da hier von einer näherungsweise eindimensionalen Wärmeleitung ausgegangen werden kann.

10.1.2 Lösung der eindimensionalen Wärmeleitung in der Jominy Probe

Entsprechend der Überlegungen in Abschnitt 8.3.3 kann die instationäre Wärmeleitung innerhalb der Jominy Probe unter bestimmten Bedingungen analytisch bestimmt werden. Insbesondere für kleine Stirnabstände kann von einer rein eindimensionalen Wärmeleitung ausgegangen werden. Der Wärmetransport über die Mantelfläche der Probe kann hier noch vernachlässigt werden. Anders als beim Gasstirnabschreckversuch variiert jedoch der Wärmeübergangskoeffizient an der Stirnfläche der Probe über die Versuchszeit temperaturabhängig, *Abbildung 10-4* zeigt die Werte von verschiedenen Autoren. In [MAI07] wird zur Berechnung des Wärmeübergangs eine Variable $h(V)$ genutzt, wobei keine näheren Informationen zu deren Wert gegeben werden. Die dargestellte Kurve entspricht einer leicht modifizierten Gleichung [MAI09].

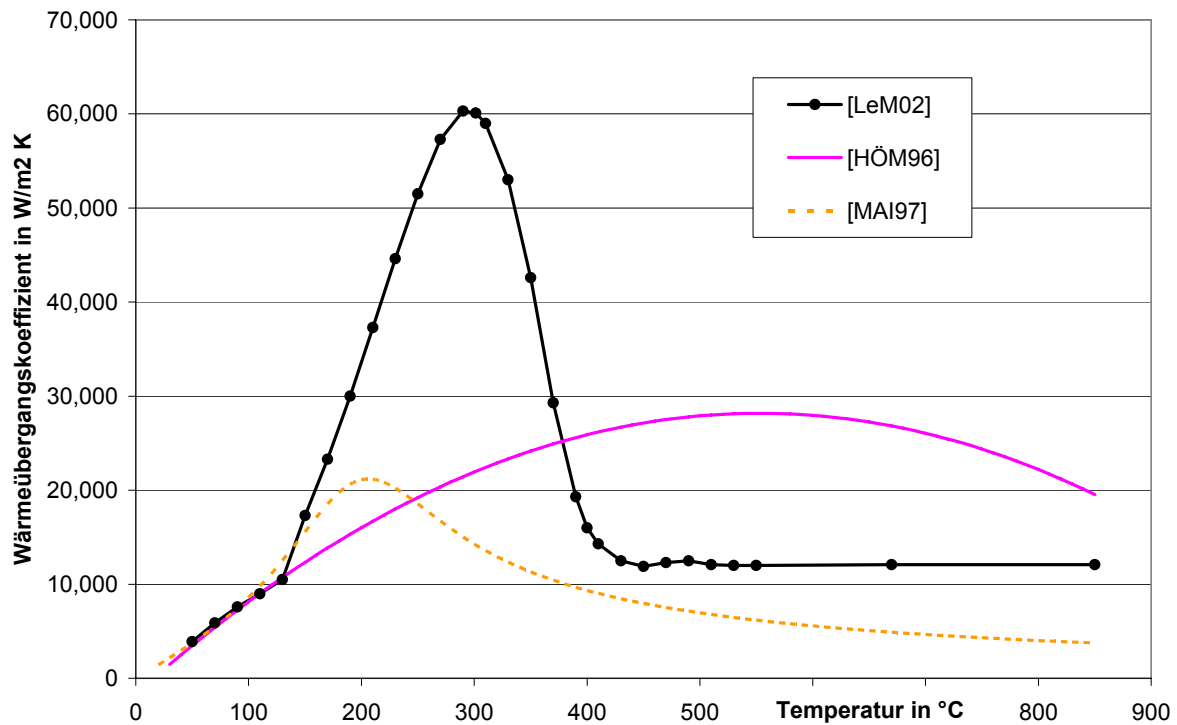


Abbildung 10-4: Temperaturabhängiger Wärmeübergangskoeffizient an der Stirnfläche beim Jominy Versuch aus unterschiedlichen Literaturquellen

Innerhalb des relevanten Temperaturbereiches zwischen 800°C und 500°C kann als (mittlerer) Wärmeübergangskoeffizient entsprechend Abbildung 10-4 ein Wertebereich von $3.000 \text{ W/m}^2\text{K} \leq \alpha \leq 30.000 \text{ W/m}^2\text{K}$ angenommen werden. Die für die Wärmeleitung relevanten Materialkennwerte sowie die (Ausgangs-) Temperaturen der Jominy Probe und des Abkühlmediums wurden entsprechend Abschnitt 8.3.3 gewählt. Die aus den analytisch berechneten Abkühlkurven bestimmten $t_{800-500}$ Zeiten wurden in *Abbildung 10-5* mit den Werten von Smoljan verglichen. Die analytische Lösung für einen Wärmeübergangskoeffizienten von $30.000 \text{ W/m}^2\text{K}$ ließ sich für Stirnabstände größer 20 mm nicht mehr lösen, da sich die Koeffizienten der Wärmeleitungsgleichung nicht mehr numerisch darstellen lassen ($>10^{308}$). Es kann aber von einem Verlauf nahezu parallel zu den Kurven mit 9.000 und $3.000 \text{ W/m}^2\text{K}$ ausgegangen werden.

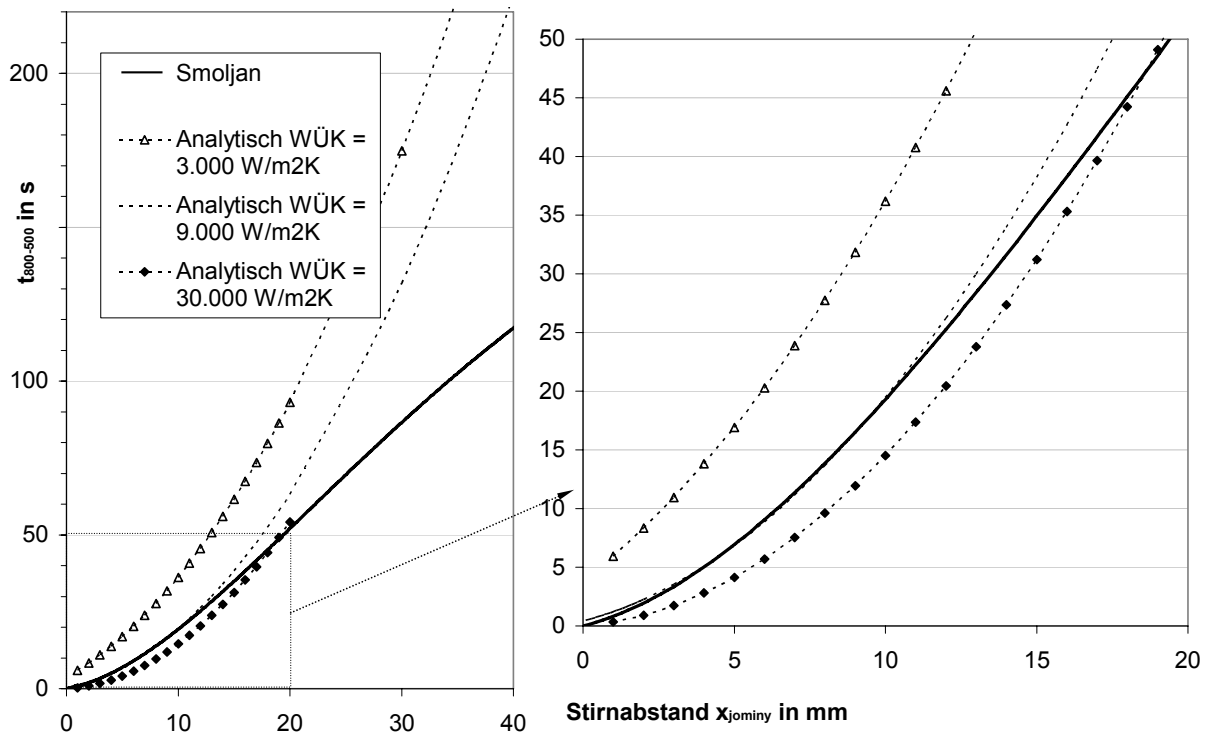


Abbildung 10-5: $t_{800-500}$ Zeiten aus Smoljan und Ergebnisse der Berechnung der eindimensionalen Wärmeleitung

Für Stirnabstände $4 \text{ mm} < x_{Jominy} < 11 \text{ mm}$ stimmt die analytische Lösung mit einem Wärmeübergangskoeffizienten von $9.000 \text{ W/m}^2\text{K}$ sehr gut mit den Vergleichswerten von Smoljan überein. Die in Abschnitt 10.1.1 gezeigte Kurve von Smoljan wird unter Einbeziehung der analytischen Lösung mit einem Wärmeübergangskoeffizienten von $9000 \text{ W/m}^2\text{K}$ bis zu Stirnabständen $x_{Jominy} < 11 \text{ mm}$ angepasst. Die resultierende Kurve lässt sich mit folgendem Polynom annähern:

$$t_{800.500} = -1,974E-7 x_{Jominy}^5 + 4,445E-5 x_{Jominy}^4 - 4,093E-3 x_{Jominy}^3 + 1,618E-1 x_{Jominy}^2 + 6,594E-1 x_{Jominy} + 3,515E-1 \quad (64)$$

Diese Beziehung wird im Folgenden für die weiteren Untersuchungen genutzt.

Die aus den analytischen Berechnungen gewonnenen Abkühlkurven sind in *Abbildung 10-6* für die ersten 12 mm mit den Literaturwerten von Stich verglichen. Da die Messungen von Stich anscheinend ca. 0,8 Sekunden vor Beginn der Abschreckung starten, wurde für eine bessere Übereinstimmung der Beginn der analytischen Abkühlkurven ($T = 850^\circ\text{C}$) um 0,8 s. verzögert.

