

**Design- und Gießprozessoptimierung von near-net-shape  
Niederdruckturbinenschaufeln aus dem  
Hochleistungswerkstoff Titanaluminium**

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

zur Erlangung des akademischen Grades eines  
Doktors der Ingenieurwissenschaften  
genehmigte Dissertation

vorgelegt von **Diplom-Ingenieur**

**Rüdiger Erwin Tiefers**

aus Krefeld

Berichter: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Andreas Bührig-Polaczek  
Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. (UA) Karl Bernhard Friedrich

Tag der mündlichen Prüfung: 20. April 2018

Diese Dissertation ist auf den Internetseiten der Universitätsbibliothek online  
verfügbar.

**Titel:** *Design- und Gießprozessoptimierung von near-net-shape Niederdruckturbinenschaufeln aus dem Hochleistungswerkstoff Titanaluminium*

**Autor:** Rüdiger Erwin Tiefers

**Reihe:** Ergebnisse aus Forschung und Entwicklung, Band 22 (2018)

Gießerei-Institut der RWTH Aachen  
Intzestr. 5

D-52072 Aachen

Tel.: +49 (0)241 8095880

Fax.: +49 (0)241 8092276

E-Mail: [sekretariat@gi.rwth-aachen.de](mailto:sekretariat@gi.rwth-aachen.de)

<http://www.gi.rwth-aachen.de>

**ISBN:** 978-3-944601-11-3 (E-Book)

Volltext verfügbar: 10.18154/RWTH-2018-224377



Dieses Werk bzw. Inhalt steht unter einer Creative Commons Namensnennung-Keine Bearbeitung 3.0 Unported Lizenz ([Creative Commons Attribution-NonCommercial 3.0 Unported License](https://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0/))

Publikationsserver

Universitätsbibliothek

RWTH Aachen University

Templergraben 61

52062 Aachen

[www.ub.rwth-aachen.de](http://www.ub.rwth-aachen.de)



## **Danksagung**

Die vorliegende Arbeit entstand bei Access e.V. und trägt dazu bei, den bei Access etablierten Feingussprozess weiter zu optimieren.

Zunächst möchte ich daher dem Geschäftsführer von Access, Herrn Dr. André Schievenbusch, dafür danken, mir die Gelegenheit zur Durchführung dieser Arbeit zu bieten. Diese Arbeit entstand im Rahmen des Projektes TATT – Titanium Aluminide Turbine Toolbox (FKZ 20T1112A), welches durch das Luftfahrtforschungsprogramm des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie (BMWi) gefördert wurde.

Ich bedanke mich bei Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Andreas Bührig-Polaczek für die Begleitung und Akzeptierung meiner Doktorarbeit sowie bei Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Dr. h.c. (UA) Karl Bernhard Friedrich für die Bereitschaft, sich als 2. Prüfer zur Verfügung zu stellen. Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Herbert Pfeifer danke ich für die Übernahme des Vorsitzes des Prüfungskomitees.

Weiterhin danke ich meinen Kollegen bei Access, die mir mit Rat und Tat zur Seite standen. Insbesondere bedanke ich mich bei meinen Kollegen Todor Stoyanov, Roland Salber, Norbert Focks, Günter Hübner, Dr. Oliver Kätzlitz, Dr. Ulrike Hecht und Dr. Matthias Bünck, auf deren fachlichen Rat ich stets zurückgreifen konnte. Besonderer Dank gilt meinen Kollegen Hans Dahmen für die Durchführung der umfangreichen Gießversuche sowie Dr. Santhanu Jana für die Ausführung der Gießsimulationen. Weiterhin danke ich meinen Bachelor- und Masterarbeitern Stefan Zimmermann, Bianca Wiedemann und Anastasia Troitskaya für ihre tatkräftige Unterstützung. Nicht zuletzt danke ich meinem ehemaligen Kollegen Dr. Julio Aguilar, der mich zur Anfertigung dieser Arbeit ermutigte.

Ohne die Liebe, Unterstützung und Ermutigung meiner Eltern und meiner Frau Elfi wäre die Anfertigung dieser Arbeit nicht möglich gewesen. Daher gilt ihnen mein tief empfundener Dank.



# Inhaltsverzeichnis

<b>0. Kurzfassung.....</b>	<b>i</b>
<b>1. Einleitung und Struktur der Arbeit .....</b>	<b>1</b>
<b>2. Grundlagen und Stand der Technik .....</b>	<b>6</b>
<b>2.1 Werkstoffgruppe der Titanaluminide.....</b>	<b>6</b>
2.1.1 Begriff der Intermetallischen Phase .....	6
2.1.2 Phasendiagramm TiAl .....	7
<b>2.2 Intermetallische <math>\gamma</math>-TiAl-Legierungen.....</b>	<b>10</b>
<b>2.3 Gießtechnische Herstellung von <math>\gamma</math>-TiAl - Niederdruckturbinen-schaufeln .....</b>	<b>18</b>
2.3.1 Feingussroute .....	18
2.3.2 Schmelzverfahren und Anlagentechnik.....	20
<b>2.4 Flugzeugtriebwerke.....</b>	<b>23</b>
2.4.1 Turbinenstrahltriebwerke.....	23
2.4.2 Niederdruckturbine .....	24
2.4.3 Einsatz von $\gamma$ -TiAl-Legierungen im Flugzeugbau.....	26
<b>3. Aerodynamische und strukturmechanische Auslegung einer Turbinenschaufel (DLR) .....</b>	<b>28</b>
<b>3.1 Charakterisierung des Werkstoffs.....</b>	<b>28</b>
3.1.1 Mechanische Charakterisierung .....	29
3.1.2 Werkstoff- und Lebensdauermodelle.....	40
3.1.3 Bewertung der Ergebnisse zur mechanischen Charakterisierung .....	42
<b>3.2 Aerodynamische Auslegung eines Schaufeldesigns.....</b>	<b>42</b>
3.2.1 Aerodynamische Optimierung.....	42
3.2.2 Integration geometrischer Grenzen .....	50
3.2.3 Bewertung der Ergebnisse zur aerodynamischen Auslegung .....	54
<b>3.3 Strukturmechanik .....</b>	<b>55</b>
3.3.1 Automatische FE-Vernetzung eines Rotorblattes.....	55
3.3.2 Automatisierter Optimierungsprozess .....	58
3.3.3 Bewertung der Ergebnisse zur Strukturmechanik.....	60
<b>3.4 Softwareplattform .....</b>	<b>61</b>
<b>3.5 Zusammenfassung der externen Untersuchungen.....</b>	<b>63</b>
<b>4. Gießsimulation und Gießversuche .....</b>	<b>65</b>
<b>4.1 Gießtechnische Auslegung des Gießsystems .....</b>	<b>67</b>
<b>4.2 Ermittlung geometrischer Grenzen für den Guss anhand einer Parameterstudie.....</b>	<b>74</b>
4.2.1 Aufbau einer Niederdruckturbinenschaufel .....	75
4.2.2 Probekörpergruppe A.....	83
4.2.3 Probekörpergruppe B und C .....	84
4.2.4 Versuchsdurchführung .....	90

<b>4.3</b>	<b>Untersuchung weiterer geometrischer Limitierungen.....</b>	<b>93</b>
4.3.1	Erfassung der Turbinenschaufelgeometrien .....	94
<b>4.4</b>	<b>Bewertung der Ergebnisse .....</b>	<b>102</b>
4.4.1	Bewertung der Ermittlung geometrischer Grenzen für den Guss.....	102
4.4.2	Bewertung der Untersuchung weiterer geometrischer Limitierungen.....	133
<b>4.5</b>	<b>Zusammenfassung der Ergebnisse zu Gießsimulation und Gießversuchen.....</b>	<b>147</b>
<b>5.</b>	<b>Validierung der Prozesskette .....</b>	<b>150</b>
5.1	CAD-Design.....	151
5.2	Validierung Guss .....	154
5.3	Bewertung der Prozesskette.....	163
<b>6.</b>	<b>Anwendung des Auslegungstools anhand eines aktuellen NDT-Designs.....</b>	<b>166</b>
6.1	Analyse des Profils .....	167
6.2	Bewertung der Ergebnisse.....	168
6.3	Zusammenfassung der Ergebnisse zur Anwendungstauglichkeit .....	173
<b>7.</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick .....</b>	<b>175</b>
<b>8.</b>	<b>Literaturverzeichnis.....</b>	<b>179</b>
<b>9.</b>	<b>Anhang.....</b>	<b>183</b>

## **Abkürzungsverzeichnis**

ACARE	<b>Advisory Council for Aeronautic Research in Europe</b>
AT	<b>Antriebs Technik</b>
BT	<b>Bauweisen und StrukturTechnologie</b>
DLR	<b>Deutsches Zentrum für Luft- und Raumfahrt</b>
EBSD	<b>Electronic BackScatter Diffraction</b>
FPI	<b>Fluorescent Penetration Inspection</b>
GTF	<b>Geared Turbo Fan</b>
HDT	<b>Hoch Druck Turbine</b>
HIP	<b>Hot Isostatic Pressing</b>
HPT	<b>High Pressure Turbine</b>
HYPRA	<b>Hybrid PRobabilistic Analysis</b>
ISM	<b>Induction Skull Melting</b>
KIT	<b>Kaltwand Induktions Tiegel</b>
LBS	<b>LinienBlattSpeiser</b>
LPT	<b>Low Pressure Turbine</b>
NDT	<b>Nieder Druck Turbine</b>
PrEDiCT	<b>Performance Prediction and Early Design Code for axial Turbines</b>
PAM	<b>Plasma Arc Melting</b>
PERMAS	<b>Powerful Efficient Reliable Mechanical Analysis System</b>
OEM	<b>Original Equipment Manufacturer</b>
RCE	<b>Remote Component Environment</b>
RP	<b>Rapid Prototyping</b>
SC	<b>Simulations- und Softwaretechnik</b>
TATT	<b>Titanium Aluminide Turbine Toolbox</b>
TRACE	<b>Turbomachinery Research Aerodyn. Computational Environment</b>
VAR	<b>Vacuum Arc Remelting</b>
WF	<b>Institut für Werkstoff-Forschung</b>
ZTL	<b>Zweistrom Turbinen Luftstrahltriebwerk</b>



## 0. Kurzfassung

### Einleitung

Vor dem Hintergrund des permanent wachsenden Luftverkehrs und der damit verbundenen Umweltbelastung, wurden bereits 2001 in der ACARE VISION 2020 hochgesteckte Ziele zur Verminderung der Schadstoff- und Lärmemissionen formuliert [3]. Da der enorm steigende Luftverkehr signifikant zum globalen CO<sub>2</sub>-Ausstoss beiträgt, wird eine Reduzierung der CO<sub>2</sub>-Emissionen um 50% bis zum Jahr 2020, basierend auf dem Jahr 2000, angestrebt. Weitere Ziele sind die Reduzierung der Stickoxide (NO<sub>x</sub>) um 80% sowie eine Halbierung der Lärmemissionen. Allein durch Optimierung der Flugzeugtriebwerke besteht ein Potential zur Reduzierung der CO<sub>2</sub>-Emissionen von 15-20% [4].

Aufgrund dieser Vorgaben sind die Triebwerkshersteller gefordert, die Effizienz und die Umweltverträglichkeit ihrer zukünftigen Triebwerke zu verbessern.

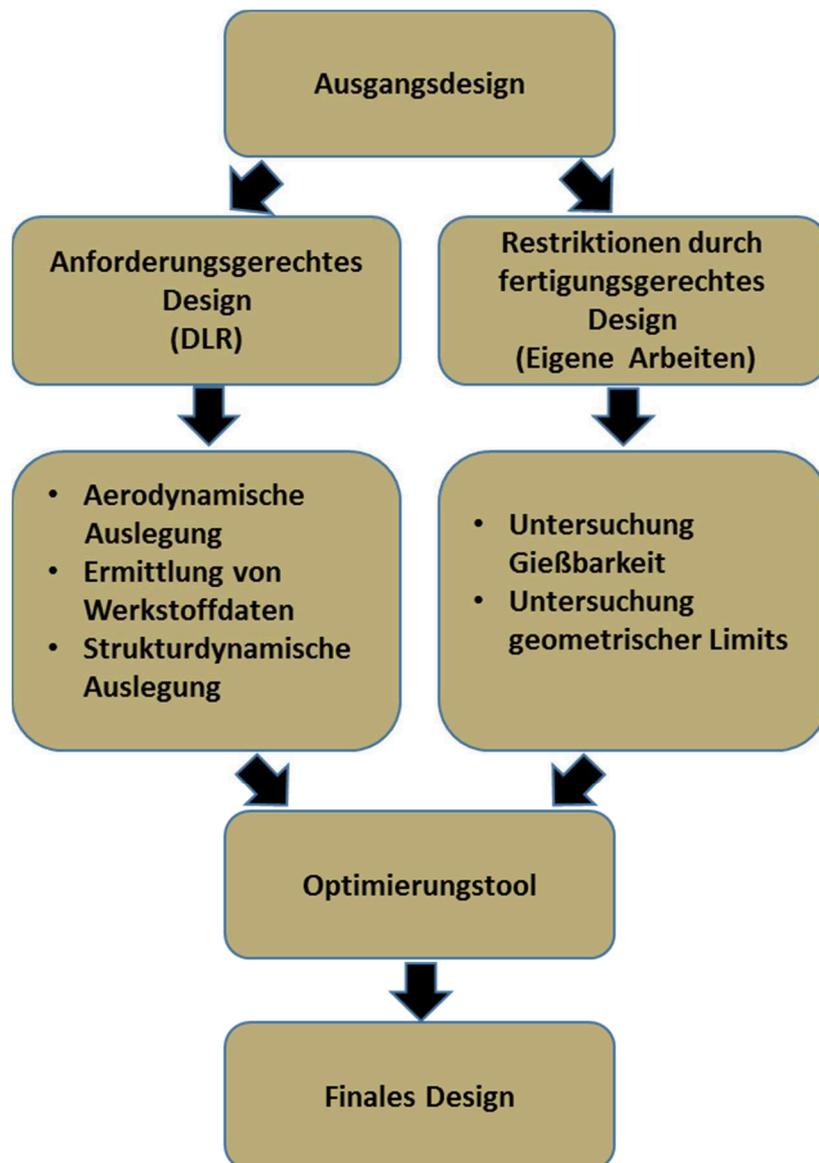
Dabei liegt der Fokus vor allem auf der Verwendung höherer Einsatztemperaturen, Gewichtseinsparung sowie höherer Arbeitsgeschwindigkeiten. Die herkömmlichen metallischen Systeme, die derzeit in Verwendung sind, wurden in den letzten 50 Jahren bis an die Grenzen ihrer Leistungsfähigkeit entwickelt. Wenn weitere Fortschritte gemacht werden sollen, werden neue Klassen von Materialien erforderlich. Titanaluminid-Legierungen auf der Basis der intermetallischen Phasen  $\gamma$ -TiAl und  $\alpha_2$ -Ti<sub>3</sub>Al haben das weithin anerkannte Potential, um die oben genannten Design-Anforderungen zu erfüllen [5].

Vor allem bei der Substitution der herkömmlichen Nickel-Basislegierungen in der Niederdruckturbine (NDT) der Triebwerke durch Titanaluminide, kann eine signifikante Reduzierung der CO<sub>2</sub>-Emissionen aufgrund ihres um 50% niedrigeren Gewichts erreicht werden [6].

Die Arbeit beschreibt zunächst die Optimierung des Auslegungsprozesses von NDT-Schaufeln aus  $\gamma$ -TiAl. Bisher wird die Auslegung von Turbinenschaufeln in den drei Disziplinen Aerodynamik, Strukturmechanik und Herstellbarkeit größtenteils voneinander entkoppelt vorgenommen. Das aerodynamisch optimierte Design wird aus strukturmechanischer Sicht geprüft und dem Gießer übergeben. Häufig ist jedoch die Gießbarkeit der Schaufel durch die hohen Anforderungen aus dem so festgelegten Design nicht gewährleistet, so dass ein unter Umständen häufiges manuelles Re-Design der Schaufel vorgenommen werden muss.

Für den Herstellprozess von TiAl-Niederdruckturbinenschaufeln liegt das zentrale Augenmerk dieser Arbeit auf der Ermittlung geometrischer Grenzen, die bei den schwer

zu vergießenden TiAl-Schaufeln zu beachten sind. Hierzu wird ein Baustein zur gießgerechten Auslegung von TiAl Komponenten erarbeitet, in dem geometrische Zusammenhänge in Abhängigkeit vom Gießprozess für die reproduzierbare und kosteneffektive Herstellung von qualitativen NDT-Komponenten definiert sind. Dieser Baustein wird interaktiv mit den zu erarbeitenden Bausteinen der o.g. Partner abgestimmt und integriert. **Abbildung 0.1** stellt die Struktur dieser Arbeit dar.



**Abbildung 0.1:** Struktur der Arbeitsinhalte

Eine Kombination von numerischer Simulation und Gießexperimenten wird für diese Aufgabe eingesetzt. Damit wird ein Auslegungstool für NDT-Komponenten für alle Turbinenhersteller zur Verfügung gestellt, so dass bereits bei der Planung von Komponenten alle Anforderungen berücksichtigt werden und damit aufwendige

Iterationen zwischen Bauteilentwicklern und -herstellern bezüglich Anforderungen und Machbarkeit deutlich vereinfacht werden können.

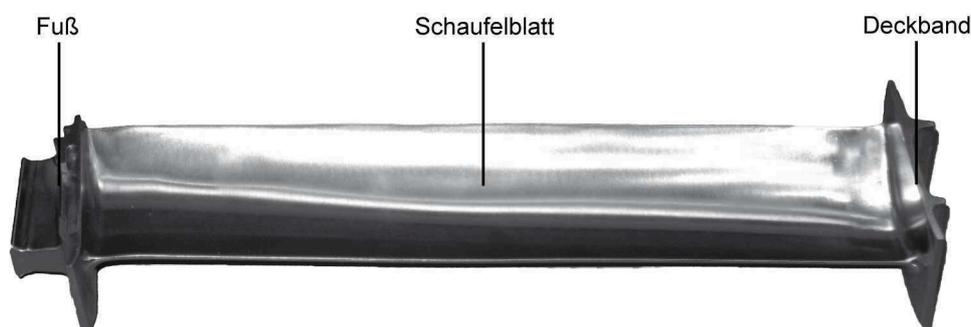
## Experimentelle Arbeiten

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird für die schmelzmetallurgische Verarbeitung von  $\gamma$ -TiAl eine Vakuum-Feingussanlage der Firma ALD Vacuum Technologies GmbH vom Typ Leicomelt 5 TP herangezogen. Eine konstruktive Zwei-Kammer-Anlagengestaltung erlaubt es dabei, dass der Schmelz- und Gießprozess in räumlich voneinander getrennten Kammern abläuft, sodass ein variablerer Prozessablauf gegenüber konventionellen Gießaggregaten gegeben ist.