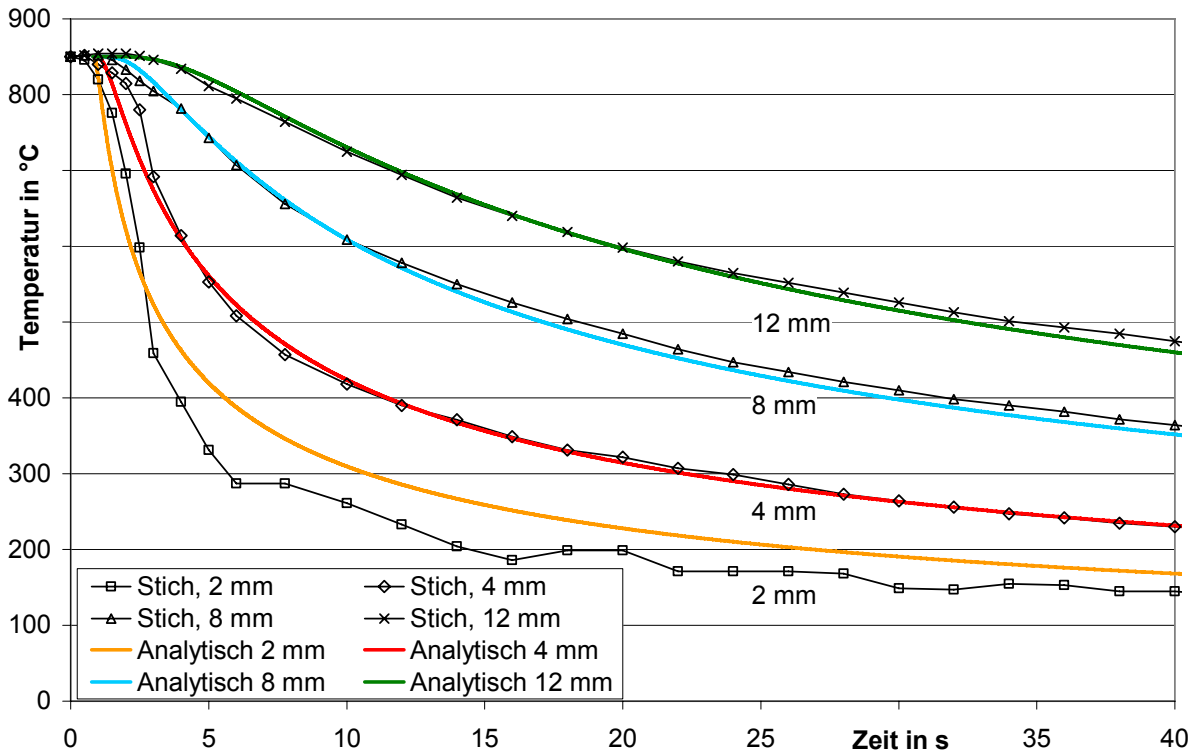


Abbildung 10-6: Abkühlkurven im Jominy Versuch: Literatur-Werte von [STI94], analytisch bestimmte Kurven mit einem WÜK von $9000 \text{ W/m}^2\text{K}$ und einer Verzögerung von $0,8 \text{ s}$.

Insbesondere am Anfang des Versuches und für kurze Stirnabstände weichen die Kurven der analytischen Berechnungen von den gemessenen ab. Hier wird der Einfluss eines über die Temperatur der Bauteiloberfläche variierenden Wärmeübergangskoeffizienten deutlich.

10.2 Vergleich der Härte bei gleicher Abkühlzeit

Mit den Abkühlkurven aus Abschnitt 8.3.1 und aus Gleichung (64) sowie den Härtemessungen aus Abschnitt 8.2 und Abschnitt 2.3.2 lassen sich für die beiden gewählten Schmelzen die Messungen der Härtebarkeit im Jominy- und im Gasstirnabschreckversuch direkt vergleichen, siehe *Abbildung 10-7*. Es zeigen sich weitestgehend gute Übereinstimmungen, die Abweichungen liegen in dem Überschneidungsbereich der Standardabweichungen der jeweiligen Messungen.

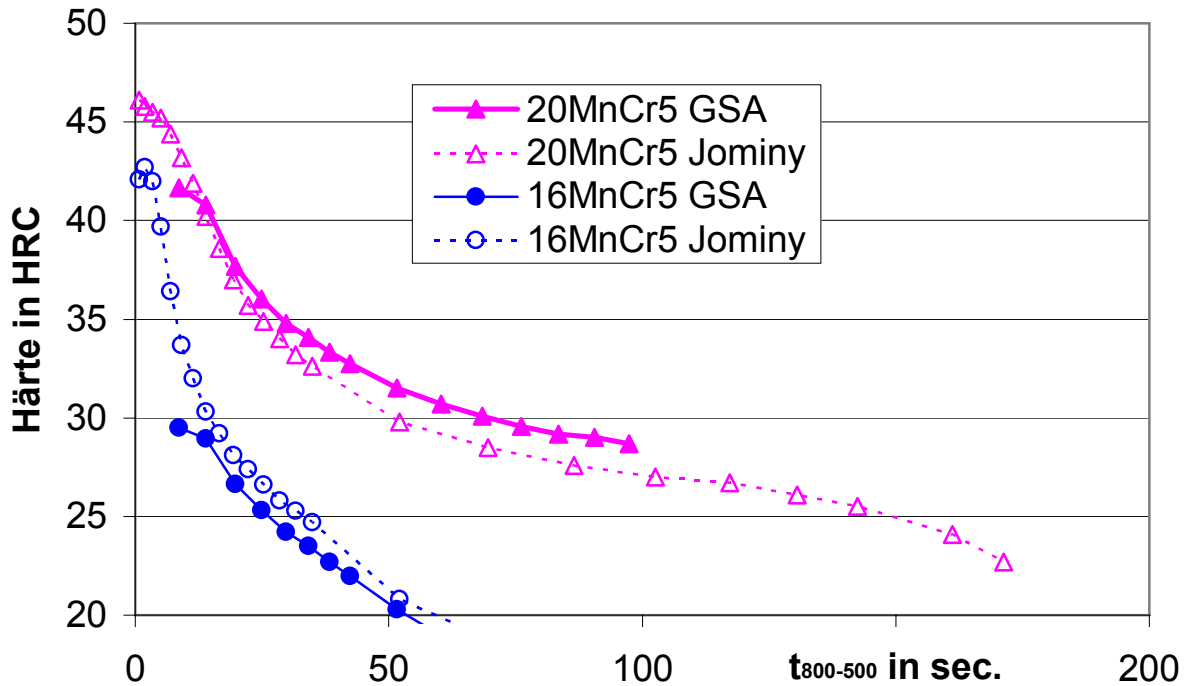


Abbildung 10-7: Vergleich der Härte im Jominy und Gasstirnabschreckversuch (GSA) bei gleicher Abkühlzeit $t_{800-500}$

Bei den untersuchten Schmelzen scheint die Abkühlzeit $t_{800-500}$ zur Charakterisierung der erreichbaren Härte auszureichen. Entsprechend kann hier theoretisch in dem Korrelationsdiagramm bzw. in dem entsprechenden Gleichungssystem aus Abschnitt 8.4 eine Substitution des Gasstirnabschreckversuches durch den Jominy Versuch erfolgen. Hierbei muss allerdings der Stirnabstand im Jominy Versuch auf Basis gleicher Abkühlzeiten umgerechnet werden.

10.3 Analyse des Gefüges bei gleicher Härte

Zur weiteren Analyse der Abkühlcharakteristik im Jominy und im Gasstirnabschreckversuch wurden die in den Proben entstandenen Gefüge bei Positionen gleicher Härte verglichen. Hierzu wurde am Beispiel des Stahls 16MnCr5 anhand jeweils einer repräsentativen Probe aus dem GSA und dem Jominy Versuch das Gefüge in der direkten Umgebung eines Härteeindruckes angeätzt und aufgenommen. Ein direkter Vergleich ist in *Abbildung 10-8* durchgeführt.

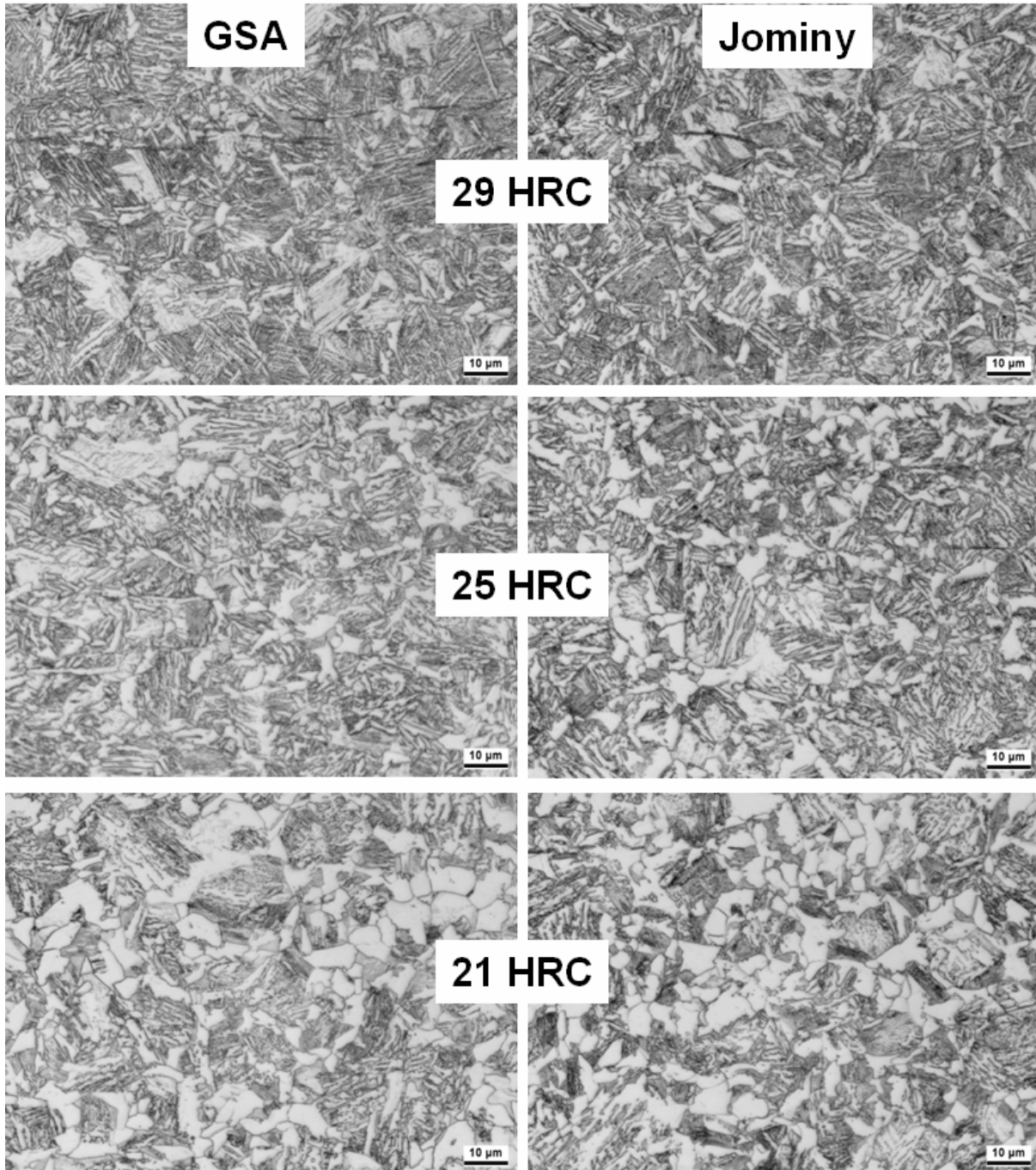


Abbildung 10-8: Vergleich des Gefüges des Stahls 16MnCr5, links: Gasstirnabschreckprobe und rechts: Jominy-Probe, horizontal: Gefüge in der unmittelbaren Umgebung eines Härteeindrucks der gleichen Härte.

Bei dem Vergleich der Schlitze zeigen sich sehr gute Übereinstimmungen des Gefüges bei gleicher Härte, wobei sich leichte strukturelle Unterschiede zwischen dem GSA und dem Jominy Versuch erkennen lassen. Diese können durch die Wahl des fotografierten Ausschnittes oder aufgrund unterschiedlicher Ausgangsgefüge auf dem jeweiligen (unterschiedlichen) Durchmesser der Messebene der Härteeindrücke begründet werden (siehe Abschnitt 10.4.1).

10.4 Umwandlungsverhalten im Abschreck-Dilatometer

Zur abschließenden Klärung der Unterschiede der resultierenden Härte in der GSA und bei dem Jominy Versuch bei gleichen $t_{800-500}$ Zeiten werden in diesem Abschnitt Untersuchungen des 16MnCr5 im Abschreck-Dilatometer erfolgen. Hierbei werden die realen Abkühlverläufe aus dem Jominy- und dem GSA-Versuch genutzt.

Dazu ist es notwendig, die entsprechenden Temperatur-Zeit-Abkühlverläufe für die GSA und den Jominy-Versuch als Eingangsparameter für die gesteuerte Abschreckung in dem Abschreck-Dilatometer zu bestimmen.

10.4.1 Entnahme von Dilatometerproben

Aus einem Abschnitt des Stangenmaterials des 16MnCr5 wurden drei Scheiben (S1, S2 und S3) abgetrennt (*Abbildung 10-9*, links). Scheibe S2 wurde blind gehärtet, geschliffen und mit Nital geätzt um die Struktur des Grundgefüges deutlich zu machen. Nach digitaler Bildbearbeitung (Anpassung von Tonwert, Kontrast und Helligkeit) zeigt sich eine deutliche Gefügeinhomogenität über den Querschnitt des Schliffs (siehe *Abbildung 10-9*, rechts). Zu erkennen ist zum einen im Zentrum des Schliffs eine ausgeprägte dunkle Stelle, die von einer Kernseigerung verursacht wird. Diese ist auch für das Maximum in den Härtemessungen verantwortlich (Abschnitt 9.2). Zum anderen lässt sich ein nahezu rechteckiger heller Bereich erkennen, der auf ein rechteckiges Ausgangsmaterial hindeutet.

Da die Proben für den Jominy- und den Gasstirnabschreckversuch unterschiedliche Durchmesser haben, müssen die Dilatometerproben an den entsprechenden Positionen entnommen werden, um eine Vergleichbarkeit mit den durchgeführten Versuchen zu gewährleisten. Aus der Scheibe S1 wurden alle 45° auf einem Durchmesser von 24 mm (der Messebene der Härteeindrücke auf der Jominy Probe) die Dilatometerproben (Durchmesser 4 mm und Länge 10 mm) für die Nachbildung des Jominy Versuches gefertigt (Proben S1, Position 0 bis 7). Mit der Scheibe S3 wird entsprechend für den GSA Versuch vorgegangen (Messebene GSA: Durchmesser 19 mm, Proben S3, Position 0 bis 7).

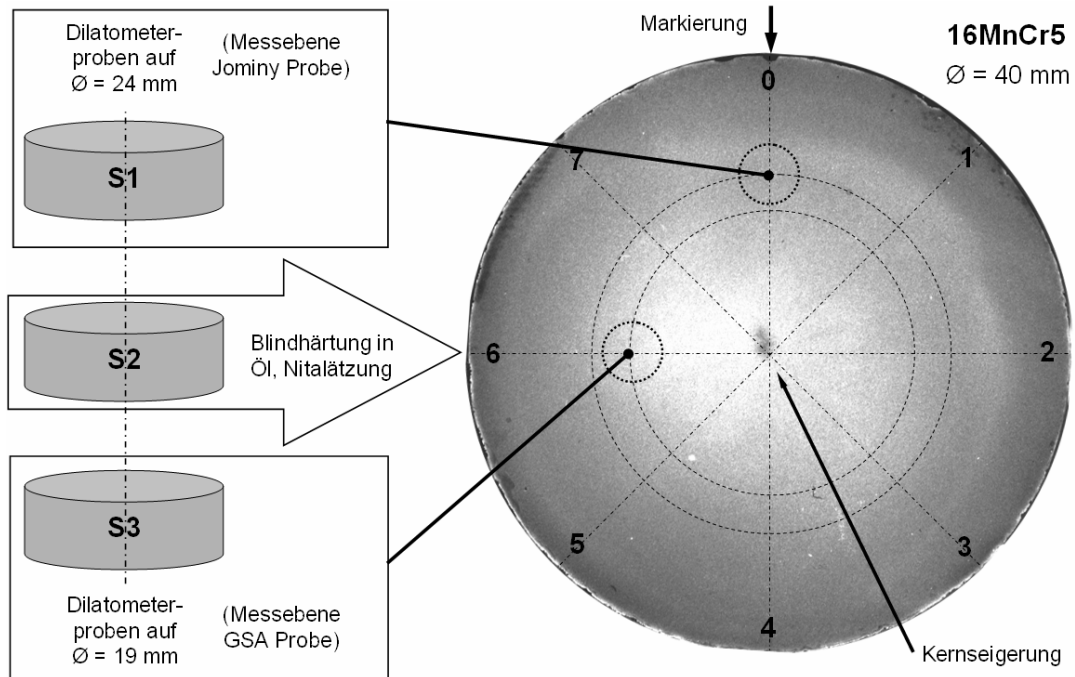


Abbildung 10-9: Links: Entnahme der Dilatometerproben aus dem Rundstahl: Teilung eines Abschnittes des Ausgangsmaterials in drei Scheiben (S1,S2,S3), S2: Blindhärting in Öl und Nitalätzung zur Sichtbarmachung des Grundgefüges (rechts), S1 bzw. S3: Fertigung von Dilatometerproben auf der Messebene der Jominy bzw. der GSA Probe (Position 0 - 7)

10.4.2 Bestimmung der Soll-Abkühlverläufe

Abbildung 10-10 veranschaulicht die unterschiedlichen Temperatur-Zeit-Verläufe im Jominy- und im Gasstirnabschreckversuch bei (nahezu) gleichen Abkühlzeiten ($t_{800-500} = 15$ s bzw. 28 s) aber unterschiedlichen Stirnabständen. Da die Messwerte jeweils nur bei diskreten Stirnabständen vorliegen, ist eine bessere Übereinstimmung der $t_{800-500}$ Zeiten nicht möglich. Dargestellt ist hier nur das Temperaturintervall zwischen 800°C und 500°C mit auf die t_{800} Zeit skalierte Abszisse. Die zeitlich variierenden Abkühlgeschwindigkeiten resultieren aus dem unterschiedlichen Verlauf des Wärmeübergangskoeffizienten an der Stirnfläche der Proben. Darüber hinaus sind in *Abbildung 10-10* für jede Abkühlzeit $t_{800-500}$ zwei hypothetische Temperatur-Zeit-Verläufe (Test-Verlauf 1 und 2) dargestellt. Diese weisen im Gegensatz zu dem Jominy und dem Gasstirnabschreckversuch geringe Abkühlgeschwindigkeiten bei hohen Temperaturen und hohe Abkühlgeschwindigkeiten bei geringen Temperaturen auf, haben aber die jeweils gleiche $t_{800-500}$ Zeit.

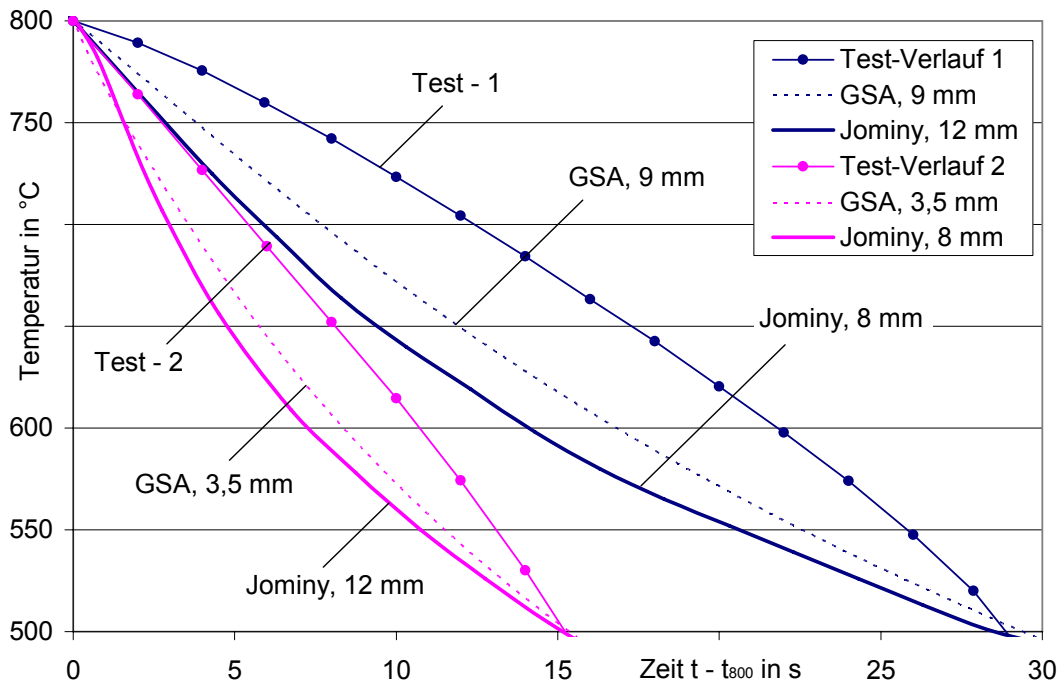


Abbildung 10-10: unterschiedliche Soll-Temperatur-Zeit Verläufe bei gleicher Abkühlzeit $t_{800-500} = 15$ bzw. 28 s. im Jominy-Versuch (nach [STI94], Abschnitt 10.1.1), im Gasstirnabschreckversuch (eigene Messung, Abschnitt 8.3.1) und hypothetische Test-Verläufe

Die entsprechenden Temperatur-Zeit Verläufe wurden stückweise linearisiert und in die Steuerung des Abschreck-Dilatometers einprogrammiert. Es wurde jeweils eine Dilatometerprobe 10 min bei 850°C zur Austenitisierung gehalten und dann entsprechend einem der 6 Temperaturverläufe aus *Abbildung 10-10* abgekühlt (siehe Tabelle 6).