Für die systematische Untersuchung der geometrischen Gestaltungslimits bei der Herstellung von Niederdruckturbinenschaufeln werden drei Probekörpergruppen (A, B, C) mit jeweils sechs Auslegungsvarianten (I - VI) entworfen. Die Komplexität im Schaufelblattdesign steigt von Gruppe A über B bis C an. Außerdem basiert die Gestaltung der Probekörpervarianten von Gruppe C auf einer speziell ausgewählten Variante (Variante IV) der Gruppe B.

Die Auslegung der Probekörper orientiert sich am Aufbau real eingesetzter Niederdruckturbinenschaufeln. So dienen als Grundlage für die Herleitung der geometrischen Gestaltung sechs real existierende Niederdruckturbinenschaufeln verschiedener Triebwerkshersteller. Wie **Abbildung 0.2** zeigt, besteht eine solche Turbinenschaufel aus einem Fuß, dem eigentlichen Schaufelblatt und dem Deckband. Da sich Fuß- und Deckbandbereich in der Vergangenheit im Hinblick auf die Konturtreue beim Abguss als unproblematisch erwiesen haben, werden sie in deutlich vereinfachte Referenzgeometrien übertragen.

Die Auslegung des Schaufelblattes erscheint im Gegensatz dazu deutlich komplexer. Demnach passt jeder Triebwerkshersteller die Gestaltung der Schaufelblattprofile



**Abbildung 0.2:** Turbinenschaufel mit Kennzeichnung wichtiger Bauteilbereiche [40]

individuell an den Anwendungsfall, die Leistungsklasse und die geometrischen Gegebenheiten an. So existieren beispielsweise in Radialrichtung verwundene Schaufeln (twisted blades) und einzelne Profilschnitte sind nicht zwingend senkrecht zur Nabe und Gehäuse, sondern unter bestimmten Winkeln aufgefädelt. Weiterhin verjüngt sich das Schaufelblattprofil vom fußnahen Bereich (Nabenschnitt) zum deckbandnahen Bereich (Außenschnitt).

### Probekörpergruppe A

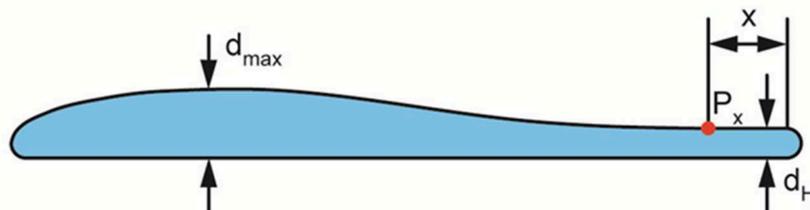
Bei den Probekörpern der Gruppe A werden anstelle von komplex gestalteten Schaufelprofilen flache Platten mit rechteckigem Querschnitt verwendet.

Die sechs Varianten I - VI unterscheiden sich lediglich in der Plattendicke  $d$ . Mit dem Konzept der geometrisch bewusst einfach gestalteten Plattengeometrien werden mehrere Ziele verfolgt. Dazu zählt die systematische Untersuchung des Formfüllungs- und Fließvermögens sowie der Rissneigung jeweils in Abhängigkeit der Plattendicke  $d$  und eingesetzter Legierung. Zusätzlich eignen sie sich sehr gut für eine Evaluierung der numerischen Simulation.

### Probekörpergruppe B und C

Anders als bei der Probekörpergruppe A werden bei den Probekörpergruppen B und C die realen Niederdruckturbinenschaufelblattprofile durch ein schaufelähnliches Design angenähert. Des Weiteren sind die einzelnen Profilschnitte der Probekörper zylindrisch aufgefädelt, das heißt ohne Verwindung, lean oder sweep.

Zur Beschreibung dieses schaufelähnlichen Designs werden Parameter bestimmt, die den Profilverlauf hinreichend charakterisieren (**Abbildung 0.3**). Im Rahmen der Gestaltungsvariation werden die Parameter Hinterkantendicke  $d_H$ , Profilparallelitätlänge  $x$  und maximale Profildicke  $d_{max}$  und damit das Verhältnis  $\delta$  systematisch untersucht.



**Abbildung 0.3:** Prinzipieller Schaufelprofilsschnitt der Probekörper B und C

Mit Hilfe der Probekörpergeometrien der Gruppe B soll das Lunkerverhalten in Abhängigkeit von der Legierung und der Gestaltung des Schaufelblattes (ausgedrückt durch  $\delta$ ) über die Blattlänge ermittelt werden. Weiterhin kann eine Aussage über die Formfüllung im Hinblick auf das Formfüllungsvermögen getroffen werden.

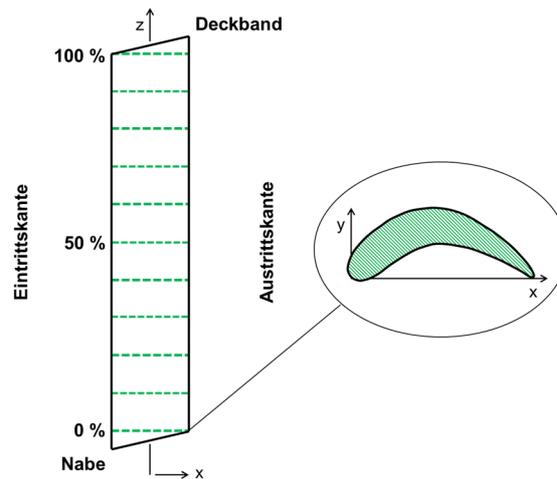
Ausgehend von Variante IV der Probekörpergruppe B wird im Rahmen der Probekörpergruppe C der Einfluss der Hinterkantengestaltung auf die gießspezifischen Eigenschaften bestimmt. Schaufelblattlänge  $l$ , die Sehnenlänge  $s$  und die maximale Profildicke am Naben- und Außenschnitt entsprechen bei allen Prüfkörpern der Gruppe C demnach denen der Variante IV aus Probekörpergruppe B.

Untersuchungsziel bei den Experimenten mit den Probekörpern der Gruppe C ist primär die Ermittlung des Formfüllungs- und Fließvermögens in Abhängigkeit von der geometrischen Dimensionierung der Schaufelblatthinterkante und der jeweiligen Legierung. Einflussgrößen auf die Ergebnisse sind besonders die Länge der Profilparallelität  $x$  und die absolute Hinterkantendicke  $d_H$ .

Weiterhin wird der Zusammenhang zwischen realen Turbinenschaufeldesigns und der Gießbarkeit dieser Bauteile untersucht. Dabei liegt das Augenmerk auf der Gießbarkeit der verschiedenen Designs von prototypischen Schaufeln verschiedener Hersteller. Auf diese Weise soll ermittelt werden, ob Aussagen über die Gießbarkeit in Abhängigkeit von den verschiedenen Parametern getroffen werden können oder nicht. Unter anderem sollen hier die Wölbung und die Verdrehung eines Profils, die bisher nicht berücksichtigt wurden, im Fokus der Untersuchungen stehen. Diese Parameter haben Einfluss auf die Strömung der Schmelze und führen daher möglicherweise zu Gießdefekten. Eine genauere Untersuchung dieser Designfaktoren erscheint daher sinnvoll.

Die Vermessung der Schaufelgeometrien erfolgt an acht verschiedenen Designs für den Einsatz in der NDT. Dabei findet die Vermessung an den CAD-Modellen der Schaufeln ohne Aufmaß und Andickung statt. Sie erfolgt mit dem Programm Polyworks IMInspect Version 12.1 von InnovMetric.

Für die Vermessung werden die Schaufeln senkrecht zu ihrer Höhenrichtung (z-Richtung) geschnitten, sodass der Querschnitt der Schaufeln erzeugt wird. Der erste Schnitt erfolgt am dichtest möglichen Punkt zur Nabe (0%-Schnitt) und der letzte Schnitt wird am höchst möglichen Punkt am Deckband angesetzt (100%-Schnitt). Zwischen diesen beiden Schnitten werden bei den NDT-Designs in 10%-Schritten weitere Schnitte angesetzt. **Abbildung 0.4** zeigt schematisch die entsprechenden Schnitte.



**Abbildung 0.4:** Vermessene Querschnitte schematisch an einem NDT-Design

Folgende Messgrößen werden für jeden Profilquerschnitt in den verschiedenen Designs ermittelt:

- Fläche (Area)
- Skelettlinie (Camber line)
- Maximale Profildicke (Maximum thickness.)
- Sehnenlänge (Chord)
- Eintrittskantenradius (Leading edge radius)
- Austrittskantenradius (Trailing edge radius)
- Winkel Eintrittskante (Inlet angle)
- Winkel Austrittskante (Exit angle)
- Winkel der Sehne zur x-Achse (Stagger)
- Profildicke 4 mm entfernt von der Austrittskante (kurz: Profildicke 4)

Mittels dieser Messparameter kann die Veränderung des Profils über die Höhe dargestellt werden. Zum einen die Form selbst, die Wölbung des Profils und die Verdrehung der Schaufel mit der Höhe. Die Profildicke 4 im Vergleich zum Austrittskantenradius gibt Auskunft über die Parallelität der Turbinenschaufel im hinteren Bereich. Dies ist ein für die Formfüllung kritischer Wert.

Die Gießversuche werden an ausgewählten Schaufeldesigns durchgeführt. Die für die Formschaalenherstellung benötigten Wachsmodelle werden dafür entweder mittels einer Matrize oder durch Rapid Prototyping (RP) hergestellt.

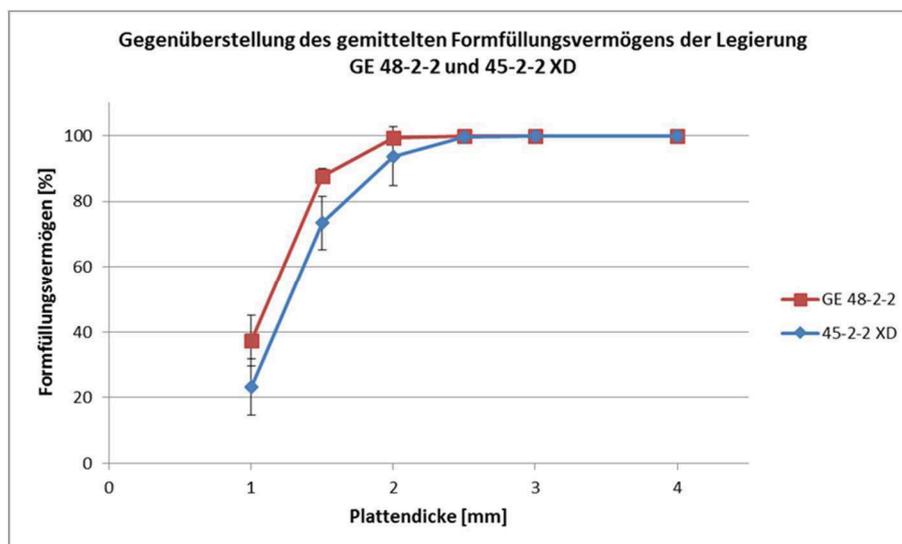
Die gegossenen Schaufeln werden mittels eines 3D-Messgerätes digitalisiert, welches die Methode der Weißstreifenprojektion nutzt. Diese Scans können dann mit den CAD-Daten verglichen werden.

## Ergebnisse und Auswertung

### Formfüllungsvermögen

Für die Bestimmung des Formfüllungsvermögens werden die Probekörper der Gruppe A herangezogen. Zur Ermittlung der tatsächlich gefüllten Plattenfläche  $A_{\text{ist}}$  sind zunächst alle vergossenen Probekörper aus fixierter Perspektive mit konstanten Kameraeinstellungen und Maßstab photographiert worden. Im Anschluss ist für jede Probekörpervariante mit Hilfe eines digitalen Vermessungsprogrammes die jeweilige Plattenfläche  $A_{\text{ist}}$  automatisiert vermessen worden. Nach der Ermittlung des Formfüllungsvermögens sind in Abhängigkeit von der Legierung das arithmetische Mittel  $\bar{x}_{\text{FFV}}$  und der Schätzwert für die Standardabweichung der Grundgesamtheit  $\sigma_{\text{FFV}}$  berechnet worden.

Die Mittelwerte des Formfüllungsvermögens  $\bar{x}_{\text{FFV}}$  der untersuchten Legierungen in Abhängigkeit von der Plattendicke unter Berücksichtigung der Standardabweichung sind in **Abbildung 0.5** dargestellt.



**Abbildung 0.5:** Gegenüberstellung des gemittelten Formfüllungsvermögens der Legierungen GE 48-2-2 und 45-2-2 XD abhängig von der Plattendicke

Es zeigt sich, dass ab einer Plattendicke von  $d = 2.5\text{mm}$  mit einer vollständigen Formfüllung gerechnet werden kann. Bei geringeren Plattenstärken – insbesondere bei  $d = 1\text{mm}$  – zeigt sich ein deutlich höherer Formfüllungsgrad bei der Legierung

GE 48-2-2. Auch die Fehlerbalken fallen geringer aus. So kann bei der GE 48-2-2 bereits bei  $d = 2\text{mm}$  mit einer 99 %igen Formfüllung gerechnet werden, während  $\bar{x}_{\text{FFV}}$  bei der Legierung 45-2-2 XD stark um 95 % schwankt.

Interessanterweise bleibt die Differenz der FFV-Mittelwerte  $\bar{x}_{\text{FFV}}$  für die Plattendicken  $d = 1.5\text{mm}$  und  $d = 1\text{mm}$  nahezu unverändert bei ca. 15 %. Dies ist ein Zeichen für das generell gesteigerte Formfüllungsvermögen der GE 48-2-2 gegenüber der 45-2-2 XD.

Da die Auslegung der Probekörper der Gruppe C auf der Gestaltung realer Turbinenschaufelgeometrien beruht, wird der zentrale Fokus auf das absolute Auftreten von unvollständiger Formfüllung in Abhängigkeit von der Schaufelblatthinterkantengestaltung und Legierung gelegt, d.h. primär die Ausschussrate bestimmt. **Tabelle 0.1** zeigt die Ausschussanzahl für die Variante I - IV der Probekörpergruppe C sowie der Variante IV der Probekörpergruppe B.

**Tabelle 0.1:** Anzahl fehlerhafter Gussstücke mit  $d_H=1,5\text{mm}$  in Abhängigkeit von der Profilparallelität und Legierung

Legierung	$x = 0\text{mm}$	$x = 2\text{mm}$	$x = 4\text{mm}$	$x = 6\text{mm}$	$x = 8\text{mm}$
GE 48-2-2	0 von 4	0 von 4	0 von 4	0 von 4	2 von 4
45-2-2 XD	1 von 4	0 von 4	0 von 4	1 von 4	0 von 4

Anhand der Resultate zeigt sich insgesamt, dass im betrachteten Intervall von  $x = 0\text{mm}$  bis  $x = 8\text{mm}$  für eine Hinterkantendicke  $d_H$  von  $1.5\text{mm}$  legierungsunabhängig eine vollständige Formfüllung angenommen werden kann. Die kritische Grenzlänge für  $x$  ist oberhalb von  $8\text{mm}$  zu veranschlagen. Die Analyse der absoluten Formfüllung in Abhängigkeit von einer variablen Hinterkantendicke  $d_H$  bei konstanter Profilparallelität  $x = 4\text{mm}$  bringt ein anderes Ergebnis zum Ausdruck (**Tabelle 0.2**).

**Tabelle 0.2:** Anzahl fehlerhafter Gussstücke mit  $x = 4\text{mm}$  in Abhängigkeit von der Hinterkantendicke  $d_H$  und Legierung

Legierung	$d_H = 1\text{mm}$	$d_H = 1,25\text{mm}$	$d_H = 1,5\text{mm}$
GE 48-2-2	4 von 4	2 von 4	0 von 4
45-2-2 XD	4 von 4	1 von 4	0 von 4

Als kritische Größe für die Gestaltung der Hinterkantendicke  $d_{H\text{krit}}$  folgt aus **Tabelle 0.2** ein Wert von  $1.25\text{mm}$  mit einer Ausschussrate von ca. 50 %. So ist für  $d_H < d_{H\text{krit}}$  keine

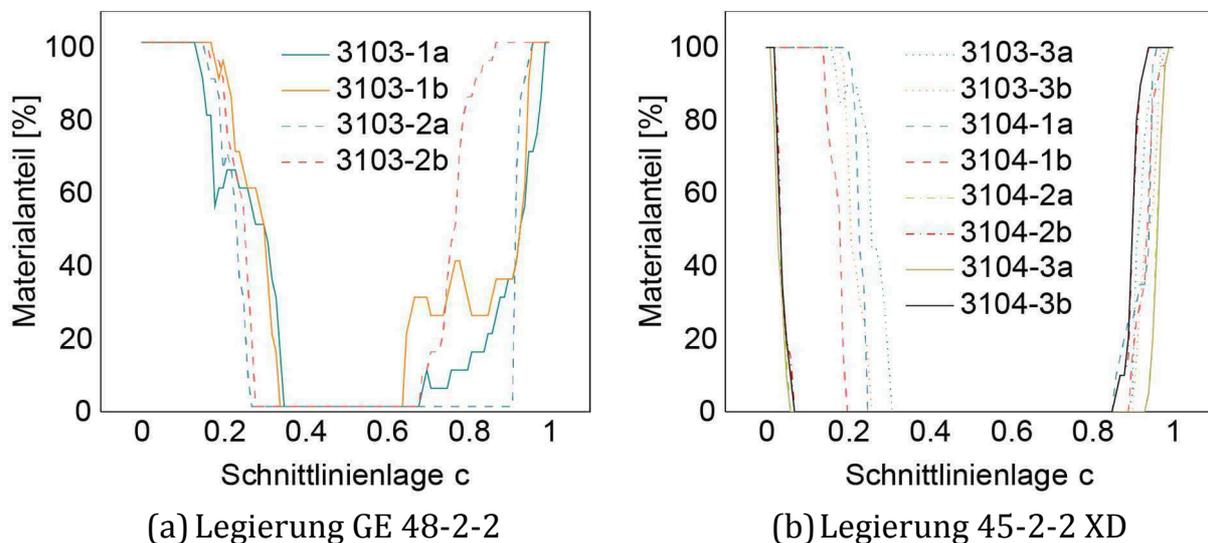
sichere Formfüllung gewährleistet, während für  $d_H > d_{Hkrit}$  der Grad der vollständigen Formfüllung zunimmt und bei  $d_H = 1.5\text{mm}$  eine 100 %ige Formfüllung vorliegt.

Die Ergebnisse aus **Tabelle 0.2** sind bei der Auslegung der Hinterkante von realen Niederdruckturbinenschaufeln von großer Relevanz. So zeigt sich unter Einbezug der Erkenntnisse aus **Tabelle 0.1**, dass die Hinterkantendicke  $d_H$  einen deutlich größeren Einfluss auf die Ausschussrate hat als die Profilparallelität  $x$ . Folglich ist nicht so sehr der nahezu parallel verlaufende Längenabschnitt an der Hinterkante eines Schaufelprofilschnitt als kritisch zu erachten, sondern viel mehr die absolute Dicke an der Hinterkante.