T-t Verlauf	Jominy, 8 mm	GSA, 3,5 mm	Test - Verlauf 2	Jominy, 12 mm	GSA, 9 mm	Test - Verlauf 1
Probe	S1, 1	S3, 1	S3, 4	S1, 2	S3, 2	S3, 3

Tabelle 6: Zuordnung der Abkühlverläufe nach *Abbildung 10-10* zu den Dilatometerproben nach *Abbildung 10-9*.

10.4.3 Ist-Abkühlverläufe im Abschreck-Dilatometer

Die während der Abkühlung im Abschreck-Dilatometer gemessenen Ist-Temperatur-Zeit-Verläufe entsprechend der Soll-Temperatur-Zeit-Verläufe aus *Abbildung 10-10* sind in *Abbildung 10-11* und *Abbildung 10-12* dargestellt.

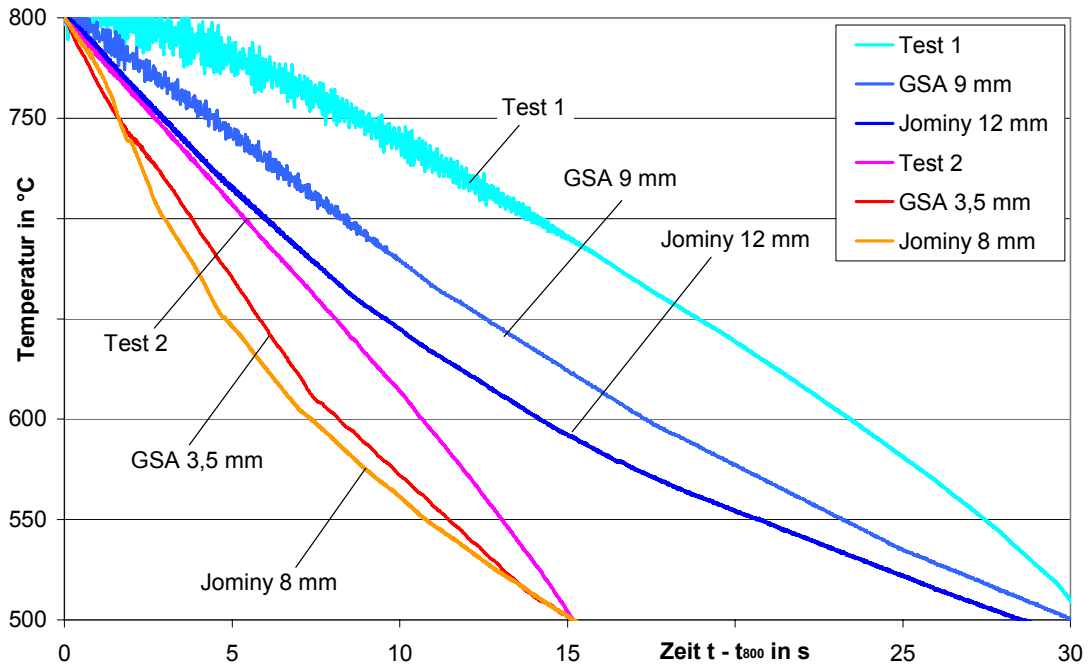


Abbildung 10-11: gemessene Ist-Temperatur-Zeit Verläufe im Abschreck-Dilatometer bei gleicher Abkühlzeit $t_{800-500} = 15$ bzw. 28 s – Verlauf zwischen 800°C und 500°C .

Der Ist-Abkühlverlauf Test 1 weicht bei niedrigeren Temperaturen leicht von dem Soll-Abkühlverlauf ab, da die höheren Abkühlgeschwindigkeiten aufgrund der entstehenden Umwandlungswärme nicht von dem Abschreck-Dilatometer erreicht werden konnten. Die Unstetigkeiten im Verlauf der Kurven resultieren aus der Stückweisen Linearisierung der gemessenen Verläufe.

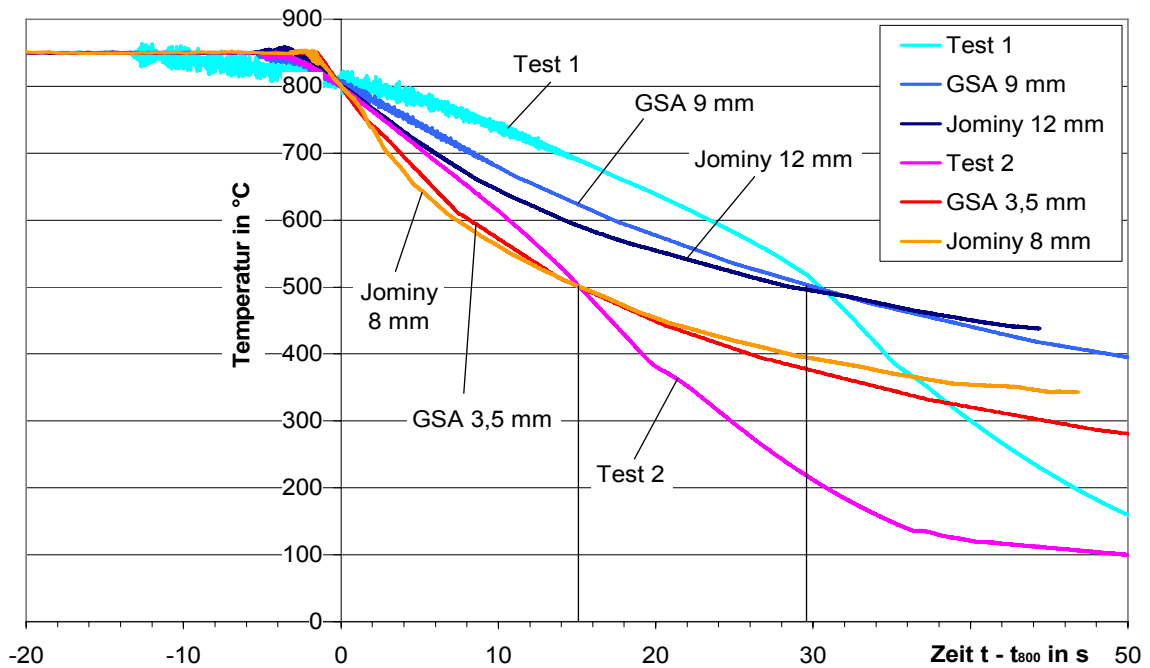


Abbildung 10-12: gemessene Ist-Temperatur-Zeit Verläufe im Abschreck-Dilatometer bei gleicher Abkühlzeit $t_{800-500} = 15$ bzw. 28 s - Gesamtverläufe

10.4.4 Längenänderung und Umwandlungsverhalten im Abschreck-Dilatometer

Die bei der Abschreckung der Dilatometerproben entstehenden Phasenumwandlungen in dem Stahl resultieren in Längenänderungen der Proben, die im Abschreck-Dilatometer gemessen wurden. Die Ergebnisse sind in *Abbildung 10-13* und *Abbildung 10-14* dargestellt.

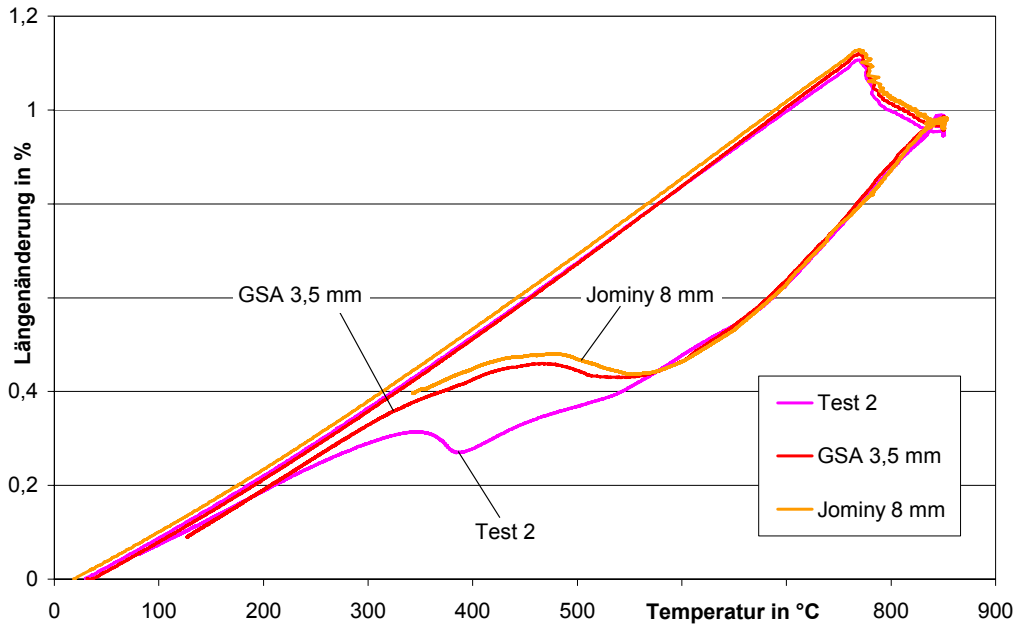


Abbildung 10-13: Temperaturabhängige Längenänderung im Abschreck-Dilatometer bei gleicher Abkühlzeit $t_{800-500} = 15$ s