## Fließvermögen

Zur Charakterisierung des Fließvermögens der Legierungen wird unter Verwendung der Probekörper mit der Plattendicke  $d = 1\text{mm}$  aus Gruppe A die sogenannte Materialanteilskurve (Abbott-Kurve) herangezogen. Sie ist aus der quantitativen Beurteilung von Oberflächenrauheiten bekannt.

**Abbildung 0.6** führt die Abbott-Kurven der Plattendicke  $d = 1\text{mm}$  für die untersuchten Legierungen GE 48-2-2 und 45-2-2 XD auf. Wie bei der Untersuchung des Formfüllungsvermögens gilt es zu beachten, dass für die Legierung 45-2-2 XD eine doppelt so große Population wie für die GE 48-2-2 vorliegt.



**Abbildung 0.6:** Legierungsspezifische Materialanteilskurven für die Plattendicke  $d = 1\text{mm}$

Wie aus den Ergebnissen in **Abbildung 0.6** hervorgeht, dominiert die Legierung GE 48-2-2 im Hinblick auf die absoluten Fließlängen deutlich. Dies gilt sowohl einzeln

für die fuß- und deckbandseitig gefüllten Plattenbereiche als auch für die Gesamtlängslänge.

Zunächst kann sowohl für die Legierung GE 48-2-2 als auch für die Legierung 45-2-2 XD aus dem flachen Bauch der Materialanteilskurve gemäß **Abbildung 0.6** ein planarer Fließfrontverlauf für die über das Deckband gefüllte Plattenseite (Schnittlinienlage 0 - 0.3) abgeleitet werden. Somit ist auf eine verhältnismäßig lamellare Formfüllung zu schließen.

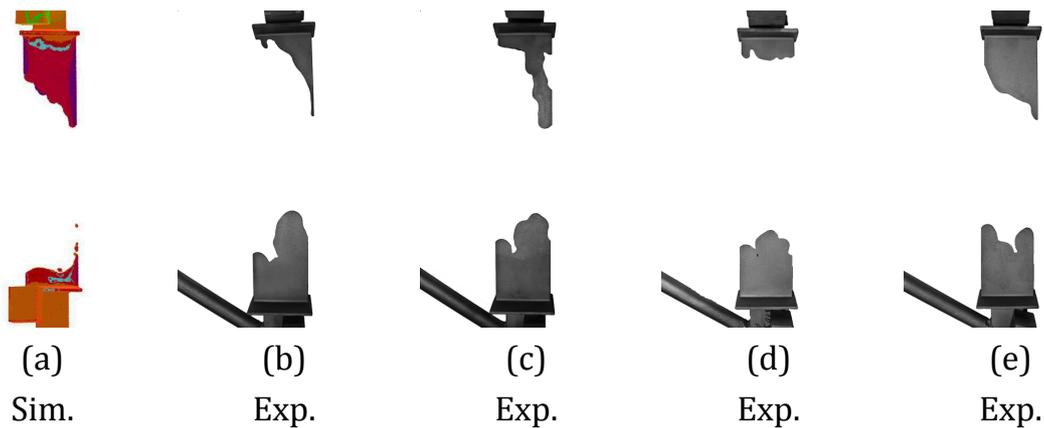
Das über den Fußbereich der Probekörpergeometrie mit Schmelze versorgte Plattenareal (Schnittlinienlage 0.6 - 1) offenbart dagegen eine starke Legierungsabhängigkeit beim Fließverhalten. So deutet der gewölbte Bauch bei der Legierung GE 48-2-2 in **Abbildung 0.6a** eine relativ spitze Fließfront an, die auf einen turbulenten Formfüllungsvorgang schließen lässt. Im Vergleich dazu liegt bei der Legierung 45-2-2 XD nach **Abbildung 0.6b** in Folge des flachen Kurvenverlaufs eine ebene Fließfront vor.

Die Erkenntnisse bezüglich der tendenziell turbulenteren Formfüllung im Fußbereich bei der Legierung GE 48-2-2 decken sich mit dem erwarteten Formfüllungsvorgang. So herrscht im Bereich des Fußes aufgrund der in **Abbildung 0.7c** eingeführten Montage der Probekörper am Cluster ein fallender Guss vor, während das Deckbandareal über den Bodenverteiler durch lamellaren, steigenden Guss gefüllt wird.

## Simulation

Neben der Beschreibung des Füllvorgangs steht besonders die Aussagekraft der numerischen Simulation bezüglich des Endfüllgrads der untersuchten Probekörper im Fokus der vorliegenden Arbeit. Deswegen werden im Folgenden diejenigen Prüfkörper der Probekörpergruppe A betrachtet, welche beim realen Abguss eine unvollständige Formfüllung aufwiesen.

Die **Abbildung 0.7** stellt die Abgussresultate den Ergebnissen der numerischen Simulation für die Legierung GE 48-2-2 exemplarisch für die Plattendicke  $d = 1\text{mm}$  gegenüber. Insgesamt sind die Probekörper mit den Plattendicken  $d = 1\text{mm}$ ,  $1.5\text{mm}$  und  $2\text{mm}$  für beide Legierungen eingehend untersucht worden. Bei den in **Abbildungen 0.16** gezeigten Aufnahmen befindet sich gemäß der Clustermontage der Schaufelfuß an der Oberseite, das Deckband an der Unterseite.

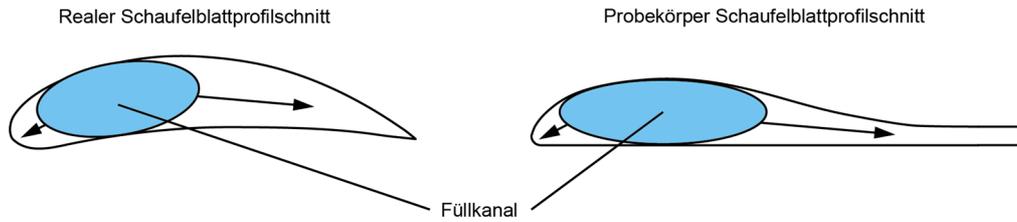


**Abbildung 0.7:** Gegenüberstellung der numerisch berechneten Formfüllung mit der Gestalt realer Gussteile mit  $d = 1\text{mm}$  für die Legierung GE 48-2-2

Für die Legierung GE 48-2-2 bilden die Ergebnisse der parametrisierten numerischen Simulation die Realität über alle Plattendicken hinweg verhältnismäßig gut ab. So erlauben sie eine qualitative Aussage zu möglichen Kaltläufen und beschreiben die Formfüllung hinreichend genau. Mit einem klaren legierungsspezifischen Optimierungsbedarf präsentieren sich hingegen die Simulationsergebnisse der Legierung 45-2-2 XD. Hier zeigt sich über die Gesamtheit der Abgüsse keine deutliche Auswirkung der Schleuderkräfte auf die Formfüllungsart, während die Simulation einen Schmelzefluss unter starkem Einwirken der Schleuderkräfte prophezeit.

### Lunkerverhalten

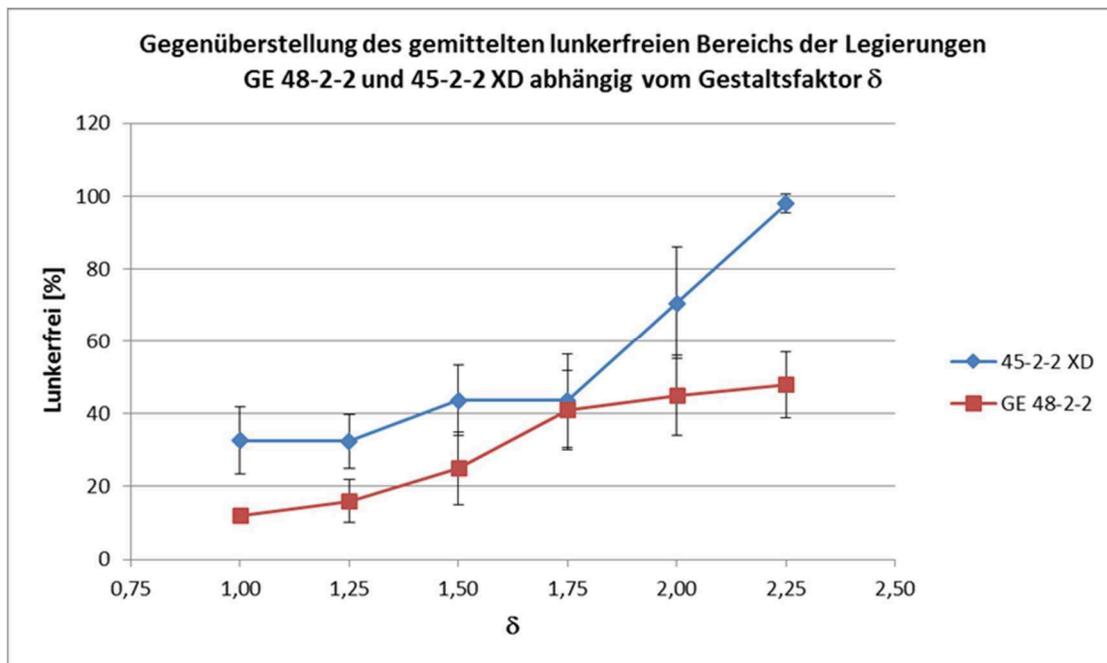
Einen besonderen Stellenwert im Hinblick auf die Gießbarkeit von Niederdruckturbinenschaufeln besitzt das spezielle Design derselben. So bleibt die maximale Profildicke ( $d_{\max}$ ) entlang der Schaufelblattlänge stets auf dem vorderen Viertel der Skelettlinienlänge des jeweiligen Profilschnitts. Daraus resultiert der in **Abbildung 0.8** schematisch dargestellte Füllkanal, entlang welchem die Schmelze im Zuge der Erstarrung die dünnwandigen Bereiche (Vorder- und Hinterkante) speisen kann. Die Prüfkörper der Probekörper B verfügen über denselben Füllkanal und erlauben daher eine Vergleichbarkeit des darin auftretenden Volumendefizits mit realen Turbinenschaufeln.



**Abbildung 0.8:** Lokalisierung des Füllkanals im Profilschnitt

Relevant ist in diesem Zusammenhang, dass die Schmelze beim Beginn der Formfüllung nicht primär über den angesprochenen Füllkanal in den Formhohlraum transportiert wird, sondern dieser lediglich am Ende des Formfüllvorganges die größte Materialanhäufung darstellt. Die Folge ist eine erhöhte Gefahr der Lunkerbildung aufgrund der dortigen zuletzt ablaufenden Erstarrung.

Bei der Gegenüberstellung der Mittelwerte der lunkerfreien Bereiche beider Legierungen in einem Diagramm (**Abbildung 0.9**) zeigt sich zunächst, dass eine legierungsunspezifische Verbesserung des Lunkerverhaltens mit zunehmendem  $\delta$  existiert.



**Abbildung 0.9:** Gegenüberstellung des gemittelten lunkerfreien Bereichs der Legierungen GE 48-2-2 und 45-2-2 XD abhängig vom Gestaltungsfaktor  $\delta$

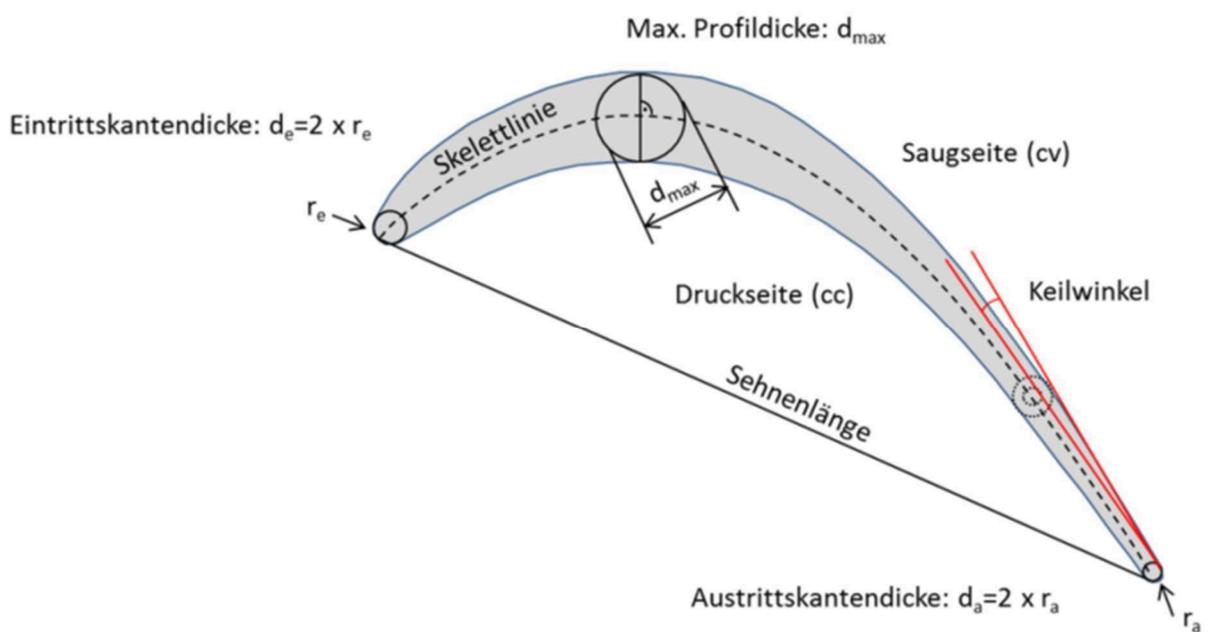
Als Begründung für die tendenziellen volumenfehlerfreieren Gussstücke mit wachsendem  $\delta$  ist bei der damit einhergehenden Gestaltänderung der Probekörper zu

suchen. So beschreibt  $\delta$  prinzipiell die Keilförmigkeit des Füllkanals des Schaufelblattes. Bei  $\delta = 1$  ist ein paralleler Profilverlauf entlang der Schaufelblattlänge  $l$  gegeben, während bei  $\delta = 2.25$  die maximale Profildicke am Nabenschnitt um den Faktor 2.25 größer gegenüber der maximalen Profildicke am Außenschnitt ausfällt.

Zu Beginn der Auswertung wurde das deutlich geringere Formfüllungs- und Fließvermögen der Legierung 45-2-2 XD im Vergleich zur GE 48-2-2 herausgestellt. Die nun in Bezug auf das Lunkerverhalten gewonnenen Erkenntnisse offenbaren, dass bei einer vollständigen Formfüllung das Ausmaß der Dichtspeisung für die Legierung 45-2-2 XD dominant ist.

Bei der Untersuchung des Zusammenhangs zwischen realen Turbinenschaufel designs und der Gießbarkeit dieser Bauteile liegt das Augenmerk auf der Gießbarkeit der verschiedenen Designs von prototypischen Schaufeln verschiedener Hersteller.

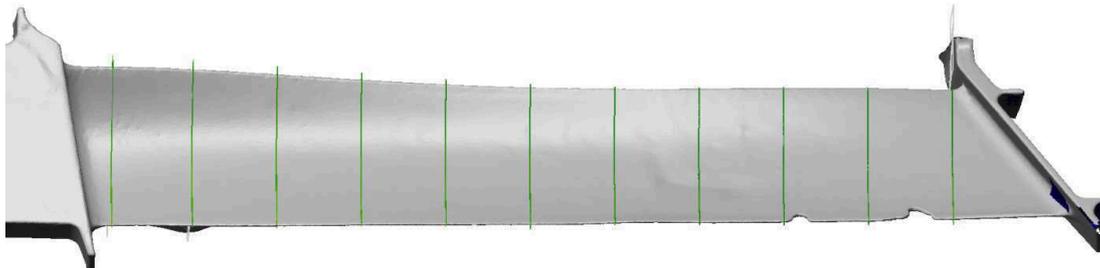
Hierzu werden die Verläufe der einzelnen Parameter über die Schaufelhöhe betrachtet und untereinander verglichen (siehe Anhang). Diese Parameter veranschaulicht noch einmal **Abbildung 0.10**.



**Abbildung 0.10:** Relevante geometrische Parameter eines Schaufelprofils [7]

So zeigt sich, dass zum einen die Verläufe der Fläche und der maximalen Profildicke qualitativ vergleichbar sind und zum anderen die von Sehnenlänge und Skelettlinie. Dabei zeigt sich eine tendenzielle Abnahme der maximalen Profildicke und der Fläche mit zunehmender Schaufelhöhe, wobei sich keine generelle Verkürzung der Skelettlinie oder Sehnenlänge zeigt.

Um einen Rückschluss von den Gussfehlern auf eine (mögliche) geometrische Limitierung ziehen zu können, werden die gegossenen und digitalisierten Schaufeln mit den Höhenschnitten der CAD-Modelle der aufgedickten Schaufeldesigns bzw. bei T1 mit dem Original-Design verglichen (Beispiel in **Abbildung 0.11**). Dafür wird wie zuvor Polyworks IMInspect verwendet.



**Abbildung 0.11:** Höhenschnitte an gescannter T1-Schaukel (3390-2D)

Die so ermittelten Schnitte bzw. Bereiche, in denen die meisten Kaltläufe liegen, sind je Schaufeldesign in **Tabelle 0.3** aufgeführt. Die Häufigkeit gibt an, wie viele der Defekte in dem genannten Bereich liegen.

**Tabelle 0.3:** Lage und Häufigkeit der Gussfehler

Schaufeldesign	Lage	Häufigkeit
IP 1-k	0-10 %	4 von 7
	80-100%	3 von 7
IP 1-l	70-100%	5 von 7
IP 2-5	30-40%	2 von 4
IP 3-6	0-20%	9 von 17
	40-60%	6 von 17
IP 3-7	20-60%	6 von 8
T1	60-100%	7 von 9

Im Vergleich der kritischen Höhenbereiche mit den Verläufen der aus den CAD-Modellen ermittelten Parameter lassen sich einige Besonderheiten erkennen. Im Fall des Schaufeldesigns IP 3-7 fällt auf, dass es zwischen 20 und 60 % der Höhe die höchste

Parallelität aller gegossenen Schaufeln aufweist, was eine mögliche Ursache für die große Anzahl an Kaltläufen in dieser Lage ist.

Bei der Auftragung der Wölbung gegen die Schaufelhöhe fallen zwei andere Geometrien auf- die Designs IP 2-5 und T1. Das Design IP 2-5 durchläuft bei seiner kritischen Höhe (30-40 %) den maximalen Absolutwert der Wölbung. T1 hingegen ist in seinem kritischen Bereich zum Deckband hin außergewöhnlich flach. Eine mögliche Erklärung dafür ist, dass auf der einen Seite eine starke Wölbung zu stärkeren Turbulenzen bei der Formfüllung führt und ein flaches Profil auf der anderen Seite die (von unten) steigende Formfüllung abbremst, was beides zu Kaltläufen führen kann.