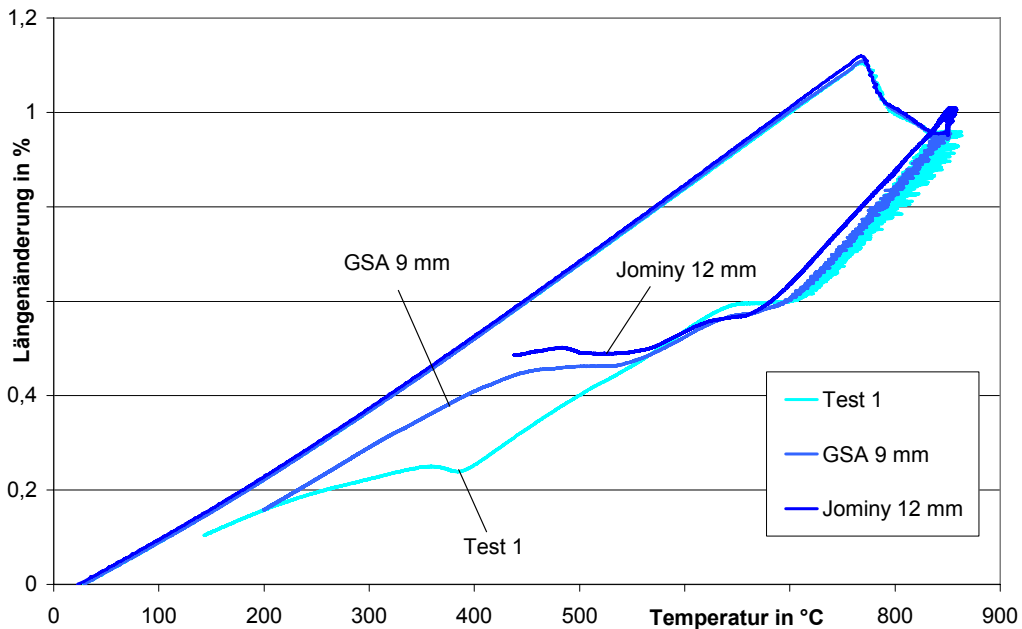


Abbildung 10-14: Temperaturabhängige Längenänderung im Abschreck-Dilatometer bei gleicher Abkühlzeit $t_{800-500} = 28$ s

Die temperaturabhängigen Längenänderungen aus dem Jominy und aus dem Gasstirnabschreckversuch laufen für beide $t_{800-500}$ Zeiten weitestgehend parallel zueinander,

die Jominy Kurven weisen jedoch geringfügig höhere Längenänderungen auf, was auf einen geringfügig anderen Ablauf der Umwandlung hinweist. Die Längenänderungen der beiden Test-Verläufe weichen ab ca. 560-570°C wesentlich von denen der Jominy- und der Gasstirnabschreckung ab, eine Umwandlung findet erst bei ca. 180-190°C niedrigeren Temperaturen statt.

Zur weiteren Beurteilung der verschiedenen Zeit-Temperaturverläufe werden die Dilatometerproben nach der gesteuerten Abschreckung zur Untersuchung des Gefüges und der resultierenden Härte entlang der Längsachse halbiert und die entstehenden Längsschnittflächen geschliffen.

10.4.5 Resultierendes Gefüge

Die Längsschnittflächen der halbierten Dilatometerproben werden zur Sichtbarmachung des Gefüges in 3% alk. HNO₃ geätzt, *Abbildung 10-15* zeigt beispielhaft die Gefüge der 6 Proben.

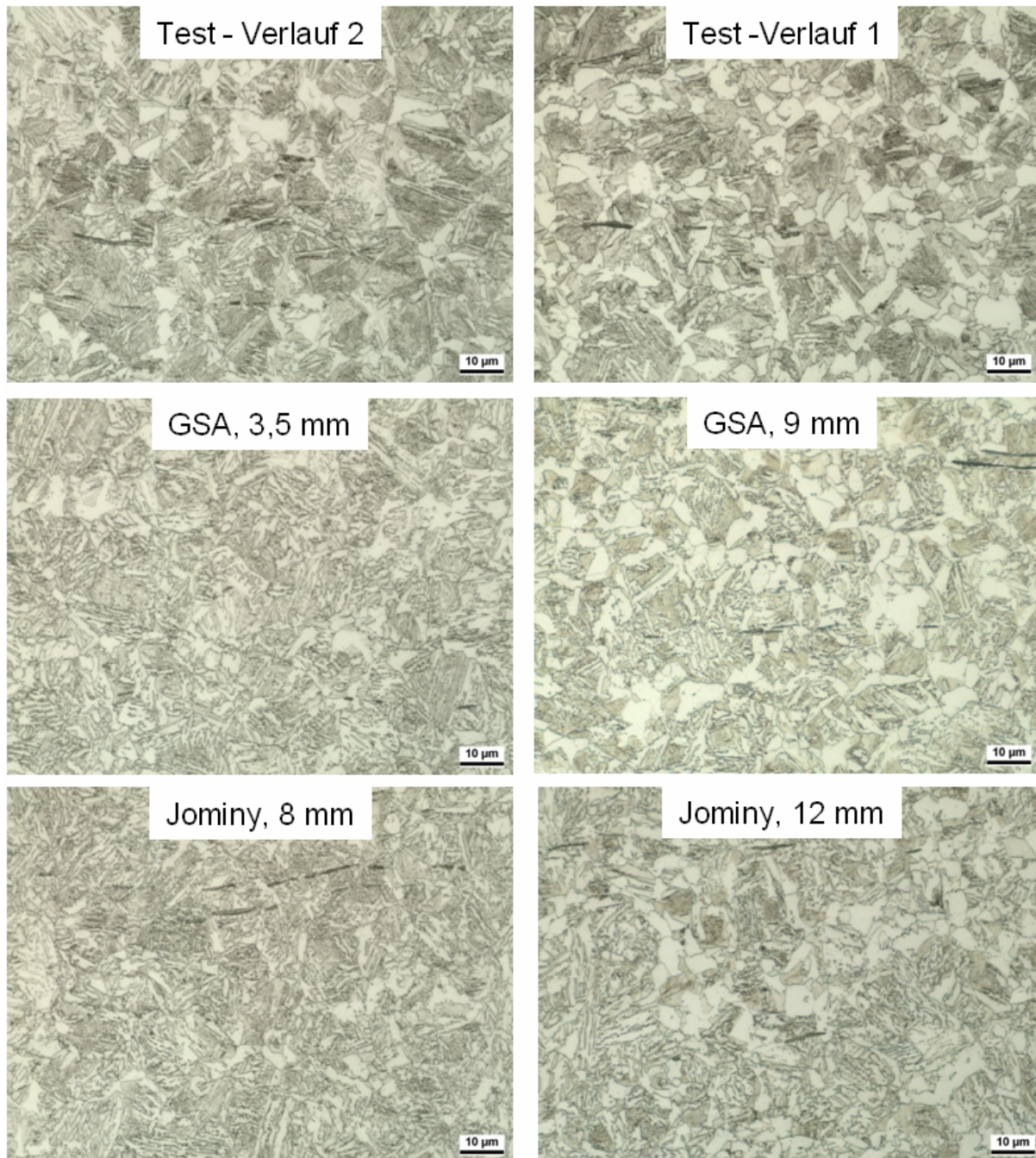


Abbildung 10-15: Gefüge auf einem Längsschliff der Dilatometerproben aus 16MnCr5, geätzt 20 s. in 3% alk. HNO₃, Abkühlverläufe entspr. Abbildung 10-11, links: $t_{800-500} \approx 15$ s., rechts: $t_{800-500} \approx 28$ s.

10.4.6 Resultierende Härte

Auf den Längsschliffflächen der Dilatometerproben wird an mindestens drei Punkten die Vickers-Härte gemessen. Die Ergebnisse sind in *Abbildung 10-16* für die 6 untersuchten Temperatur-Zeit Verläufe vergleichend dargestellt.

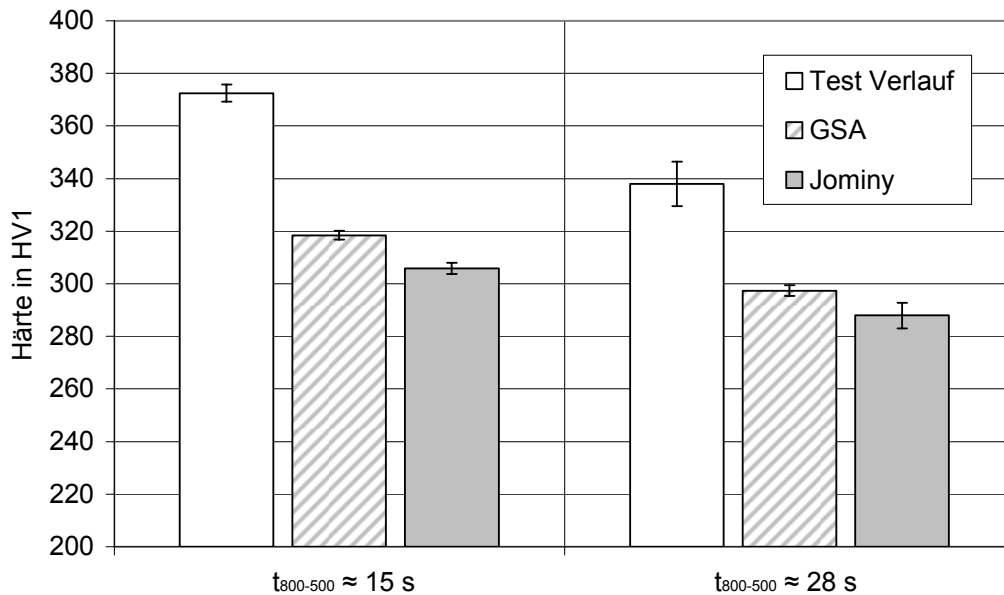


Abbildung 10-16: Härtemessungen (Vickers Härte HV1) auf einem Längsschliff durch die Dilatometerproben, Fehlerbalken resultieren aus der Mittelung aus mindestens drei Härteeindrücken, links: $t_{800-500} \approx 15$ s., rechts: $t_{800-500} \approx 28$ s.

Bei gleichen Abkühlzeiten resultieren für die unterschiedlichen getesteten Temperatur-Zeit Verläufe eine z.T. deutlich unterschiedliche Härte. Während die Gasstirnabschreckung um ca. 3 bis 4% höhere Härte-Werte als der Jominy Versuch zeigt, ergibt sich eine zwischen 17 und 21% höhere Härte für die hypothetischen Testverläufe im Vergleich zum Jominy Versuch.

10.5 Fazit

Der Gasstirnabschreckversuch kann für die hier untersuchten Bedingungen mit einem vernachlässigbaren Fehler durch den Jominy Versuch substituiert werden. Es muss nur der geänderte Zusammenhang zwischen der Abkühlzeit und dem Stirnabstand nach Gleichung (64) berücksichtigt werden.

Anzumerken ist allerdings, dass diese Überlegungen nur für die untersuchten Schmelzen gelten. Bei Legierungen mit einem wesentlich anderen Zeit-Temperatur-Umwandlungsverhalten müssen die Betrachtungen erneut durchgeführt werden.

11 Zusammenfassung

Ziel des Projekts ist die Bewertung des Verfahrenspotentials, das sich aus der Kombination einer Hochdruckgasabschreckung und einer angepassten, flexiblen Gasabschreckung im Düsenfeld ergibt. Diese Potentialerweiterung wurde mittels numerischer Simulationsrechnungen zum Strömungsverhalten und zum Wärmetransport mit unterschiedlichen Düsenfeldern in einer Hochdruckgasabschreckvorrichtung abgeleitet. Prinzipien und Parametern der Düsenfelder abgeleitet. Durch ein derart kombiniertes Verfahren können die Vorteile des Hochdruck-Gasabschreckens (chargenweise Abschreckung) mit den Vorteilen der flexiblen Gasabschreckung im Düsenfeld (gleichmäßiges Abschrecken, gezieltes Abschrecken lokaler Werkstückbereiche) vereinigt werden. Kern der Ausführung ist die Einleitung des Abschreckgases nicht über eine zentrale Zuführung in die Abschreckkammer sondern über ein integriertes Düsensystem direkt an die Bauteile. Als Ergebnis der Untersuchungen wurden für Anlagenbauer und -anwender Hinweise und Richtlinien für eine praktische Verbesserung des Abschreckprozesses mittels Gasen abgeleitet. Dies betrifft: 1. die praktische Bestückung des Kammerraums mit Düsenfeldern, 2. die Chargenzahl und den Aufbau der Charge und 3. das Aufzeigen von Möglichkeiten zum gezielten lokalen Abschrecken für das besondere Härten von Teilbereichen von (asymmetrischen) Werkstücken für verschiedene Abschreckgase bzw. Gasgemische.

Die hierfür durchgeführten Simulationsrechnungen wurden anhand von Abschreckversuchen in einer Zweikammeranlage verifiziert. Diese Versuche wurden auch als Referenz für eine effektive Intensitätssteigerung des Prozesses durch die Einbringung von Düsenfeldern genutzt.

Zur Wahl optimaler Abschreckparameter für Stahlschmelzen unterschiedlicher Härtebarkeit bei der Hochdruckgasabschreckung wurden sog. Korrelationsdiagramme entwickelt. Hier kann eine Zuordnung zwischen dem Stirnabstand an der standardisierten Gasstirnabschreckprobe (entsprechend der Jominy-Probe) und den Einstellparametern aus verschiedenen Abschreckszenarien der Hochdruckgasabschreckeinrichtung auf Basis gleicher charakteristischen Abkühlzeiten $t_{800-500}$ erstellt werden. Aus diesem Korrelationsdiagramm können dann die Abschreckparameter der Hochdruckgasabschreckung gezielt bestimmt werden, bei denen sich ein gewünschter Mindesthärtewert an den Härteproben in der Mustercharge einstellt. Durch die darauf basierende Möglichkeit der Prozessparameteranpassung resultieren unmittelbar Möglichkeiten zur Steigerung der Energieeffizienz im Betrieb von Hochdruckgasabschreckanlagen.

Es wurden zwei Stähle aus der Gruppe der niedrig legierten Einsatzstähle mit unterschiedlicher Härtebarkeit ausgewählt und hinsichtlich Mikrostruktur und Legierungszusammensetzung charakterisiert. Mit diesen Werkstoffen wurden sowohl Gasstirnabschreckversuche als auch Jominy-Versuche und Abschreckexperimente in der Hochdruckgasabschreckung durchgeführt. Die Abkühlzeiten in der Hochdruckgasabschreckung wurden aus der numerischen Strömungssimulation ermittelt und stichpunktweise experimentell verifiziert. Die Abkühlzeiten in der Gasstirnabschreckung wurden ebenfalls in einem Standardversuch gemessen und mit Simulationswerten verglichen.

Abschließend wurde die Frage diskutiert, inwieweit sich der eher ungebräuchliche Gasstirnabschreckversuch zur Charakterisierung der Härbarkeit eines Stahles durch den verbreiteten Jominy Versuch substituieren lässt. Die Abkühlcharakteristika der beiden Versuche werden gegenübergestellt und die Zusammenhänge der jeweiligen Temperaturverläufe und der Gefügeausbildung wurden analysiert.

12 Danksagung

Diese Arbeit wurde von der Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen "Otto von Guericke" e.V. (AiF Vorhaben-Nr. 14907 „Kombination der Hochdruck-Gasabschreckung mit einer angepassten, flexiblen Gasabschreckung im Düsenfeld“) mit Mitteln des Bundesminister für Wirtschaft und Technologie (BMW) finanziert. Die Autoren möchten sich hierfür bedanken.

Des Weiteren möchten wir uns bei dem wissenschaftlichen Beirat der FOGI und dem projektbegleitenden Arbeitskreis, bestehend aus Vertretern der Firmen AICHELIN Ges.m.b.H., ALD Vacuum Technologies AG, ELINO Industrie-Ofenbau Carl Hanf GmbH & Co. KG, Härtereier TANDLER GmbH & Co. KG, IPSEN International GmbH, LOI Thermprocess GmbH, Schwartz GmbH, Wolfgang Kohnle Wärmebehandlungsanlagen GmbH und WS Wärmeprozessertechnik GmbH für die Unterstützung bedanken. Besonderer Dank gilt dem Vorsitzenden des projektbegleitenden Arbeitskreises Herrn Dr. H. Altena von der Firma AICHELIN Ges.m.b.H.

13 Veröffentlichungen

Im Rahmen dieses Vorhabens sind folgende Veröffentlichungen entstanden:

Fritsching, U.; Schmidt, R.: *Gas Flow Control in Batch Mode High Pressure Gas Quenching*, European Conference on Heat Treatment 2008, Innovation in Heat Treatment for Industrial Competitiveness, ECHT 2008, 7.-9. Mai 2008, Verona, Italy

Schmidt, R.; Fritsching, U.: *Flow Control in Gas Pressure Quenching for reducing Distortion Potential*, 2nd International Conference on Distortion Engineering 2008, 17.-19.9.2008, Bremen, Germany

Fritsching, U.; Schmidt, R.: *Flow Control in Gas Pressure Quenching for Reducing Distortion Potential*, Journal of Mechanical Engineering 55 (2009) 3, 174-181

Fritsching, U.; Schuettenberg, S.; Krause, F.; Stark, P.; Schmidt, R.: *Controlling Temporal and Spatial Heat Transfer Rates during Quenching of Specimen in Heat Treatment Processes*, Turbulence, Heat Mass Transfer 6, 2009; Hanjalic, K; Nagano, Y, Jakirlic, S. (Eds.)

Schmidt, R.; Fritsching, U.; Lübber, Th.: *Möglichkeiten des gezielten Gasabschreckens*, Artikel zur Veröffentlichung angenommen in der HTM - Journal of Heat Treatment and Materials, voraussichtlich Heft 6/2009 (Dezember 2009)

14 Literatur

- [AER03] **Aeroprobe Corporation:** *Five- and Seven-Hole Probe Manual*, Version 2.0, August 2003
- [AER06] **Aeroprobe Corporation:** *Pressure Sensor Module User's Guide*, For Aeroprobe Pressure Sensor Modules: D063301-AP3KT08010W EDITION 1.2.1 October, 2006
- [ALB78] **Albring, W.:** *Angewandte Strömungslehre*, Akademie-Verlag Berlin, 1978
- [ALT00] **Altena, H.; Stolar, P.; Jurci, P.; Klima, F.; Pavlu, J.** *Einfluss der Abschreckparameter auf die Maß- und Formänderung von Zahnrädern bei Gas- und Ölanschreckung*, HTM 55, Seite 321 - 324, 2000
- [ALT05] **Altena, H.; Schrank, F.; Jasienski, W.** *Reduzierung der Formänderung von Getriebeteilen in Gasaufkohlungs-Durchstoßanlagen durch Hochdruck-Gasabschrecken*, HTM 60, Seite 43 - 51, 2005
- [ALT91] **Altena, H.:** *Wärmebehandlung von Schnellarbeitsstahl-Werkzeugen in Vakuumanlagen*; Härtereitech. Mitteilungen 46, 1991 S. 173-177
- [ANS07] **Fluent 6.3:** Documentation, Ansys, Inc., 2007.
- [ANT97] **Antone B.; Lage J.:** *A general two-equation macroscopic turbulence model for incompressible flow in porous media*, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol 40, No 13, Seite 3013 - 3024, 1997
- [AUZ08] **Auzanneau, T.; Lysakoune, V.; Rossignol, B.:** *High pressure gas quenching cell design using CFD analysis*, 17th IFHTSE Congress, October 27-30, 2008, Kobe, Japan
- [BAE06] **Baehr, H.D.; Stephan, K.:** *Wärme- und Stoffübertragung*, 5. Auflage, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2006.
- [BAER87] **Baer, J.; Buchlin, J.:** *Modelling and Applications of Transport Phenomena in Porous Media*, Kluwer Academic Publishers, 1987
- [BAU81] **Bauer, R.:** *Möglichkeiten und Grenzen des Gasabschreckens von Werkzeugstählen in Vakuum-Öfen*; Zeitschrift für wirtschaftliche Fertigung 76, 1981, 8, S. 405-410
- [BAU85] **Bauer, R.:** *Das Härten von hochwertigen Werkzeugen in modernen Vakuumanlagen mit Überdruck-Gasabkühlung*; Härtereitech. Mitteilungen 40, 1985, S. 25-32
- [BER99] **Bergmann, D.; Heck, U.; Fritsching, U.; Bauckhage, K.:** *Heat Transfer and Cooling Characteristics of Individual Parts Gas Quenching*; Proceeding of the 3rd International Conference on Quenching and Control of Distortion, Prague,