Im kritischen Höhenbereich der Schaufel IP 1-l (70-100 %) fallen zwei weitere Parameter auf. Zum einen die starke Verdrehung des Profils, die ebenfalls zu einer deutlich turbulenteren Formfüllung führen kann, und die kleine Keilgröße in diesem Bereich.

Vergleicht man die Lage der Kaltläufe mit den Auftragungen der verschiedenen Parameter über die Schaufelhöhe zeigt sich, dass bei mehreren Parametern ein Zusammenhang zwischen den Defekten und den entsprechenden Größen festgestellt werden kann. Dabei spielen zum einen die Absolutwerte einiger Größen, als auch das Verhältnis einiger Parameter zueinander eine Rolle.

**Tabelle 0.4:** Ermittelte geometrische Grenzen

Parameter	Gussgeometrie
Austrittskantenradius in mm	> 0,61
Max. Profildicke in mm	> 3,4
Keilgröße*	> 2,61
Parallelität**	> 1,07
Wölbung***	1,06 < x < 1,23
Verdrehung in °	< 23

(\*Max.Profildicke/Austrittskantendicke \*\*Profildicke4/Austrittskantendicke \*\*\*Länge Skelettlinie/Sehnenlänge)

**Tabelle 4.1** gibt die Parameter wieder, bei denen eine Korrelation zwischen den Kaltläufen und der Schaufelgeometrie festgestellt werden konnte. Die gefundenen

geometrischen Grenzen sind für die tatsächlich gegossene Schaufel (Gussgeometrie) angegeben.

Die Parameter für Austrittskantenradius, maximale Profildicke sowie Parallelität bestätigen die Ergebnisse der Probekörperuntersuchungen. Zusätzlich ist bei der Auslegung einer Niederdruckturbinenschaufel jedoch in verstärktem Maße auf die Ausprägung von Wölbung und Verdrehung zu achten.

### **Zusammenfassung und Ausblick**

Die vorliegende Arbeit konzentriert sich im Rahmen des ganzheitlichen Auslegungstools auf vertiefende Untersuchungen zum Schwerpunktthema Gießbarkeit. Hierzu wurde zunächst eine prozessspezifische Prüfmethodik zur Ermittlung der Gießeigenschaften von zwei für die Luftfahrt bereits zertifizierten -TiAl-Gusslegierungen (GE 48-2-2 und 45-2-2 XD) entwickelt. Darüber hinaus sind erste gießtechnische Gestaltungslimits bei der Auslegung von Turbinenschaufeln unter Verwendung von Probekörpern herausgestellt worden.

Mit Hilfe der entworfenen Probekörper ist es im Laufe der Untersuchungen gelungen, die oben genannten Legierungen eingehend in ihren gießspezifischen Eigenschaften (Formfüllungs- und Fließvermögen sowie Lunkerverhalten) zu charakterisieren. So deutet sich bei einem gegenüberstellenden Vergleich ein generell besseres Formfüllungs- und Fließvermögen für die Legierung GE 48-2-2 an. Im Gegenzug erscheint das Ausmaß der Dichtspeisung bei vollständiger Formfüllung für die Legierung 45-2-2 XD dominanter. Im Hinblick auf die Ursachenfindung für das unterschiedliche Formfüllungs- und Fließvermögen gilt es im Rahmen angeschlossener Arbeiten diverse physikalische und legierungsspezifische Einflüsse zu analysieren. Dazu zählen beispielsweise Viskosität oder Oberflächenspannung der Legierungen aber auch erstarrungsmorphologische Phänomene.

Angelehnt an das Design und die Auslegung realer Niederdruckturbinenschaufeln sind weiterhin diverse Probekörpergeometrien entwickelt worden, welche einerseits möglichst realitätsnah gestaltet und dimensioniert sind, andererseits aber eine verhältnismäßig einfache mathematische Beschreibbarkeit erlauben. Die Ergebnisse der Experimente mit derartig simplifizierten Turbinenschaufeln zeigen, dass insbesondere die Hinterkante eines Schaufelblattes aufgrund ihrer filigranen Dimensionierung für die Formfüllung als kritischer Bereich zu erachten ist. Das Ausmaß einer unvollständigen Formfüllung hängt allerdings entscheidend von der Gestaltungsart ab. So hat die Hinterkantendicke  $d_H$  des Schaufelprofils einen deutlich

größeren Einfluss auf die Ausschussrate als die Profilparallelität  $x$  an der Hinterkante. Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen fand eine Kalibrierung der internen Simulationssoftware STAR-Cast mit Hilfe der realen Abgußergebnisse statt. Angedacht war eine optimierte Parametrisierung der Anfangs- und Randbedingungen bei der Simulation für beide untersuchten Legierungen. Die numerische Simulation für die Legierung GE 48-2-2 erscheint im Zuge der Arbeit erfolgsversprechend parametrisiert worden zu sein. Für die Legierung 45-2-2 XD fällt es dagegen schwer auf Grundlage der Simulationsergebnisse Defekte zielgerichtet vorauszusagen. Eine weitere Parametrisierung erscheint notwendig und eine ganzheitliche Modellierung des Gussvorgangs erstrebenswert. Zum Abschluss dieser Arbeit war diese ganzheitliche Modellierung des Gussvorgangs bereits in Arbeit.

Weiterhin konnten im Zuge dieser Arbeit wichtige und interessante Ergebnisse bezüglich der Schaufelblattgeometrien und deren Einfluss auf die Gießbarkeit ermittelt werden. Es wurde festgestellt, dass die ermittelten Parameter (Fläche, Skelettlinienlänge etc.) fast aller untersuchten Schaufeln in einer ähnlichen Größenordnung liegen und sich (meist) mit zunehmender Schaufelhöhe tendenziell ähnlich verändern. Nur die im Zuge des TATT-Projekts entwickelten NDT-Schaufelgeometrien weichen zum Teil, in Bezug auf die Absolutwerte, ab, wobei dies durch die vorgenommene gießtechnische Optimierung zu erklären ist.

Ein Zusammenhang zwischen den geometrischen Parametern und den aufgetretenen Kaltläufen bei den abgegossenen Schaufeln konnte partiell gefunden werden. Dabei sind die Ergebnisse mit einer großen Unsicherheit behaftet, da die statistische Gesamtmenge an Schaufeln sehr gering war und die Gießversuche eher Stichproben-Charakter hatten. Des Weiteren wurde keine Betrachtung der Legierungseinflüsse (GE, XD, TNM) vorgenommen. Dabei haben die unterschiedlichen Legierungen aufgrund ihrer verschiedenen gießtechnischen Eigenschaften wie Formfüll- und Fließvermögen einen großen Einfluss auf den Guss eines fehlerfreien Bauteils.

Dennoch konnten geometrische Grenzen für die Gießbarkeit von NDT-Schaufeln ermittelt werden. Diese Werte beziehen sich auf die Parameter Austrittskantenradius, maximale Profildicke, Keilgröße, Parallelität, Wölbung und Verdrehung der Schaufel bzw. des Schaufelblattprofils.

Die im Zuge dieser Arbeit ermittelten Grenzen können bei der zukünftigen Auslegung von neuen Niederdruckturbinenschaufeln mit einbezogen werden, wodurch sich deren Entwicklungsdauer verkürzt. Eine kürzere Entwicklungsdauer der NDT-Schaufeln aus Titanaluminid ist dabei v.a. aus wirtschaftlicher Sicht erstrebenswert.

Zukünftig sollten nähere Untersuchungen über den Einfluss der Verdrehung und Wölbung des Schaufelblattprofils durchgeführt werden, um den Einfluss dieser Parameter auf die Formfüllung und somit auf das Auftreten von Kaltläufen genauer zu ermitteln sowie die ermittelten gießtechnischen Grenzen zu verifizieren. Des Weiteren sollte der Einfluss der verschiedenen Legierungen untersucht werden bzw. deren gießtechnischen Eigenschaften ermittelt werden. Dies wäre nicht nur für den Guss von Turbinenschaufeln sinnvoll, sondern auch für die gießtechnische Herstellung anderer Bauteile aus Titanaluminid.

Die Berücksichtigung der erarbeiteten Gießlimits wird bereits im entwickelten Auslegungstool berücksichtigt und liefert gute Ergebnisse in Bezug auf die Gießbarkeit eines Profils. Die Berücksichtigung von Verdrehung und Wölbung eines Schaufelblattprofils bei der Auslegung ist in Planung.

## 1. Einleitung und Struktur der Arbeit

Dem weltweiten Luftverkehrsaufkommen wird in den kommenden 20 Jahren eine jährliche Wachstumsrate von 4,7 % [1] bzw. 5,0 % [2] vorhergesagt. Damit verbunden ist eine Verdoppelung des weltweiten Luftverkehrs in den kommenden 15 Jahren [1]. Gleichzeitig steigt die Zahl der transportierten Passagiere von derzeit ca. 2,9 Milliarden/Jahr (2012) auf ca. 6,7 Milliarden/Jahr im Jahr 2032 [1]. Um diesem enorm steigenden Aufkommen gerecht zu werden, ist laut einer Marktstudie von Boeing die Auslieferung von ca. 37.000 Flugzeugen mit mehr als 100 Sitzen bis zum Jahr 2033 erforderlich. Dies entspricht einem Gegenwert von 5,2 Billionen US-Dollar [2]. Dabei wird die Hauptnachfrage weiterhin aus dem asiatisch-pazifischen Raum erwartet, mit weiterhin stabilen Bestellungen aus Europa und Nordamerika [1, 2].

Vor dem Hintergrund des permanent wachsenden Luftverkehrs und der damit verbundenen Umweltbelastung, wurden bereits 2001 in der ACARE VISION 2020 hochgesteckte Ziele zur Verminderung der Schadstoff- und Lärmemissionen formuliert [3]. Da der enorm steigende Luftverkehr signifikant zum globalen CO<sub>2</sub>-Ausstoss beiträgt, wird eine Reduzierung der CO<sub>2</sub>-Emissionen um 50% bis zum Jahr 2020, basierend auf dem Jahr 2000, angestrebt. Weitere Ziele sind die Reduzierung der Stickoxide (NO<sub>x</sub>) um 80% sowie eine Halbierung der Lärmemissionen. Allein durch Optimierung der Flugzeugtriebwerke besteht ein Potential zur Reduzierung der CO<sub>2</sub>-Emissionen von 15-20% [4]. Noch einen Schritt weiter geht die 2011 von der Europäischen Union veröffentlichte Vision Flightpath 2050. Diese sieht vor, dass die bis zu diesem Zeitpunkt verfügbaren Technologien und Verfahren eine Reduzierung der CO<sub>2</sub>-Emissionen um 75% pro Passagierkilometer und eine NO<sub>x</sub>-Verringerung um 85% erlauben, Lärmemissionen sollen um 65%, jeweils bezogen auf das Jahr 2000, reduziert werden [5]. Abgesehen von den dargelegten Umweltaspekten ist auch vom wirtschaftlichen Standpunkt aus eine Verringerung des Treibstoffverbrauchs vor dem Hintergrund steigender Energiepreise erstrebenswert.

Aufgrund dieser Vorgaben sind die Triebwerkshersteller gefordert, die Effizienz und die Umweltverträglichkeit ihrer zukünftigen Triebwerke zu verbessern.

Dabei liegt der Fokus vor allem auf der Verwendung höherer Einsatztemperaturen, Gewichtseinsparung sowie höherer Arbeitsgeschwindigkeiten. Die herkömmlichen metallischen Systeme, die derzeit in Verwendung sind, wurden in den letzten 50 Jahren bis an die Grenzen ihrer Leistungsfähigkeit entwickelt. Wenn weitere Fortschritte gemacht werden sollen, werden neue Klassen von Materialien

erforderlich. Titanaluminid-Legierungen auf der Basis der intermetallischen Phasen  $\gamma$ -TiAl und  $\alpha_2$ -Ti<sub>3</sub>Al haben das weithin anerkannte Potential, um die oben genannten Design-Anforderungen zu erfüllen [5].

Vor allem bei der Substitution der herkömmlichen Nickel-Basislegierungen in der Niederdruckturbine (NDT) der Triebwerke durch Titanaluminide, kann eine signifikante Reduzierung der CO<sub>2</sub>-Emissionen aufgrund ihres um 50% niedrigeren Gewichts erreicht werden [6].

Vor diesem Hintergrund haben nahezu alle OEM ihre aktuellen Triebwerks-Entwicklungsprogramme angepasst und planen den Einsatz von Niederdruckturbinenschaufeln aus TiAl in der kommenden Triebwerksgeneration. Der Herstellprozess von TiAl-Niederdruckturbinenschaufeln, unter anderem im near-net-shape Feingussverfahren, ist schon in verschiedenen Abhandlungen beschrieben worden, u.a. in [7].

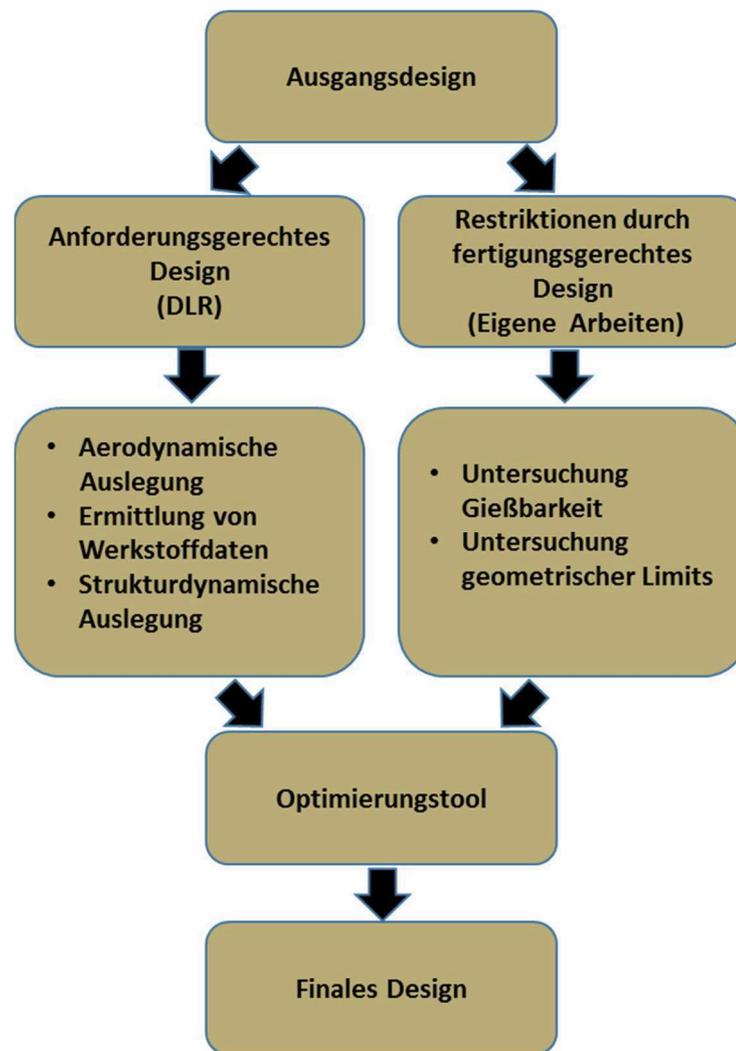
Die nachfolgende Arbeit entstand im Rahmen des Projektes „Titanium Aluminide Turbine Toolbox“ (TATT) des Luftfahrtforschungsprogrammes des Bundeswirtschaftsministeriums (BMWi) mit Projektpartnern aus Aerodynamik, Softwaretechnik, Strukturmechanik und Werkstoffforschung des Deutschen Zentrums für Luft- und Raumfahrt.

Die Arbeit beschreibt zunächst die Optimierung des Auslegungsprozesses von NDT-Schaufeln aus  $\gamma$ -TiAl. Bisher wird die Auslegung von Turbinenschaufeln in den drei Disziplinen Aerodynamik, Strukturmechanik und Herstellbarkeit größtenteils voneinander entkoppelt vorgenommen. Das aerodynamisch optimierte Design wird aus strukturmechanischer Sicht geprüft und dem Gießer übergeben. Häufig ist jedoch die Gießbarkeit der Schaufel durch die hohen Anforderungen aus dem so festgelegten Design nicht gewährleistet, so dass ein unter Umständen häufiges manuelles Re-Design der Schaufel vorgenommen werden muss. Im Bereich des Verdichters ist die Koppelung von Strukturmechanik und Aerodynamik im DLR schon eingeführt und wird erfolgreich für die Auslegung von integral gefertigten Rotoren genutzt. Dieser Stand der Arbeiten ist die Basis für die Erweiterung der Technologie auf die Turbine. Für die Turbine ergeben sich derzeit noch Einbußen im theoretisch zu erreichenden Wirkungsgrad, da die Optimierung nicht unter (quasi-)simultaner Berücksichtigung aller Randbedingungen erfolgt bzw. der Herstellungsprozess nicht berücksichtigt wird. Folglich wird das Ergebnis einer solchen seriellen Optimierung meist ein lokales Optimum darstellen, womit eher ein allseitiger Kompromiss denn eine optimale Lösung vorliegt. Im kritischsten Fall ist

eine Rückkoppelung vom Gießer zum Blatt designer gar nicht vorhanden was dazu führt, dass Werkstoffpotenziale nicht umfassend genutzt werden können.

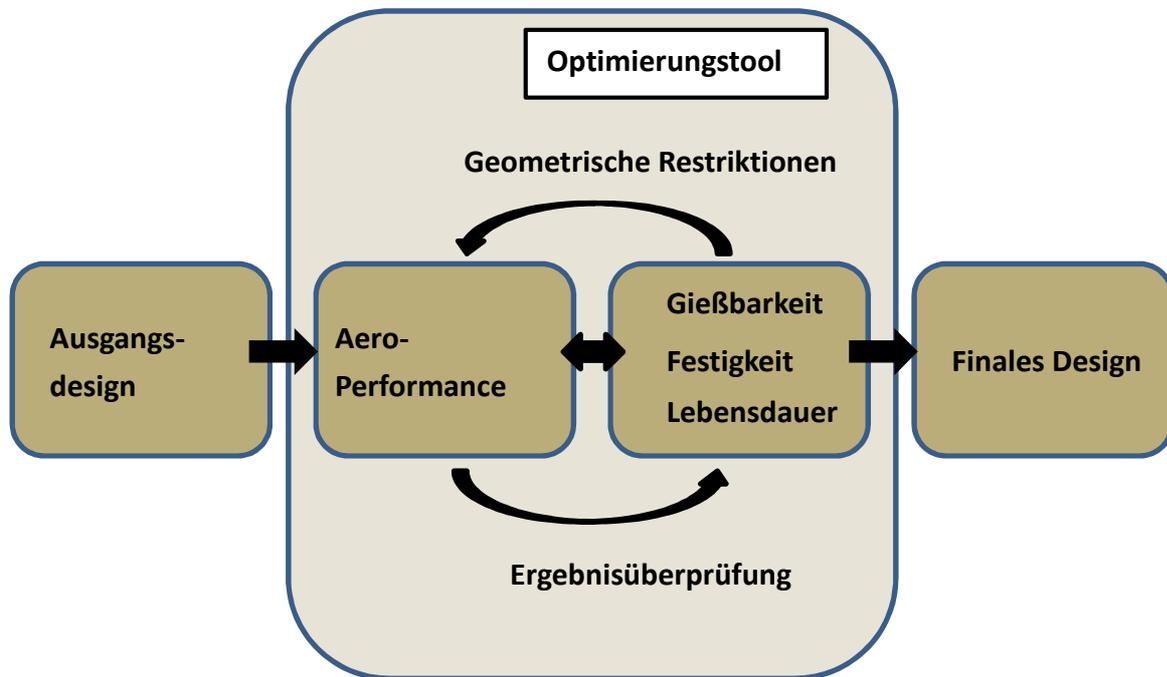
Das Design einer TiAl-Niederdruckturbinenschaufel wird nicht nur von technologischen Anforderungen durch den Einsatz in der Turbine bestimmt, sondern auch von fertigungsbedingten Restriktionen. Dadurch ergeben sich für die Entwicklung eines Design-Auslegungstools zwei Auslegungsschwerpunkte, zum einen durch die Vorgaben der späteren Anwendung und zum anderen durch die Restriktionen des Gießprozesses. Beide Schwerpunkte bestehen aus weiteren Bausteinen, wie z.B. Aerodynamik, Strukturmechanik, Gießbarkeit und geometrische Limits. Während die Aspekte des anforderungsgerechten Designs durch den Partner DLR untersucht und entwickelt werden, liegt der Forschungsschwerpunkt dieser Arbeit in den fertigungsbedingten Restriktionen. Da sich die einzelnen Aspekte gegenseitig beeinflussen, werden beide Aspekte in dieser Arbeit gegenübergestellt, um eine ganzheitliche Betrachtung erreichen zu können. **Abbildung 1.1** verdeutlicht diese Struktur.

Für den Herstellprozess von TiAl-Niederdruckturbinenschaufeln liegt das zentrale Augenmerk dieser Arbeit auf der Ermittlung fertigungsbedingter geometrischer Grenzen, die bei den schwer zu vergießenden TiAl-Schaufeln zu beachten sind. Hierzu wird ein Baustein zur gießgerechten Auslegung von TiAl Komponenten erarbeitet, in dem geometrische Zusammenhänge in Abhängigkeit vom Gießprozess für die reproduzierbare und kosteneffektive Herstellung von qualitativen NDT-Komponenten definiert sind. Dieser Baustein wird interaktiv mit den zu erarbeitenden Bausteinen der o.g. Partner abgestimmt und integriert. Eine Kombination von numerischer Simulation und Gießexperimenten wird für diese Aufgabe eingesetzt. Damit wird ein Auslegungstool für NDT-Komponenten für alle Turbinenhersteller zur Verfügung gestellt, so dass bereits bei der Planung von Komponenten alle Anforderungen berücksichtigt werden und damit aufwendige Iterationen zwischen Bauteilentwicklern und -herstellern bezüglich Anforderungen und Machbarkeit deutlich vereinfacht werden können.



**Abbildung 1.1:** Struktur der Arbeitsinhalte

Diese beiden Auslegungsschwerpunkte werden in einem vernetzten Auslegungstool (**Abbildung 1.2**) für die Herstellung von Niederdruckturbinenschaufeln verknüpft, mit dem automatisiert eine Schaufelgeometrie generiert werden kann, die das Optimum aus effizienter Aerodynamik, wirtschaftlicher Herstellung, werkstoffgerechter Bauweise und langer Lebensdauer darstellt. Bisher ist diese aero-thermodynamische und strukturdynamische Auslegung von Turbinenschaufeln, insbesondere für den Werkstoff TiAl, von den Fertigungsprozessen aufgrund der Trennung von Turbinen- und Komponentenherstellern entkoppelt. Die ganzheitliche Betrachtung dieses Auslegungsprozesses hat eine Maximierung der Wirtschaftlichkeit im gesamten Lebensdauerzyklus zum Ziel.



**Abbildung 1.2:** Schema des Auslegungstools [8]

Zur Überprüfung der Anwendungstauglichkeit kommt dieses Tool zum Abschluss dieser Arbeit sowohl bei der ganzheitlichen Auslegung einer Hochdruckturbinenschaufel als auch bei der Überprüfung der Gießbarkeit eines aktuellen NDT-Designs zum Einsatz.

## 2. Grundlagen und Stand der Technik

### 2.1 Werkstoffgruppe der Titanaluminide

Titanaluminide sind der Werkstoffklasse der intermetallischen Phasen zuzuordnen und zeichnen sich durch ihre aussergewöhnlichen thermophysikalischen Eigenschaften aus. Diese sind im besonderen: [5]

- Hoher Schmelzpunkt von ca. 1460°C
- Niedrige Dichte von 3,9 – 4,2 g/cm<sup>3</sup> aufgrund des hohen Al-Gehalts
- Hohe spezifische (Kriech-)Festigkeit und Steifigkeit bei höheren Temperaturen
- Niedriger Diffusionskoeffizient
- Gute Oxidations- und Korrosionsbeständigkeit bis 750°C
- Geringe Neigung zur Selbstentzündung (Titanfeuer)
- Geringer thermischer Ausdehnungskoeffizient
- Hohe thermische Leitfähigkeit.

Hauptsächlich auf Grundlage dieser Eigenschaften finden TiAl-Legierungen ein grosses Anwendungsspektrum im Bereich der Automobilindustrie, Kraftwerksturbinen sowie in Flugzeugtriebwerken. Dabei liegt bei diesen Anwendungen der Fokus auf der Substitution der schwereren Ni-Basislegierungen [5].

Hierbei kommen vor allem Titanaluminid-Legierungen auf Basis von  $\gamma$ -TiAl und  $\alpha_2$ -Ti<sub>3</sub>Al zum Einsatz, wobei der Fokus in den letzten Jahren zunehmend auf den  $\gamma$ -TiAl Legierungen liegt [5].

#### 2.1.1 Begriff der Intermetallischen Phase

Eine intermetallische Verbindung (genauer intermetallische Phase) ist eine homogene chemische Verbindung aus zwei oder mehr Metallen. Sie zeigen im Unterschied zu Legierungen Gitterstrukturen, die sich von denen der konstituierenden Metalle unterscheiden. In ihrem Gitter herrscht eine

Mischbindung aus einem metallischen Bindungsanteil und geringeren Atombindungs- bzw. Ionenbindungsanteilen, die in Überstrukturen resultiert.

Intermetallische Verbindungen sind häufig hart (große Härte, Sprödigkeit, Festigkeit) und auch chemisch recht beständig (Korrosionsbeständigkeit). Sie besitzen in der Regel einen hohen Schmelzpunkt und ihr elektrischer Widerstand ist meist eine Größenordnung höher als der reiner Übergangsmetalle. Es gibt aber auch Verbindungen mit Halbleitereigenschaften und einige Verbindungen zeichnen sich sogar durch besondere magnetische oder Supraleitungseigenschaften aus.

Die besonderen physikalischen und mechanischen Eigenschaften solcher Verbindungen resultieren aus der besonders starken Bindung zwischen den ungleichartigen Atomen, die überwiegend metallisch ist mit mehr oder weniger großen Anteilen anderer Bindungsarten (Ionen-, kovalente Bindung) [9].

Sie nehmen somit eine Zwischenstellung zwischen metallischen Legierungen und Keramiken ein.

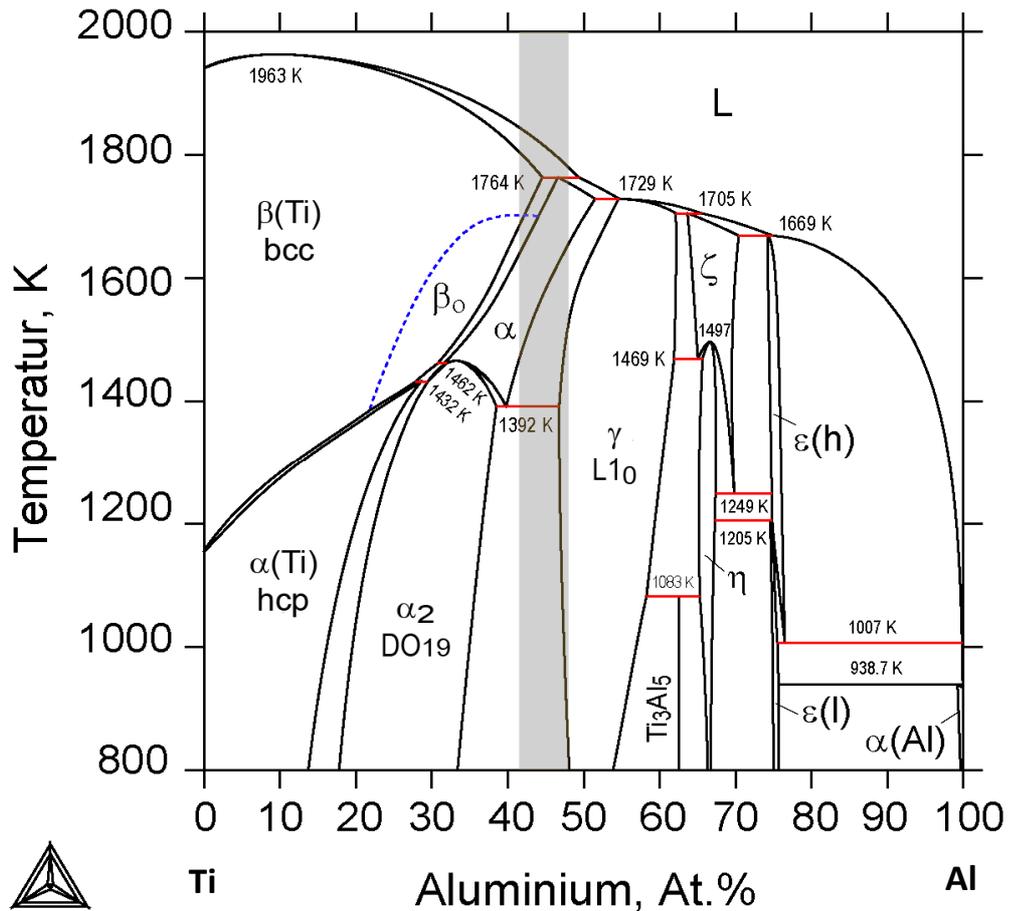
Intermetallische Verbindungen besitzen in ihrer Verwendung als hochschmelzende, hochfeste Legierungen, Supraleiter, Dauermagnetwerkstoffe, metallische Gläser u.a.m. große technische Bedeutung.

Intermetallische Phasen bilden sich aufgrund der stärkeren Bindungskraft der ungleichen Atome als bei gleichen Atomen. Daher entstehen Gitterstrukturen mit geordneten Atomverteilungen, bei denen Atome bevorzugt von ungleichen Atomen umgeben sind [9].

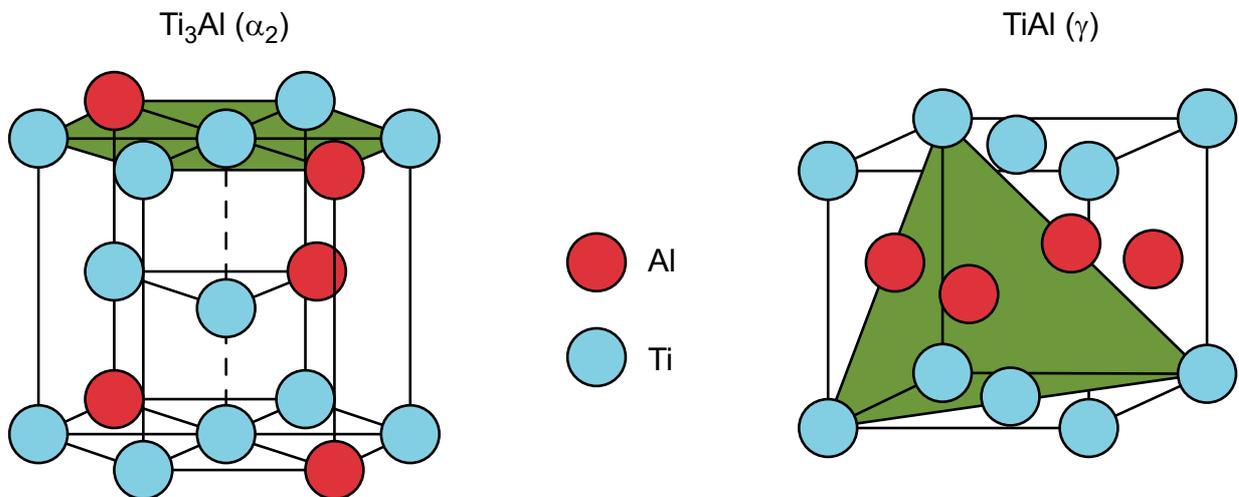
### 2.1.2 Phasendiagramm TiAl

Das bedeutendste und zugleich am gründlichsten untersuchte Zustandsdiagramm mit Titan ist das System Ti-Al [5]. Seit den 50er Jahren des letzten Jahrhunderts wurde dieses Diagramm immer weiter verfeinert, den momentan aktuellsten Stand zeigt das Phasendiagramm (**Abb. 2.1**) nach Witusiewicz et al [10].

Die Einheitszellen der  $\alpha_2$ -(Ti<sub>3</sub>Al)Phase sowie der  $\gamma$ -(TiAl)Phase zeigt **Abbildung 2.2**. Die am dichtesten gepackten Ebenen (0001)  $\alpha_2$  und (111)  $\gamma$  sind grün eingefärbt.



**Abb. 2.1:** TiAl-Phasendiagramm nach Witusiewicz et al [10]. Der technisch interessante Bereich der  $\gamma$ -TiAl-Basislegierungen mit einer Bandbreite von 42-49 At. % Aluminium ist grau unterlegt



**Abb. 2.2:** Einheitszellen der  $\alpha_2$ -(Ti<sub>3</sub>Al)Phase sowie der  $\gamma$ -(TiAl)Phase

Die wichtigsten Phasen im oben erwähnten Phasendiagramm von Witusiewicz et al zeigt **Tabelle 2.1**.

Der technisch interessante Bereich der  $\gamma$ -TiAl-Basislegierungen mit einem Al-Gehalt von 42-49 At. % zeigt bei Raumtemperatur allein die  $\alpha_2$  (Ti<sub>3</sub>Al)-Phase mit geordneter hexagonaler DO19-Struktur sowie die  $\gamma$  (TiAl)-Phase mit geordneter tetragonal-flächenzentrierter L10-Struktur. Obwohl das Hauptinteresse der  $\gamma$ (TiAl)-Phase gilt, enthalten technische  $\gamma$ -TiAl-Basislegierungen immer einen gewissen Anteil an  $\alpha_2$ -Phase [5].

**Tabelle 2.1:** Übersicht der wichtigsten Phasen im binären TiAl-Phasendiagramm [10]

Symbol	Phasenbezeichnung
$\alpha_2$	Ti <sub>3</sub> Al
$\gamma$	TiAl
$\eta$	TiAl <sub>2</sub>
$\epsilon$	Ti <sub>2</sub> Al <sub>5</sub>
$\zeta$	Ti <sub>3</sub> Al <sub>5</sub>

Binäre  $\gamma$ -TiAl-Legierungen durchlaufen das Einphasengebiet des  $\alpha$ -Mischkristalls, der im Gegensatz zur  $\alpha_2$ -Phase eine ungeordnete hexagonale Struktur aufweist, d.h. dass sowohl Titan als auch Aluminium jede Position im Kristallgitter einnehmen können. Dieser Mischkristall zerfällt während der weiteren Abkühlung in den Reaktionen  $\alpha \rightarrow \alpha+\gamma \rightarrow \alpha_2+\gamma$  oder  $\alpha \rightarrow \alpha_2 \rightarrow \alpha_2+\gamma$ . Eine Besonderheit stellt hierbei die Existenz eines Hochtemperatur-Einphasengebietes im Vergleich zu anderen intermetallischen Werkstoffen für strukturelle Anwendungen dar. Durch Lösungsglügen im  $\alpha$ -Gebiet sind zahlreiche verschiedene Phasenumwandlungen beim Abkühlen und nachfolgender Wärmebehandlung möglich. Daher ist es prinzipiell möglich, das Gefüge in weiten Grenzen zu variieren [5]. Hierauf wird noch genauer im Kapitel 2.2 eingegangen.

Bei einem Al-Gehalt von 49 At.% scheiden  $\gamma$ -TiAl-Legierungen zu Beginn der Erstarrung  $\beta$ -Mischkristalle aus, bei weiterer Abkühlung erfolgt bei 1764K eine peritektische Reaktion ( $L+\beta \rightarrow \alpha$ ). Unterhalb eines Al-Gehaltes von 45 At.% ist eine vollständige Erstarrung über den  $\beta$ -Mischkristall möglich [5].

## 2.2 Intermetallische $\gamma$ -TiAl-Legierungen

Seit den 70er Jahren des letzten Jahrhunderts wurde verstärkt an Legierungen auf Basis der  $\alpha_2$ -Phase geforscht, ohne jedoch einen technisch nutzbaren Werkstoff zu etablieren. Gründe hierfür sind zum einen technologische Probleme bei der Herstellung der Legierung sowie wirtschaftliche Aspekte. In den 1980er Jahren rückten daher  $\gamma$ -TiAl-Legierungen in den Fokus der Forschung. Bedingt durch den höheren Aluminium-Gehalt weist die  $\gamma$ -Phase eine geringere Dichte sowie höhere Oxidations- und Kriechbeständigkeit als die  $\alpha_2$ -Phase auf. Aufgrund dieser Eigenschaften können  $\gamma$ -TiAl-Legierungen auch bei höheren Temperaturen eingesetzt werden und erhöhen somit das Anwendungsspektrum in der Luft- und Raumfahrt sowie im Automobilssektor [11].

Weitere Forschungen fanden jedoch heraus, dass Versetzungen in einphasigen TiAl-Legierungen mit einem Al-Gehalt  $>48$  At.% eine sehr hohe Aktivierungsenergie benötigen [12]. Aus diesem Grund weisen diese Legierungen geringe Duktilitäts- und Bruchzähigkeitswerte bei Raumtemperatur auf [13].

Legierungsmodifikationen haben bei einphasigen TiAl-Legierungen kaum Einfluss auf die Dehnung. Aufgrund der geringeren Löslichkeit für eingelagerte Verunreinigungen (z.B. O, N, H, C) im Vergleich zur  $\alpha_2$ -Phase, erhöhen bereits geringe Verunreinigungen die Sprödigkeit weiter [12, 13].