1999, S. 62-71

- [BOH94] **Bohl, W.:** *Technische Strömungslehre*, Vogel Buchverlag, 1994
- [BÖS07] **Böswirth, L.:** *Technische Strömungslehre*, 7. Auflage, Vieweg-Verlag Wiesbaden, 2007.
- [BRA63] **Brandis, H.; Preisendanz, H.; Gilhaus, F.J.:** *Temperaturverteilung in Stirnabschreckproben bei der Abkühlung*, DEW-Tech. Ber. 3 (1963), S. 150-157
- [BRZ05] **Brzoza, M.; Specht, E.; Ohland, J.; Lübben, Th.; Belkessam, O.; Fritsching, U.; Mayr, P.:** *Düsenfeldanpassung bei der flexiblen Gasabschreckung – Vergleichmäßigung des Härteergebnisses am Beispiel einer abgesetzten Welle*, HTM Z. Werkst. Wärmebeh. Fertigung 60 (2005) 3, S. 164-172.
- [CAR92] **Carter, G. C.:** *Optimizing gas quenching*; Advanced Materials and processes, 1992.2, S. 79-82
- [CRO02] **Crowe, C.; Fritsching, U.:** *Skript zur Vorlesung Prozesssimulation*, Washington State University, Universität Bremen, 2002
- [CYR04] **Cyr, M.; Faure, M.; Perez, M.:** *Evolution techniques du refroidissement des pièces massives*, AWT: Europäische Tagung "Härten und Abschrecken", 18. und 19. März 2004, Strasbourg, Frankreich
- [DAN04] **Dantec Dynamics:** *StreamLine CTA Anemometer System*, Onlinekatalog, 2004
- [DAN08] **Dantec Dynamics:** *Hot-wire probes (wire and film)*, Onlinekatalog 2008
- [DEV90] **Devenny, D.:** *Multiflow pressure quenching for distortion-free hardening*; Metals and Materials, Vol. 6 no. 1, 1990, S. 88-90
- [ECK77] **Eckstein, H.-J. Hrsg.:** *Technologie der Wärmebehandlung von Stahl*; VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1977, S. 19-28
- [EDE03] **Edenhofer B.; Bless F.; Oimann F.:** *The use of CFD-Modelling for the Development of a New High-Performance Gas Quenching Chamber for the Hardening of Carburised Components for the automotive Industry*, Proceedings of the Fourth International Conference on Quenching and the Control of Distortion, 20. - 23. Mai 2003, Beijing, Seite 29 - 34
- [EDE96] **Edenhofer, B.:** *Steuerung der Hochdruckgasabschreckung mittels Wärmestromsensor*; Härtereitech. Mitteilungen 51, 1996, S. 314-318
- [EDE97] **Edenhofer, B.; Bouwman, J. W.; Peter, W.; Bless, F.:** *Erfahrungen und*

Ergebnisse beim Gasabschrecken in einer kalten Kammer mit und ohne Düsenfeld; Härterei-Tech. Mitteilungen 52, 1997, S. 138-143

- [EDE98] **Edenhofer, B.; Bless, F.; Peter, W.; Bouwman, J. W.:** *The Evaluation of Gas Quenching in today's Heat Treatment Industry*; Proceeding of the 11th Congress of the International Federation for Heat Treatment and Surface Engineering, Florence, 1998, S. 151-160
- [EDE98a] **Edenhofer B., Bouwman J.W.:** *Ofen- und Chargeneinfluss auf die Wärmeübergangszahl bei der Gasabschreckung*. HTM, Z. Werkst. Wärmebeh. Fertigung, 52 (1998) 102-107
- [ELK03] **Elkatatny, I.; Morsi, Y.; Blicblau A.S.; Das, S.; Doyle; E.D.:** *Numerical analysis and experimental validation of high pressure gas quenching*; International Journal of Thermal Sciences, 42 (2003) p. 417–423
- [GIE87] **Giesser, H.; Bauer, R. E.; Birzer, F.:** *Möglichkeiten und Grenzen der Überdruck Gaskühlung abkühlempfindlicher Stähle im Vakuumofen*; Härterei-Tech. Mitteilungen 42, 1987, S. 301-308
- [GON96] **Gondesen, B.; Heck, U.; Fritsching, U.; Lübben, Th.; Hoffmann, F.; Mayr, P.:** *Flexible Gasabschreckung als Ersatz für die Ölabschreckung*; Abschlußbericht zu dem AiF-Forschungsvorhaben 10087 (FOGI FV 655); IWT Bremen (1996)
- [GON98] **Gondesen B.; Heck, U.; Lübben, T.; Fritsching, U.; Hoffmann, F.; Bauckhage, K.; Mayr, P.:** *Optimierung der Einzelteilabschreckung im Düsenfeld Teil 1 und 2*, HTM 53, Seite 87 - 92 und 194 - 198, 2001
- [GRO78] **Gromoll, B.:** *Experimentelle Untersuchung des Wärmeübergangs an von Düsensystemen senkrecht angeströmten ebenen Flächen*, Dissertation, Rheinisch - Westfälische Technische Hochschule Aachen (1978)
- [HÄG97] **Hägele, E.; Schmidt, G.; Preißer F.; Heilmann, P.:** *Neue Härtetechnologie in der Getriebeindustrie: Getaktete Vakuumdurchlauf-anlagen mit Hochdruckabschreckung*; Vortrag auf dem 53. Härterei-Kolloquium, 8.–10. Okt. 1997, Wiesbaden
- [HAL09] **Haldenwanger:** Produktkatalog "Keramik im Ofenbau" 2009, <http://www.haldenwanger.de/deutsch/pdf/prod.pdf>
- [HEC01] **Heck U., Fritsching U., Bauckhage K.:** *Fluid flow and heat transfer in gas jet quenching of a cylinder*, International journal of numerical methods for heat and fluid flow, 11, 36-39 (2001)
- [HEU04] **Heuer, V.; Löser, K.:** *Experimentelles Verfahren zur Ermittlung von Wärmeübergangskoeffizienten bei der Hochdruck-Gasabschreckung*, HTM 59, Seite 432 - 438, 2004

- [HOF92] **Hoffmann, R.; Steinmann, H.; Uschkoreit, D.:** *Möglichkeiten und Grenzen der Gasabkühlung*; Härtereitech. Mitteilungen 42 1992, S. 112-122
- [HOF98] **Hoffmann, F.; Gondesen, B.; Lohrmann, M.; Lübben, T.; Mayr, P.:** *Möglichkeiten und Grenzen des Gasabschreckens*; Härtereitech. Mitteilungen 53, 1998, S. 81-85
- [HOF99] **Hoffmann, F.; Lübben, T.; Mayr, P.:** *Innovations in Quenching Systems and Equipment: Current Status and Future Developments*; Heat Treatment of Metals, 1999, 3, S. 63-67
- [HOFa04] **Hoffmann, J.:** *Handbuch der Messtechnik*, Carl Hanser Verlag 2004
- [HOFb98] **Hoffmann, F.; Gondesen, B.; Lohrmann, M.; Lübben, T.; Mayr, P.:** *Möglichkeiten und Grenzen des Gasabschreckens*, HTM 53, Seite 81 - 86, 1998
- [HUE66] **Huesmann, K.:** *Eigenschaften turbulenter Strahlenbündel*, Chemie-Ingenieur-Technik, 3, (1966), S.293 – 297
- [HUN00] **Hunkel, M.; Lübben, T.; Belkessam, O.; Fritsching, U.; Hoffmann, F.; Mayr, P.:** *Simulation der Wärmebehandlung von einfachen Bauteilen bei der Abschreckung im Gasdüsenfeld*, HTM 56, Seite 386 - 396, 2001
- [HUN04] **Hunkel, M.; Lübben, T.; Hoffmann, F.; Mayr, P.:** *Using the jominy end-quench test for validation of thermo-metallurgical model parameters*, J. Phys. IV France 120 (2004) Seite 571-579
- [IRL86] **Irlle, U.:** *Optimierung von Kammer- und Haubenöfen zur Wärmebehandlung von Aluminium und Kupfer und deren Legierungen*, Dissertation RWTH Aachen, 1986, DGM Informationsgesellschaft m. b. H., Oberursel
- [JOR02] **Jorgensen, F.:** *How to measure turbulence with hot-wire anemometers - a practical guide*, Dantec Dynamics, 2002
- [KOW97] **Kowalski, S. G.:** *Flexibility and Enhanced Performance with High Pressure Gas Quenching*; Proceedings of 17th ASM Heat Treating Society Conference, 1997, S. 143-145
- [KÜB99] **Kübler, R.; Müller, H.; Löhe, D.:** *Development of Stress, Residual Stress and Distortion during Gas Quenching of SEA 52100 Cylinder and Rings – Simulation and Experiment*; Proceeding of the 3rd International Conference on Quenching and Control of Distortion, Prague, 1999, S. 333-339
- [KÜM04] **Kümmel, W.:** *Technische Strömungsmechanik – Theorie und Praxis*, Teubner Verlag 2004

- [LAM09] **Lampa, A.:** *Numerische Simulation des Wärmeübergangs an einem axial angeströmten Zylinder*, Studienarbeit Universität Bremen, FB Verfahrenstechnik, 2009
- [LAS93] **Lasday, S. B.:** *More rapid heat transfer in vacuum heat treatment with convective heating and high pressure gas quenching increases furnace applicability*; Industrial Heating, 1993, 10, S. 50-52,54-55
- [LAU98] **Laumen, C.; Holm, T.; Lübben, T.; Hoffmann; F.; Mayr, P.:** *Hochdruck-Gasabschreckung mit Wasserstoff*; Härterei-Tech. Mitteilungen 53, 1998, S. 72-79
- [LEM02] **Le Masson, P., Loulou, T.; Artioukhine, E.; Rogeon, P., Carron, D.; Quemener, J.-J.:** *A numerical study for the estimation of a convection heat transfer coefficient during a metallurgical “Jominy end-quench” test*, Int. J. Therm. Sci. 41 (2002) 517–527
- [LID95] **Lide, D.; Frederikse, H.:** *CRC Handbook of Chemistry and Physics*, 75th Edition, CRC Press, Inc. 1995
- [LIO04a] **Lior, N.:** *The cooling process in gas quenching*, Journal of Materials Processing Technology (Article in Press), 2004
- [LIO04b] **Lior, N.; Papadopoulos, D.:** *Abkühlung verschiedener längst und quer angeströmter zylindrischer Proben*, AWT: Europäische Tagung “Härten und Abschrecken, 18. und 19. März 2004, Strasbourg, Frankreich
- [LIO09] **Lior, N.; Papadopoulos, D.:** *Gas-cooling of multiple short inline disks in flow along their axis*, JAI Special Issue on Quenching and Cooling, Residual Stress and Distortion Control, Journal of ASTM International, Article in press
- [LIS88] **Listemann, P.:** *Erfahrungen mit Vakuum-Anlagen für die Wärmebehandlung*; Härterei-Tech. Mitteilungen 43, 1988, S. 304-309
- [LIS92] **Liscic, B.; Tensi, H. M.; Luty, W.:** *Theory and Technology of Quenching*; Springer-Verlag, 1992, S. 48-53
- [LÖF92] **Löffler, F.; Raasch, J.:** *Grundlagen der mechanischen Verfahrenstechnik*, Vieweg Verlag, 1992
- [LOH96] **Lohrmann, M.:** *Experimentelle und theoretische Untersuchungen zur Vorausbestimmung des Wärmebehandlungsergebnisses beim Hochdruckgasabschrecken*; Dissertation an der Universität Bremen, 1996
- [LOH96a] **Lohrmann, M.; Hoffmann, F.; Mayr, P.:** *Abkühlintensitäten von Gasen und deren Bestimmung*; Härterei-Tech. Mitteilungen 51, 1996, S. 183-187