Die Entwicklung zweiphasiger TiAl-Legierungen konnte hier Abhilfe schaffen. Die Verringerung des Al-Gehaltes auf Werte zwischen 45-48 At.% führt zu Legierungen, die aus der  $\gamma$ - und der  $\alpha_2$ -Phase aufgebaut sind. Dabei ergibt sich im Gefüge ein Anteil von 5-20 vol%  $\alpha_2$ -Phase [13]. Bedingt durch die im Vergleich zur  $\gamma$ -Phase höhere Löslichkeit für interstitielle Verunreinigungen, werden durch den geringeren Anteil der  $\alpha_2$ -Phase die Verunreinigungen in der  $\gamma$ -Phase erheblich reduziert. Trotz der Tatsache, dass die  $\alpha_2$ -Phase spröder und härter als die  $\gamma$ -Phase ist, werden durch die gezielte Einstellung der Phasen optimale Duktilitätswerte und Festigkeit erreicht und die Duktilität bei Raumtemperatur erheblich gesteigert [13, 14].

Durch Zulegieren weiterer Elemente kann die Dehnung bei zweiphasigen im Vergleich zu einphasigen TiAl-Legierungen gesteigert werden [15]. **Abbildung 2.3** verdeutlicht dies.



## Einfluss von Legierungselementen

Wie zuvor beschrieben können durch Zugabe von weiteren Legierungselementen neben Aluminium die Werkstoffeigenschaften von  $\gamma$ -TiAl-Legierungen positive beeinflusst werden. Verwendet werden hierzu Chrom, Niob, Mangan, Vanadium, Eisen, Tantal, Molybdän, Zirkon, Wolfram, Silizium, Kohlenstoff oder Bor. Metallische Legierungselemente werden zur Beeinflussung der  $\gamma$ -Phase eingesetzt, nichtmetallische Elemente zur Bildung dritter Phasen, z.B. für die Kornfeinung [18]. Die Aufnahme von Sauerstoff und Stickstoff verringert die Duktilität des Werkstoffes und erhöht die Streckgrenze [19].

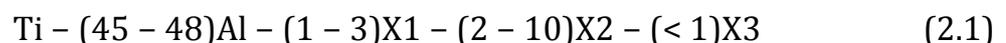
Aufgrund ihres Einflusses auf das Gefüge werden die Legierungselemente in drei Klassen unterteilt [13]:

Klasse  $X_1$ : Chrom, Mangan und Vanadium werden zur Verbesserung der Duktilität zulegiert.

Klasse  $X_2$ : Niob, Tantal, Molybdän und Wolfram tragen zu einer erheblichen Steigerung der Oxidationsbeständigkeit bei.

Klasse  $X_3$ : Silizium, Bor und Kohlenstoff erhöhen die Hochtemperaturfestigkeit und die Kriechbeständigkeit durch Ausscheidungs- oder Dispersionshärtung. Si und B verbessern die Verarbeitbarkeit von  $\gamma$ -TiAl-Legierungen durch die Bildung von Boriden, die ein feinkörniges Gefüge erzeugen [13].

Die Zusammensetzung der Legierung beschreibt die folgende Gleichung 2.1 (in At.%) [13]:



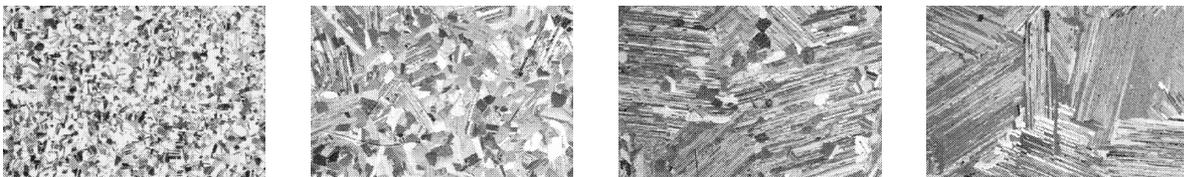
Hieraus folgt, dass zur Steigerung der Duktilität ein  $X_1$ -Element zulegiert werden muss, zur Erhöhung der Oxidationsbeständigkeit ein Element der Klasse  $X_2$  [12]. In technisch eingesetzten  $\gamma$ -TiAl-Legierungen wird zur Steigerung der Oxidationsbeständigkeit als Element der Klasse  $X_2$  Niob mit einem Anteil von mindestens 2 At.% zulegiert [12]. Als Beispiel sei hier die Legierung GE 48-2-2 genannt, die im weiteren Verlauf der Arbeit die Grundlage für die durchgeführten Gießversuche bildet.

In den 80er Jahren des letzten Jahrhunderts wurde vor dem Hintergrund verbesserter Eigenschaften und Prozessierbarkeit durch General Electric die Legierung GE 48-2-2 mit der chemischen Zusammensetzung Ti-48Al-2Cr-2NbAt.% entwickelt. Diese ist hinsichtlich Duktilität, Zähigkeit und Kriechbeständigkeit optimiert [20, 21].

Im binären TiAl-Phasendiagramm weist eine Legierung mit 48 At.% die maximale Duktilität bei Raumtemperatur auf [16]. Die Zulegierung von Chrom und Niob verbessern die Legierungseigenschaften entscheidend [15, 17]. Hierbei steigert die Zugabe von Chrom die Duktilität, insbesondere bei Raumtemperatur, die Zulegierung von Niob erhöht die Oxidationsbeständigkeit [18].

### Einfluss der Mikrostruktur auf die mechanischen Eigenschaften

Duktilität und Festigkeit von  $\gamma$ -TiAl-Legierungen werden nicht nur durch die Legierungszusammensetzung sondern auch stark von der Mikrostruktur, die z.B. durch Wärmebehandlung und HIP-Prozesse variierbar ist, beeinflusst [18]. Somit ist eine zielgerichtete Variation der Mikrostruktur für verschiedene Anwendungen erforderlich. Prinzipiell können vier Grundgefügestrukturen von  $\gamma$ -TiAl-Legierungen unterschieden werden (**Abbildung 2.5**), die durch thermomechanische oder Wärmebehandlung eingestellt werden [18, 22].



Near Gamma

Duplex

Nahezu Lamellar

Vollamellar

**Abbildung 2.5:** Übersicht über Gefüge von  $\gamma$ -TiAl-Legierungen

Vollständig lamellare, grobkörnige Mikrostrukturen zeichnen sich durch gute Bruchzähigkeit sowie eine hervorragende Kriechfestigkeit aus. Bei niedrigen Temperaturen sind sie spröde und haben eine relativ geringe Festigkeit. Feinkörnige globulare Gefüge wie Duplexgefüge oder Near Gamma haben eine vergleichsweise niedrige Bruchzähigkeit und Kriechfestigkeit, jedoch eine annehmbare Duktilität und Festigkeit [13].

**Near Gamma Gefüge (NG):** Glühung oberhalb der eutektoiden Temperatur (ca. 1125°C) erzeugt grobe  $\gamma$ -Körner mit geringer  $\alpha_2$ -Phase an den Korngrenzen

- Nur geringe technische Bedeutung wegen ungleichmäßiger Gefügestruktur

**Duplex Gefüge (DP):** Wärmebehandlung im ( $\alpha+\gamma$ ) Zweiphasengebiet bildet ein Duplexgefüge während der Abkühlung auf Raumtemperatur. Dieses besteht aus  $\gamma$ -Körnern,  $\alpha_2/\gamma$ -Lamellenkolonien sowie geringen Teilen  $\alpha_2$ -Phasen an den Korngrenzen der  $\gamma$ -Körner

- Hervorragende Zugdehnung
- Gute Festigkeit
- Geringe Bruchzähigkeit
- Geringe Kriechfestigkeit

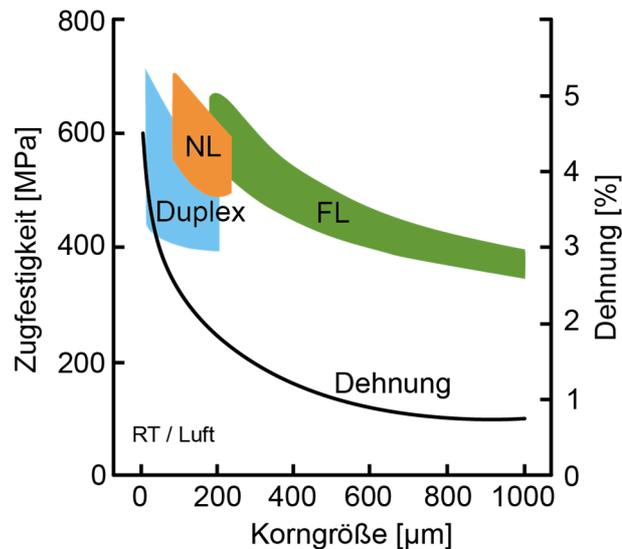
**Nahezu Lamellare Gefüge (NL):** Wärmebehandlung unterhalb der  $\alpha$ -Transustemperatur erzeugt ein Gefüge mit überwiegend lamellaren Körnern und geringen  $\gamma$ -Körnern

- Annehmbare Duktilität

**Volllamellare Gefüge (FL):** Schnelle Abkühlung von Temperaturen von 10-20°C oberhalb der  $\alpha$ -Transustemperatur führt zu groben Körnern wechselnden  $\alpha_2$ - und  $\gamma$ -Platten

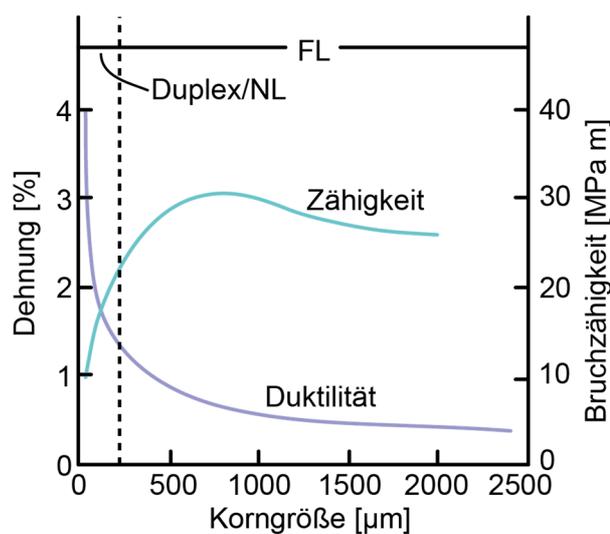
- Niedrige Duktilität
- Niedrige Festigkeit bei Raumtemperatur
- Ausgezeichnete Kriechfestigkeit

Den Einfluss der Korngröße auf die Duktilität und Festigkeit der verschiedenen Gefügetypen zeigt **Abbildung 2.6**. Mit zunehmender Korngröße nehmen Duktilität und Festigkeit ab, unabhängig von der Gefügestruktur.



**Abbildung 2.6:** Abhängigkeit von Duktilität und Festigkeit von der Korngröße

Auch die Bruchzähigkeit von  $\gamma$ -TiAl-Legierungen folgt dieser inversen Beziehung in Abhängigkeit von der Korngröße und betont die Wichtigkeit einer gezielten Gefügeeinstellung abhängig vom Anwendungsfall [13]. **Abbildung 2.7** zeigt diesen ausgeprägten Zusammenhang von Zähigkeit und Dehnung abhängig von der Korngröße. Unabhängig von der Gefügestruktur steigt die Zähigkeit mit zunehmender Korngröße, die Dehnung sinkt. Dieser umgekehrte Zusammenhang gilt bis zur sogenannten Spröd-Duktil-Übergangstemperatur (ca. 650°C). Oberhalb dieser Temperatur steigt die Duktilität von  $\gamma$ -TiAl-Legierungen schnell an [13, 16].

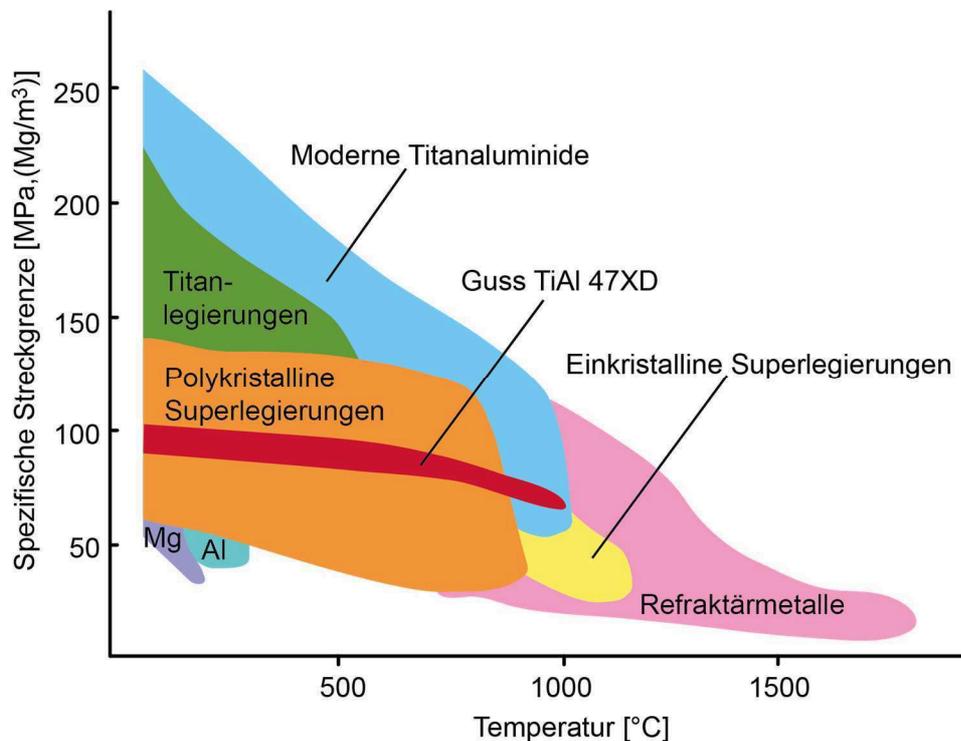


**Abbildung 2.7:** Inverse Beziehung zwischen Zähigkeit und Duktilität

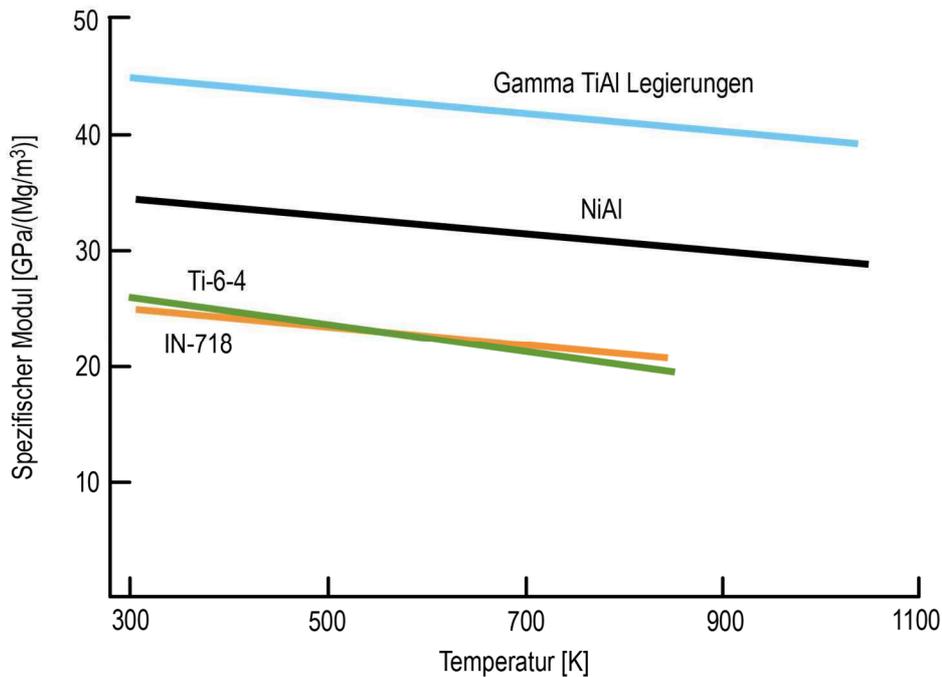
## Thermophysikalische Eigenschaften

Wie bereits zuvor erwähnt, zeichnen sich  $\gamma$ -TiAl-Legierungen durch ihre außergewöhnlichen thermophysikalischen Eigenschaften aus. Diese sind insbesondere die hohe spezifische Festigkeit sowie die sehr gute Korrosionsbeständigkeit. Hierdurch bedingt werden diese Legierungen bevorzugt u.a. in der Luft- und Raumfahrt eingesetzt. Besonders hervorzuheben ist die höhere spezifische Festigkeit von  $\gamma$ -TiAl-Legierungen im Vergleich zu herkömmlichen Titanlegierungen und Superlegierungen, vor allem im Temperaturbereich zwischen 500° und 800°C [18].

Die **Abbildungen 2.8 und 2.9** zeigen die spezifischen Festigkeiten und Moduln in Abhängigkeit vom Werkstoff.



**Abbildung 2.8:** Spezifische Festigkeit in Abhängigkeit von der Temperatur



**Abbildung 2.9:** Spezifischer Modul in Abhängigkeit von der Temperatur

Der technischen Nutzung sind jedoch bedingt durch geringe Duktilität und Bruchzähigkeit bei Raumtemperatur enge Grenzen gesetzt [11]. Beispielsweise liegt die Bruchdehnung von  $\gamma$ -TiAl-Legierungen je nach Zusammensetzung nur zwischen 1 und 4%. **Tabelle 2.2** stellt die wichtigsten Eigenschaften von Titanlegierungen, Titanaluminiden und Superlegierungen gegenüber [15, 16].