- [LÖS03] **Löser, K.; Heuer, V.:** *Neue Entwicklungen auf dem Gebiet der Hochdruckgasabschreckung*, HTM 58, Seite 74 - 82, 2003
- [LÖS04a] **Löser, K.:** *persönliche Kommunikation*, 2004
- [LÖS04b] **Löser, K.; Heuer, V.; Schmitt, G.:** *Auswahl geeigneter Abschreckparameter für die Gasabschreckung unterschiedlicher Bauteilwerkstoffe und Bauteilgeometrien*, AWT: Europäische Tagung "Härten und Abschrecken", 18. und 19. März 2004, Strasbourg, Frankreich
- [LÖS95] **Löser, K.; Heilmann P.; Melber, A.:** *Hochdruck-Gasabschreckung mit Helium und Wasserstoff zum Härten niedriglegierter Stähle*; Härterei-Tech. Mitteilungen 50, 1995, S. 314-321
- [LÜB02] **Lübben, T.; Lohrmann, M.; Segeberg, S.; Sommer, P.:** *Erarbeitung einer Richtlinie zur Wärmeübergangsbestimmung beim Gasabschrecken*, HTM 57, Seite 123 - 131, 2002
- [LÜB03] **Lübben, T.; Surm, H.; Hoffmann, F.; Mayr, P.:** *Maß- und Formänderungen beim Hochdruckgasabschrecken*, HTM 58, Seite 51 - 59, 2003
- [LÜB99] **Lübben, T.; Hoffmann, F.; Mayr, P.; Laumen, C.:** *Gas Quenching: Influence of Diameter and Heat Transfer Coefficient on Hardness for Different Steel Grades*; Proceeding of the 3rd International Conference on Quenching and Control of Distortion, Prague, 1999, S.83-92
- [MAC06] **Macchion O.; Zahrai, S.; Bouwmanc J.W.:** *Heat transfer from typical loads within gas quenching furnace*, Journal of Materials Processing Technology 172 (2006) pp. 356–362
- [MACC04] **Macchion, O.; Lior, N.; Rizzi, A.:** *Computational study of velocity distribution and pressure drop for designing some gas quench chambers and furnace ducts*, Journal of Materials Processing Technology (Article in Press), 2004
- [MACK91] **Mackowiak, J.:** *Fluidodynamik von Kolonnen mit modernen Füllkörpern und Packungen für Gas/Flüssigkeitssysteme*, Salle + Sauerländer, 1991
- [MAI09] **Maizza, G.:** *Persönliche Kommunikation*, 3/2009
- [MAS96] **Masuoka, T.; Takatsu, Y.:** *Turbulence model for flow through porous media*, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol 39, No 13, Seite 2803 - 2809, 1996
- [OHL02] **Ohland J., Belkessam O., Lübben Th., Fritsching U., Mayr P., Brzoza M., Specht E.:** *Härten von Werkstücken mit komplexer Geometrie und Minimierung des Verzuges durch flexible Gasabschreckung*. Abschlussbericht zum AiF-Forschungsvorhaben 12012 B (FOGI FV 662), 25. April 2002

- [OPP08] **Oppel, L.:** *Kalibration einer Oberflächenheißfilmsonde im Prallstrahl zur Bestimmung von Wärmeübergangskoeffizienten*, Studienarbeit Universität Bremen, FB Verfahrenstechnik, 2008
- [PEI96] **Peisker, D.; Zimdars, H.:** *Härten von Stählen im Hochdruckgasstrom*, Stahl und Eisen 116 (1996), Nr. 11, S. 127 - 132
- [PRE97] **Preißer, F.; Löser, K.; Segerberg, S.; Troell, E.:** *Hochdruck-Gasabschrecken von Einsatz- und Vergütungsstählen in kalten Kammern*; Härtereitech. Mitteilungen 52, 1997, S. 264-269
- [PRE99] **Preißer, F.:** *Fundamentals of High-Pressure Gas Quenching in Application to Industrial Steel Hardening*; Proceeding of the 3rd International Conference on Quenching and Control of Distortion, Prague, 1999, S. 45-49
- [PRI96] **Pritchard, J. E.; Nurnberg, G.; Shoukri, M.:** *Computer modeling of pressure gas quenching in vacuum furnaces*; Heat Treatment of Metals, 1996.4, p. 79-83
- [RIC86] **Richter, W.:** *Die wichtigsten physikalischen Eigenschaften von 52 Eisenwerkstoffen*, Stahleisen Sonderberichte, Verlag Stahleisen M.B.H., Düsseldorf, 1986
- [RIT03] **Ritter, K.:** *Flexible Anlagenkonzepte für die Vakuummärtebehandlung mit Hochdruckgasabschreckung*, HTM 58 (2003) 2, Seite 98 – 103
- [ROS72] **Rose, A.; Hougardy, H.:** *“Atlas zur Wärmebehandlung der Stähle“*, Verlag Stahleisen m.b.H., Düsseldorf, 1972
- [ROS06] **Rose A.; Kessler, O.; Hoffmann, F.; Zoch, H.-W.:** *Quenching Distortion of Aluminium Castings – Improvement by Gas Cooling*, Mat.-wiss. u. Werkstofftech. 2006, 37, No. 1, Seite 116 – 121
- [SCHA01] **Schaub, B.; Heuer, V.:** *Die Simulation des Einflusses der Bauteilanordnung auf die Abschreckung in Hochdruck Gasabschreckenanlagen*, 19th CAD-FEM Users' Meeting 2001, International Congress on FEM Technology, 17-19. Oktober 2001, Berlin
- [SCHM06] **Schmidt, R.; Fritsching, U.:** *Homogenization of hardness distribution and distortion in high pressure gas quenching*, Mat.-wiss. u. Werkstofftech. 2006, 37, No. 1, pp 103-109
- [SCHM07] **Schmidt, R.; Fritsching, U.:** *Strömungsführung zur Homogenisierung des Härteergebnisses in Wärmebehandlungsanlagen bei der Hochdruck-Gasabschreckung*; Abschlussbericht zum AiF-Forschungsvorhaben 13840 (FOGI FV 682), IWT Bremen 2007
- [SCHO04] **Schobesberger, P.; Mann, M; Haigis, M.:** *Optimisation of high pressure gas*

quenching by application of CFD analysis, J. Phys. IV France 120 (2004), p 769-775

- [SCHÜ05] **Schüttenberg, S.; Frerichs, F.; Hunkel, M.; Fritsching, U.:** *Process technology for distortion compensation by means of gas quenching in flexible jet fields*, Int. J. Materials and Product Technology 24 (2005) 1-4, pp. 259-269.
- [SEP91] **Stahl-Eisen-Prüfblätter (SEP) 1664 für MnCr-Einsatzstähle:** *Ermittlung von Formeln zur Berechnung der Härtebarkeit im Stirnabschreckversuch aus der chemischen Zusammensetzung von Stählen*, Verein Deutscher Eisenhüttenleute, Verlag Stahleisen GmbH, Düsseldorf, 1991
- [SMO98] **Smoljan, B.:** *Numerical Simulation of As-Quenched Hardness in a Steel Specimen of Complex Form*, Commun. Numer. Meth. Engng, 14, Seite 277-285 (1998)
- [SPA87] **Sparrow, E.M.; Kang, S.S.; Chuck, W.:** *Relation between the points of flow reattachment and maximum heat transfer for regions of flow separation*, International Journal of Heat and Mass Transfer, Volume 30, Issue 7 , July 1987, Pages 1237-1246
- [STA03] **Stahlinstitut VDEh:** *Stahl-Eisen-Liste: Register europäischer Stähle* / hrsg. vom Stahlinstitut VDEh in Zusammenarbeit mit der Europäischen Stahlregistratur, Verein Deutscher Eisenhüttenleute 1881 – 2002, 11. Aufl., Düsseldorf, Verl. Stahleisen, 2003
- [STA07] **Stark, P.C.:** *Strömungssimulation des Wärmeübergangs an einen Prallstrahl*, Studienarbeit Universität Bremen, FB Verfahrenstechnik, 2007
- [STA08] **Stark, P.C.:** *Strömungsstruktur und Wärmeübergang an querangeströmten zylindrischen Bauteilen*, Diplomarbeit Universität Bremen, FB Verfahrenstechnik, 2008
- [STI94] **Stieß, M.:** *Mechanische Verfahrenstechnik, Band 2*, Springer Verlag, 1994
- [STI94] **Stich, A.:** *Wechselwirkung zwischen Bauteil, Wärmeübergang und Fluid beim Abschreckhärten*, Dissertation an der TU München, 1994
- [STR74] **Strickert, H.:** *Hitzdraht- und Heißfilmanemometrie*, VEB Verlag Technik Berlin, 1974
- [STR97] **Stratton, P. F.; Saxena, N.; Jain, R.:** *Requirements for Gas Quenching Systems*; Heat Treatment of Metals, 1997, 3, S. 60-63
- [TOT93] **Totten, G.E.; Bates, C. E.; Clinton, N.A.:** *Handbook of Quenchants and Quenching Technology*; ASM International, 1993
- [TRO98] **Troell, E.; Segerberg, S.:** *Cold Chamber Gas Cooling for Low-Pollution Hardening*; Proceedings of the 4th ASM Heat Treatment and Surface

Engineering Conference in Europe, 1998, S. 181-190

- [TSI04] **TSI Incorporated:** *Innovation In Thermal Anemometry*, Internet pdf-Katalog, 2004
- [VDI06] **VDI-Wärmeatlas:** Hrsg.: VDI-Gesellschaft Verfahrenstechnik und Chemieingenieurwesen, Springer-Verlag Berlin / Heidelberg, 2006
- [WAG01] **Walter, W.:** *Strömung und Druckverlust*, Vogel Buchverlag, 2001
- [WIB03] **Wiberg, R.; Lior, N.:** *Convection heat transfer coefficients for axial flow gas quenching of a cylinder*, Proceedings of the Fourth International Conference on Quenching and the Control of Distortion, 20. - 23. Mai 2003, Beijing, Seite 115 - 120
- [WÜN81] **Wünning, J.:** *Berechnung und Steuerung des Temperaturverlaufs beim Abschrecken von Stahl in Wasser und Öl*, HTM Härterei-Techn. Mitt. 36 (1981) 5, S. 231-241.
- [WÜN93] **Wünning J.:** *Abschreckhärtung von Serienteilen in Gasdüsenformen*. HTM, Z. Werkst. Wärmebeh. Fertigung, 48 (1993) 199-204
- [ZIEG03] **Zieger, B.; Schulte, H.:** *Vacuum-Heat-Treatment of hot-work steel*, Proceedings of the Fourth International Conference on Quenching and the Control of Distortion, 20. - 23. Mai 2003, Beijing