**Tabelle 2.2:** Eigenschaften verschiedener Legierungsgruppen

Eigenschaft	Titan-Basis	$\alpha_2$ -Ti <sub>3</sub> Al-Basis	$\gamma$ -TiAl-Basis	Superlegierungen
Struktur	hcp/bcc	DO <sub>19</sub>	L1 <sub>0</sub>	Fcc/L1 <sub>2</sub>
Dichte [g/cm <sup>3</sup> ]	4,5	4,1-4,7	3,7-3,9	7,9-8,5
E-Modul [Gpa]	90-115	110-145	160-180	206
Streckgrenze [Mpa]	380-1150	700-990	350-600	800-1200
Zugfestigkeit [Mpa]	480-1200	800-1140	440-700	1250-1450
RT-Duktilität [%]	10-25	2-10	1-4	3-25
HT-Duktilität [%/°C]	12-50	10-20/660	10-600/870	20-80/870
RT-Bruchzähigkeit [Mpa√m]	12-50	13-30	12-35	30-100
Kriechgrenze [°C]	600	750	750 <sup>1</sup> -950 <sup>2</sup>	800-1090
Oxidation [°C]	600	650	800 <sup>3</sup> -950 <sup>4</sup>	870 <sup>3</sup> -1090 <sup>4</sup>

<sup>1</sup> Duplex-Gefüge <sup>2</sup> Voll-lamellares Gefüge <sup>3</sup> unbeschichtet <sup>4</sup> beschichtet/Aktivkühlung

## 2.3 Gießtechnische Herstellung von $\gamma$ -TiAl - Niederdruckturbinenschaufeln

### 2.3.1 Feingussroute

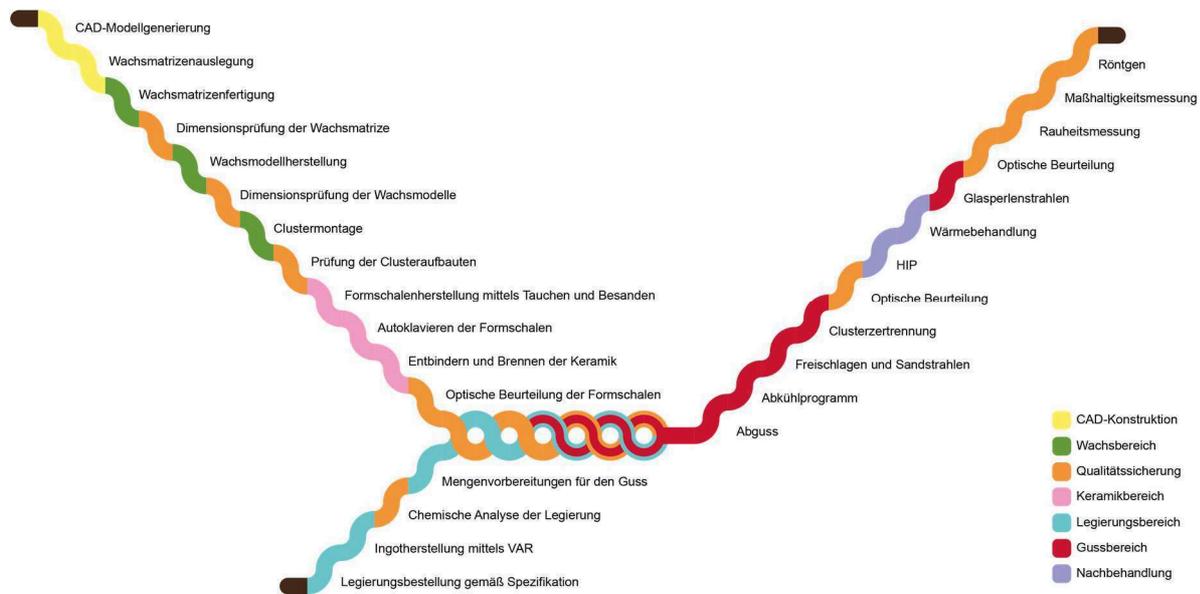
Heutzutage werden zahlreiche Bauteile aus  $\gamma$ -TiAl-Legierungen im Feingussverfahren hergestellt [19]. Dieses Herstellungsverfahren bietet eine große Gestaltungsfreiheit bei der Auslegung und Konstruktion von komplizierten Geometrien und ermöglicht eine endkonturnahe Fertigung (near-net-shape) [19, 23, 24]. Durch die Verwendung ungeteilter Formen sind filigrane und dünnwandige Bauteile sowie Hinterschneidungen möglich. Weiterhin sind ausgezeichnete Oberflächengüten mit geringer Rauigkeit realisierbar und eine hohe Maßhaltigkeit ist gegeben. Somit ist eine kosteneffektive und wirtschaftliche Fertigung erreichbar, die zudem den Aufwand für die Nachbearbeitung und die damit verbundenen Kosten minimiert [23]. Nachteil bei diesem schmelzmetallurgischen Herstellungsverfahren sind jedoch die Kosten für Modell und Formschale, die für jeden Abguss neu produziert werden müssen.

Die Legierung für den Feingussprozess wird in Form von so genannten Ingots zur Verfügung gestellt. Diese werden in verschiedenen Prozessrouten hergestellt:

- Vakuum-Lichtbogenumschmelzen (VAR)
- Plasma Umschmelzen (PAM) sowie
- Induktionsschmelzen (ISM)

Von großer Bedeutung bei diesen Verfahren ist die Herstellung eines möglichst homogenen und defektfreien Ingots, d.h. das Gefügebau und chemische Zusammensetzung den Spezifikationen entsprechen [13, 18]. Wie bereits im Kapitel 2.2 beschrieben, haben die Legierungschemie sowie die Homogenität einen großen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften des Bauteils [11, 17]

Der Ablauf des Feingussprozesses ist sehr komplex. **Abbildung 2.10** zeigt die einzelnen Teilbereiche der Prozesskette. Bedingt durch einige Eigenschaften des Titan, wie hoher Schmelzpunkt, starke Sauerstoff- und Stickstoffaffinität, müssen spezielle werkstoffbedingte Anpassungen während des Feingussprozesses beachtet werden [25]. Dies sind insbesondere das Gießdesign, das Keramiksystem und der Gießprozess [26].



**Abbildung 2.10:** Schematische Darstellung des Feingussprozesses

## Gießdesign

Am Anfang des Feingussprozesses steht immer ein 3D-CAD-Modell, welches auf den Dimensionen des späteren Bauteils basiert. Dabei werden von vornherein Schrumpfungen während des Fertigungsprozesses ausgeglichen. Dies sind u.a. Schwindungen des Wachses, der keramischen Formschale sowie des Metalls. Darauf basierend wird ein Positiv-Modell, zumeist aus Wachs, hergestellt [19, 23, 27]. Aufbauend auf diesem Wachsmodell, ergänzt durch Lauf- und Anschnittsystem, wird ein Gießcluster aufgebaut. Bei der Gestaltung dieses Aufbaus wird eine weitestgehend ruhige und gleichzeitige Formfüllung der Komponenten angestrebt. Im Anschluss hieran beginnt die Fertigung der keramischen Formschale [23].

## Keramiksystem

Bedingt durch die auf den jeweiligen zu gießenden Werkstoff mögliche Anpassung der keramischen Formschale, eignet sich das Feingussverfahren hervorragend für die Prozessierung von hochschmelzenden und reaktiven  $\gamma$ -TiAl-Legierungen. Dabei ist es wichtig, dass die Formschale nicht oder fast nicht mit dem flüssigen Metall reagiert [25]. Daher kommen speziell adaptierte, chemisch inerte Formschalen aus hochwertigen Keramiken (z.B.  $\text{Al}_2\text{O}_3$  oder  $\text{Y}_2\text{O}_3$ ) zum Einsatz. Dabei garantiert Yttriumoxid die chemische Stabilität der Fronschicht, Aluminiumoxid verleiht den Backup-Schichten die mechanische Festigkeit [12]. Einfache keramische

Formstoffsysteme mit der Zusammensetzung  $\text{Al}_2\text{O}_3\text{-SiO}_2$  eignen sich nicht für Titanlegierungen. Das flüssige Metall kann mit beiden Oxiden reagieren und den Sauerstoff sowie Aluminium und Silizium vollständig lösen [25].

### 2.3.2 Schmelzverfahren und Anlagentechnik

Neben der zuvor beschriebenen Auslegung des Gießaufbaus sowie des Keramiksystems ist das Schmelzverfahren maßgeblich für die Qualität und Ausbringung der gegossenen Bauteile verantwortlich. Beeinflussende Faktoren sind hierbei Schmelztechnologie und -atmosphäre, Formschalentemperatur und das Gießverfahren.  $\gamma$ -TiAl-Legierungen weisen gegenüber herkömmlichen Titanlegierungen jedoch ein deutlich schlechteres Formfüllungsvermögen auf, wodurch die Herstellung von großen Clustern sowie filigranen Bauteilen erschwert wird. Daher können die bei konventionellen Titanwerkstoffen angewendeten Feingusstechnologien nicht direkt auf  $\gamma$ -TiAl-Legierungen übertragen werden. Verfahrensanpassungen waren an dieser Stelle in den letzten Jahren erforderlich [26].

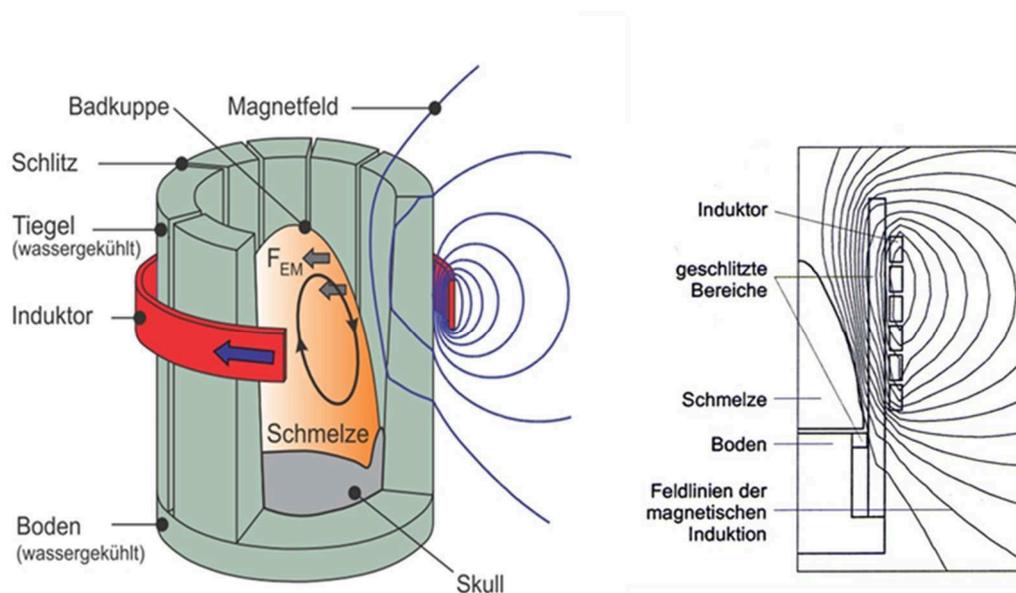
Zum Schmelzen und Gießen stehen heute verschiedene Verfahren zur Verfügung. Die Gemeinsamkeit bei diesen Anlagen ist die Tatsache, dass die  $\gamma$ -TiAl-Legierungen entweder im Vakuum oder unter Inertgas aufgeschmolzen und vergossen werden. Am gebräuchlichsten sind VAR, Kaltwandinduktionstiegelöfen sowie Induktionstiegelöfen mit Keramiktiegel [16, 25, 28]. Die im weiteren Verlauf dieser Arbeit durchgeführten Gießversuche werden auf einer Anlage mit KIT-Technologie durchgeführt, sodass dieses Verfahren im Folgenden kurz beschrieben wird.

Der Kaltwandinduktionstiegel besteht aus einem wassergekühlten Kupfertiegel und einer um den Tiegel liegenden Induktionsspule. **Abbildung 2.11** zeigt den schematischen Aufbau. Wird eine Leistung angelegt, wird die eingesetzte Legierung induktiv aufgeheizt, geschmolzen und gleichzeitig durchmischt, wodurch die Schmelze thermisch und chemisch homogenisiert wird [12, 29].

Die den KIT aufbauenden Palisaden sowie der Tiegelboden werden wassergekühlt, sodass der Tiegel immer unterhalb seiner Schmelztemperatur bleibt [29]. Dadurch

bedingt bildet sich sofort eine arteigene Schreckschale (Skull). Diese besteht während des gesamten Schmelzprozesses [30].

Da der Schmelzvorgang in einem Skull stattfindet, bleiben die hohe Reaktivität sowie die Sauerstoffaffinität der TiAl-Legierungen beherrschbar [12, 30]. Somit ist ein, im Vergleich zu keramischen Tiegelsystemen, sauberer Schmelzprozess möglich, der sowohl die Sauerstoffaufnahme minimiert als auch einen Eintrag von Keramikteilchen in die Schmelze völlig vermeidet [12]. Dieser Vorteil wird jedoch bedingt durch thermische Verluste aufgrund der Wasserkühlung geschmälert. Der thermische Wirkungsgrad ist ebenfalls gering [31].



**Abbildung 2.11:** Schematischer Aufbau eines KIT

Wirtschaftlich betrachtet ist der Einsatz des KIT-Verfahrens nur bei hohen Stückzahlen pro Abguss sinnvoll, da die Betriebskosten sehr hoch und die Anlagen relativ komplex aufgebaut sind, z.B. im Vergleich zu Verfahren mit keramischen Tiegeln [12]. In Bezug auf die Qualität des Schmelzprozesses ist der KIT, wie zuvor erwähnt, dem Schmelzen in keramischen Tiegeln vorzuziehen, da es keine Reaktionen mit der flüssigen Legierung gibt und es daher auch keinen Eintrag von Reaktionsprodukten in die Schmelze oder das gegossene Bauteil gibt [30].

Auch die Art der Atmosphäre unter der prozessiert wird, beeinflusst die Qualität der Gussbauteile erheblich. So sollten, wie bereits zuvor erwähnt,  $\gamma$ -TiAl-Legierungen unter Vakuum oder Inertgas geschmolzen werden, um sowohl die Aufnahme von Sauerstoff, Wasserstoff oder Stickstoff zu vermeiden als auch das Abdampfen von Legierungselementen wie Aluminium oder Mangan zu verhindern. Weiterhin vermeidet die Prozessierung unter Vakuum die Gefahr von Lufteinschlüssen und somit das Auftreten von Porosität im gegossenen Bauteil [12, 32].

Aufgrund der erwähnten schlechten Gießeigenschaften von  $\gamma$ -TiAl-Legierungen in Kombination mit komplizierten und dünnwandigen Gußgeometrien zeigen sich bei Verwendung des herkömmlichen Schwerkraftgusses unerwünschte Giessdefekte. Daher kommt bei diesen Legierungen häufig das Schleudergussverfahren zum Einsatz [33]. Hierbei entsteht bedingt durch die Rotationsbewegung der Formschale eine Zentrifugalkraft, die die Schmelze auch in die dünnwandigsten Bereiche der Formschale presst. Aufgrund der durch Erhöhung der Rotationsgeschwindigkeit steigenden Gießdrücke lassen sich bei  $\gamma$ -TiAl-Legierungen gute Ergebnisse erzielen [34]. Dabei ist eine optimale Abstimmung der Gießparameter (Gießdesign, Gießtemperatur, Formschalentemperatur und Drehzahl) erforderlich [24, 35].

Die keramischen Formschalen sollten möglichst auf Temperaturen über 1000°C vorgeheizt werden um zum einen den auftretenden Temperaturschock beim Kontakt mit der Schmelze zu verringern und zum anderen zur Minimierung von Kaltläufen. Dies ist durch die bauartbedingte geringe erreichbare Überhitzung (max. 80°C) der Schmelze von großer Bedeutung, da Fließ- und Formfüllvermögen hierdurch reduziert sind [17, 36].

Zusammenfassend lässt sich sagen, dass für einen optimalen Feingussprozess stets eine exakte Prozessbeherrschung sowie eine genaue Kenntnis der Legierungschemie erforderlich ist [18, 34].

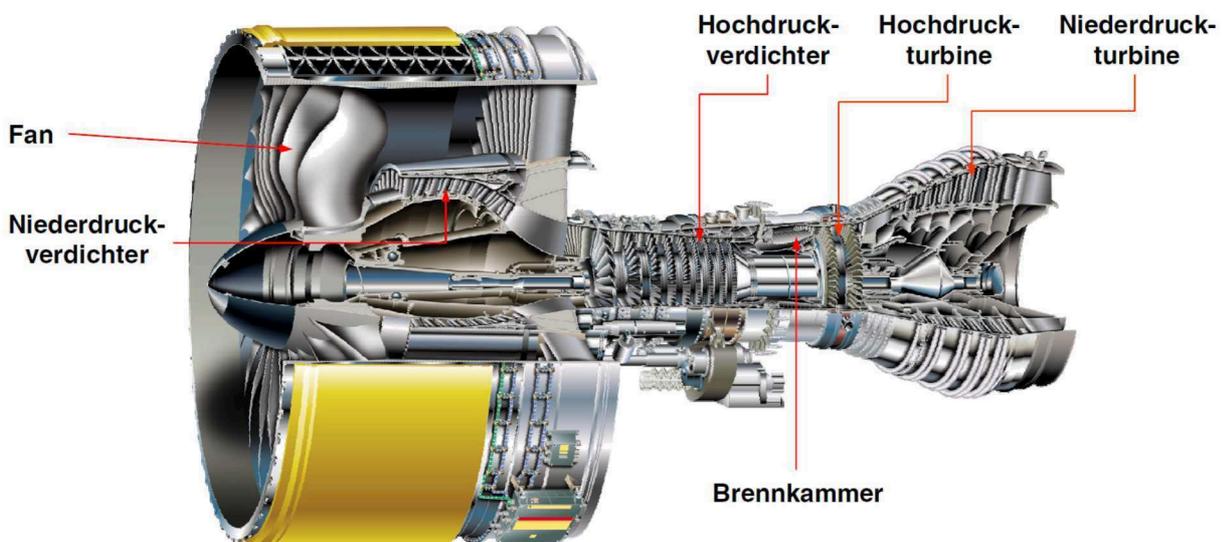
## 2.4 Flugzeugtriebwerke

Da im weiteren Verlauf dieser Arbeit auch aerodynamische Aspekte bei der Auslegung einer Turbinenschaufel betrachtet werden, wird an dieser Stelle eine kurze Einführung in das Prinzip eines Flugzeugtriebwerks gegeben.

### 2.4.1 Turbinenstrahltriebwerke

Gemäß Definition ist eine Turbine ein System, das einem Medium Energie entzieht und diese in mechanische Energie umwandelt. Bei einem Turbinenstrahltriebwerk wird die Wärmeenergie des heißen Abgasstroms aus der Brennkammer in der Turbine in Bewegungsenergie umgesetzt, die zum Antrieb einer Welle verwendet wird [37].

Heutzutage werden in der zivilen Luftfahrt hauptsächlich Zweistrom-Turbinenluftstrahltriebwerke (ZTL) eingesetzt. Diese werden üblicherweise auch als Turbofantriebwerke bezeichnet (**Abbildung 2.14**).



**Abbildung 2.14:** Zweistrom-Turbinenluftstrahltriebwerk [38].

ZTL-Triebwerke bestehen aus einem Fan, der die einströmende Luft verdichtet. Diese verdichtete Umgebungsluft teilt sich nach dem Fan in einen Haupt- und Nebenstrom. Der Hauptstrom gelangt zunächst in den Niederdruckverdichter und

wird anschließend in den Hochdruckverdichter geleitet. Im Anschluss daran gelangt die komprimierte Luft in die Brennkammer, wo sie mit eingespritztem Kerosin verbrannt wird. Durch die stattfindende Verbrennung vergrößert sich das Volumen des Abgases und wird beschleunigt. Über Hochdruck- und Niederdruckturbine wird das Abgas entspannt und durch die Schubdüse ausgestoßen [37].

Dabei besteht die Hauptaufgabe der Turbinen darin, den Verdichter und den Fan anzutreiben. Hierbei treibt die Hochdruckturbine den Hochdruckverdichter an, die Niederdruckturbine den Niederdruckverdichter und den Fan. Diese Aufteilung ist erforderlich, da sich die Turbinen den Drehzahlen der Verdichterstufen anpassen. So läuft z.B. der Niederdruckverdichter mit einer kleineren Drehzahl als der Hochdruckverdichter, hat jedoch eine größere Querschnittsfläche [37]. 75% der in der Brennkammer erzeugten Energie wird für den Antrieb der Verdichter verwendet, ein weiterer Teil dient zum Antrieb von Hilfsaggregaten wie z.B. Kraftstoffpumpen [39].

Der Nebenstrom strömt außen an den Verdichtern, der Brennkammer und den Turbinen vorbei und nach der Schubdüse wieder auf den Hauptstrom. Der Nebenstrom sorgt für den Hauptteil des Schubs eines Triebwerks. Das Verhältnis von Haupt- zu Nebenstrom wird auch als Nebenstrom- oder Bypass-Verhältnis bezeichnet. Dieses Verhältnis liegt im gegenwärtigen zivilen Luftverkehr bei 7-8, d.h. der Nebenstrom ist um das 7- 8-fache größer als der Hauptstrom. Zukünftig wird dieser auf Werte über 10 steigen [39].

### **2.4.2 Niederdruckturbine**

Turbinen haben im Prinzip folgenden Aufbau: feststehendes Leitrad oder Stator und rotierendes Laufrad oder Rotor. Diese Anordnung wird als Stufe bezeichnet. Der Stator beschleunigt das Abgas und sorgt für eine optimale Anströmung des Rotors. Vom Rotor wird die Strömung entspannt und wandelt dadurch die Bewegungsenergie in mechanische Energie zum Antrieb der Welle um [37].

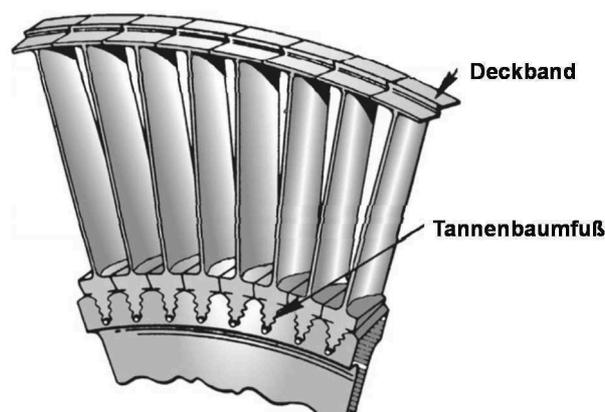
Die Entwicklung von Niederdruckturbinen zielt auf eine Steigerung des Wirkungsgrades bei gleichzeitiger Reduzierung der Stufenanzahl. Hierdurch wird eine Gewichts- und somit eine Kostenersparnis erreicht. Da gleichzeitig die Leistung der Turbine nicht sinken darf, ist eine Erhöhung der Drehzahl erforderlich.

Herkömmliche NDT haben meist eine Stufenzahl zwischen 5 und 8, eine deutliche Reduzierung auf unter 5 wird angestrebt [39].

Hier tritt jedoch eine nicht zu unterschätzende Problematik zutage. Wird die Drehzahl der Niederdruckturbinen erhöht, steigt auch die Drehzahl des Fans. Eine Steigerung ist jedoch nicht möglich, da aufgrund der angestrebten höheren Bypass-Verhältnisse die Schaufelblattlänge des Fans zunehmen muss. Gleichzeitig darf jedoch die Geschwindigkeit der Schaufelspitzen aufgrund der Aerodynamik (Verdichtungsstöße) und Lärm einen Wert von 450 m/s nicht überschreiten. Abhilfe schaffen hier sogenannte Geared Turbofan Triebwerke (GTF), bei denen die Fandrehzahl durch ein Getriebe reduziert wird [39].

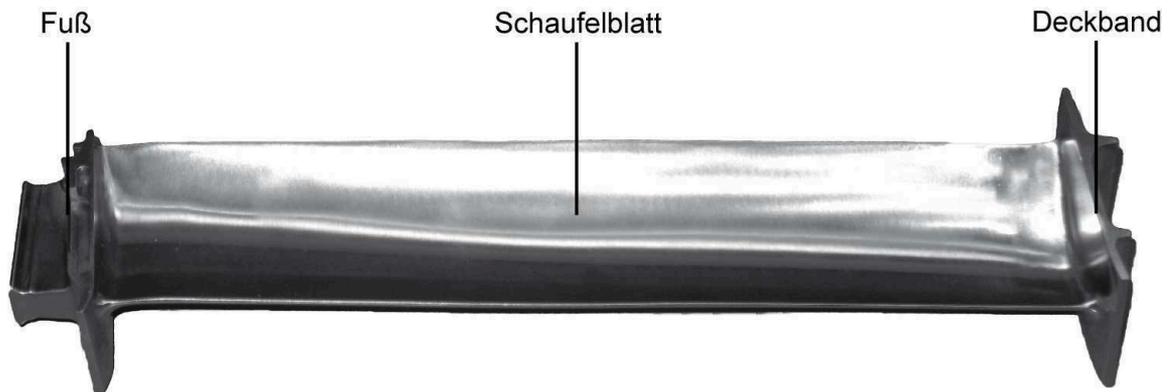
Die GTF Triebwerke besitzen den Vorteil, dass durch geringere Stufenzahlen weniger Bauteile und eine kürzere Baulänge des Triebwerks erforderlich sind und somit Gewicht und Kosten abnehmen. Weiterhin kommt es bedingt durch die schnelllaufende NDT zu geringeren Lärmemissionen. Entscheidender Nachteil sind die Kosten und das Gewicht des Getriebes [39].

Die Turbinenschaufeln werden in der Niederdruckturbinen mit sogenannten Tannenbaumfüßen (**Abbildung 2.15**) auf einer Scheibe fixiert. Diese Art der Befestigung erlaubt ein gewisses Spiel in radialer Richtung, hervorgerufen durch die entstehenden Fliehkräfte, und erzielen somit einen Dämpfungseffekt. Auf einer Scheibe befinden sich zwischen 30 und 146 Schaufeln, wobei immer auf eine gerade Anzahl geachtet werden sollte um Unwuchten zu vermeiden [39].



**Abbildung 2.15:** Turbinenscheibe mit Schaufeln

Da die Niederdruckturbinenschaufeln in den letzten Stufen der NDT bis zu 320mm Länge erreichen können, treten Schwingungsprobleme auf. Dieses Problem wird durch die Anbringung eines sogenannten Deckbandes (**Abbildung 2.16**) gelöst. Hierdurch entsteht ein Ring um die Turbinenschaufelung [39].



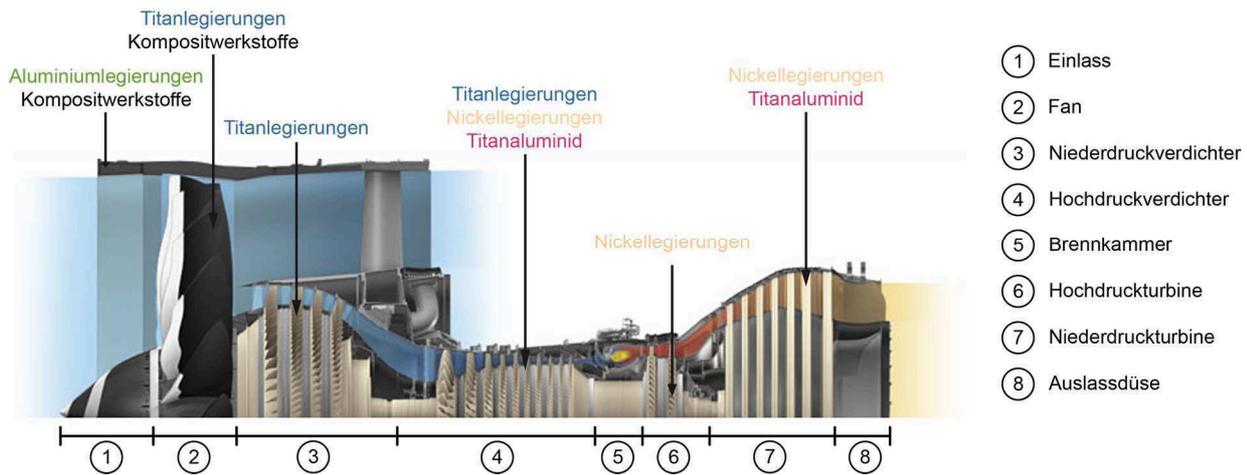
**Abbildung 2.16:** Aufbau einer Niederdruckturbinenschaufel [40]

Während des normalen Betriebszustandes treten an Turbinenschaufeln folgende Belastungen auf [39]:

- Zentrifugale Zugkräfte (abhängig von der Umfangsgeschwindigkeit)
- Biegespannungen (infolge von aerodynamischen Kräften)
- Thermische Spannungen (aufgrund der Temperaturverteilung im Rotor)

### 2.4.3 Einsatz von $\gamma$ -TiAl-Legierungen im Flugzeugbau

Trotz der bereits zuvor erwähnten Einschränkungen bietet sich  $\gamma$ -TiAl-Legierungen ein vielversprechendes Einsatzpotential in Flugzeugtriebwerken [18, 19, 22]. **Abbildung 2.17** zeigt eine schematische Übersicht über die in herkömmlichen Triebwerken eingesetzten Materialien und zeigt potentielle Einsatzgebiete von Bauteilen aus  $\gamma$ -TiAl [11, 41–44].



**Abbildung 2.17:** GEnx-1B Triebwerk mit Bereichskennzeichnung [11, 41–45]

Aufgrund der geringen Dichte kombiniert mit einer guten Kriechfestigkeit liegt ein Haupteinsatzgebiet von  $\gamma$ -TiAl-Legierungen im Ersatz von schweren Ni-Basislegierungen im Temperaturbereich zwischen 600 – 800°C. Dabei können sie sowohl als Hochdruckverdichter- und Niederdruckturbinenschaufel eingesetzt werden [13, 22]. Dabei wird zum einen eine unmittelbare Verringerung des Gewichts von bis zu 50% erreicht, zum anderen werden durch geringere Fliehkräfte die die Schaufeln aufnehmenden Scheiben weniger beansprucht und können somit ebenso im Gewicht reduziert werden [18]. Hierdurch bedingt werden Emissionen verringert und der Wirkungsgrad gesteigert [18, 19, 22]. In diesem Kontext präsentierte GE das in Abbildung 2.16 gezeigte GEnx-1B Triebwerk, in dem die beiden letzten Stufen der Niederdruckturbine mit Schaufeln aus  $\gamma$ -TiAl bestückt sind [22].

Bedingt durch die größere spezifische Steifigkeit im Vergleich zu konventionell eingesetzten Hochtemperaturwerkstoffen weisen Strukturkomponenten aus  $\gamma$ -TiAl einen höheren Widerstand gegen Beulen und Knicken auf. Weiterhin wird die Eigenschwingungsfrequenz erhöht, was zur Lärmreduktion am Düsenauslass führt [13, 22].

Durch ihre hohe Beständigkeit gegen Titanfeuer eignen sich  $\gamma$ -TiAl-Legierungen auch dazu, eigens entwickelte, schwerere feuerbeständige Titan-Legierungen zu ersetzen [13, 22]. Weitere Einsatzgebiete sind Turbinenleitschaufeln, Komponenten für Auslassdüsen sowie das Brennkammergehäuse [13, 46–48].

### 3. Aerodynamische und strukturmechanische Auslegung einer Turbinenschaufel (DLR)

Das vorliegende Kapitel beschreibt die Arbeiten seitens des DLR zu den Themengebieten Werkstoffcharakterisierung, aerodynamischer und strukturmechanischer Auslegung sowie der Implementierung der Tools auf einer Softwareplattform. Wie in der Einleitung beschrieben, stehen die Arbeiten des DLR in enger Wechselwirkung mit den eigenen Arbeiten in den Folgekapiteln und die Ergebnisse und Daten werden dort benötigt und verwendet.

#### 3.1 Charakterisierung des Werkstoffs

Bei der Umsetzung einer automatisierten Auslegungskette für NDT-Schaufeln ist die Kenntnis der mechanischen Eigenschaften des Werkstoffs von großer Bedeutung. Die hier durchgeführten Untersuchungen beziehen sich auf die  $\gamma$ -TiAl Legierung GE 48-2-2.

Die erforderlichen Prüfkörper wurden im Rahmen der Arbeit im Feingussverfahren hergestellt, wärmebehandelt (HIP), bearbeitet und beim Projektpartner DLR-Institut für Werkstoff-Forschung (WF) charakterisiert. Insgesamt wurden mehr als 170 Proben geprüft, sodass eine ausreichend große Statistik vorlag. **Abbildung 3.1** zeigt einen typischen Wachscluster mit Probestäben für den Einsatz im Schleuderguss. Die einzelnen Stäbe haben eine Abmessung von Durchmesser 16x215mm, so dass üblicherweise aus einem Probestab 2 gängige Probekörper gefertigt werden können.



**Abbildung 3.1:** Wachsmodell eines Probekörper-Clusters

### 3.1.1 Mechanische Charakterisierung

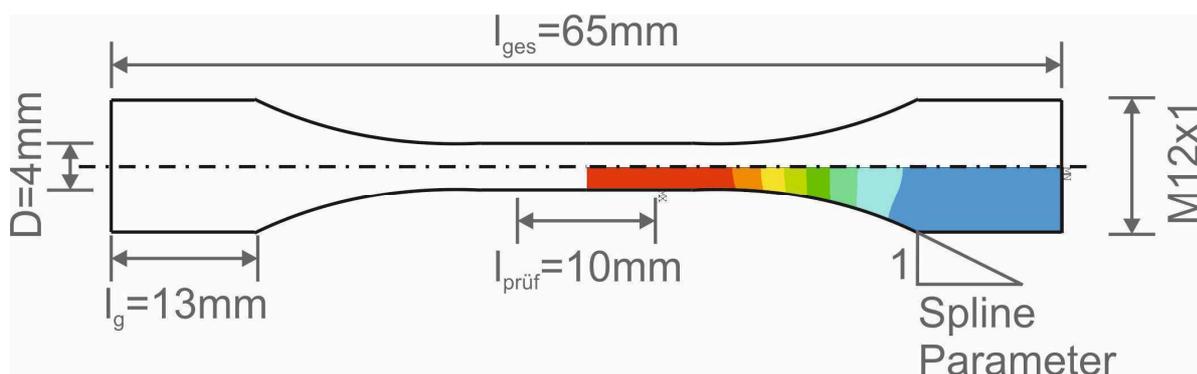
#### 3.1.1.1 Statische Zugversuche

Zur Durchführung der statischen Zug- und späteren Ermüdungsversuche wurde zunächst das erforderliche Probendesign festgelegt (**Tabelle 3.1**).

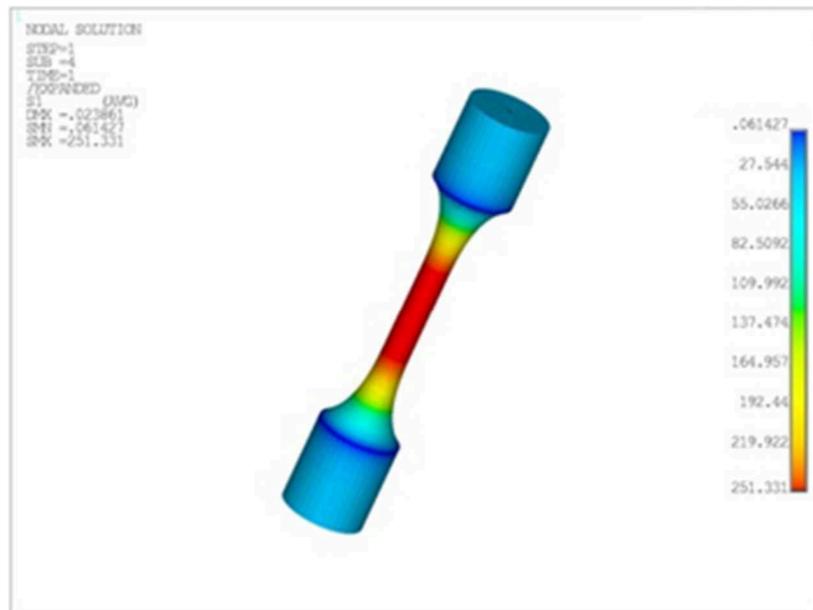
**Tabelle 3.1:** Übersicht über die verwendeten Probengeometrien

Durchmesser D [mm]	Gesamtlänge $l_{ges}$ [mm]	Gewindelänge $l_g$ [mm]	Prüflänge $l_{prüf}$ [mm]	Prüfvolumen $V_{prüf}$ [mm <sup>3</sup> ]	Gewinde G
2	55	13	8	31	M8x1
4	65	13	10	125	M12x1
6	81	16	15	424	M16x1

Die **Abbildungen 3.2 und 3.3** zeigen exemplarisch das Design einer Zugprobe mit einem Prüfdurchmesser von 4mm. Hierbei ist der Querschnittsübergang bezüglich einer minimalen Spannungsüberhöhung optimiert. Die rot dargestellten Gebiete zeigen die Bereiche mit der höchsten Spannung.



**Abbildung 3.2:** Charakteristisches Probendesign



**Abbildung 3.3:** Aus Abb. 3.2 erzeugtes 3D-Modell

Zugversuche dienen der Bestimmung von Festigkeits- und Verformungskennwerten eines Werkstoffes. Diese Kennwerte sind für den Ingenieur nicht nur zur Dimensionierung von Bauteilen sondern auch zur Qualitätskontrolle in der Fertigung und zur Schadensanalyse von Interesse. Außerdem kann aus den Kennwerten des Zugversuchs auf die Verarbeitungsmöglichkeiten eines Werkstoffes geschlossen werden [50].

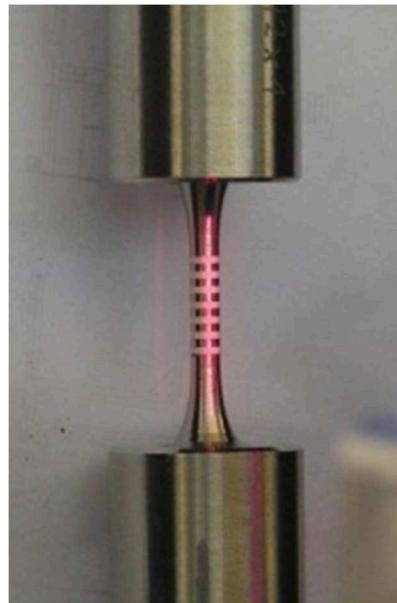
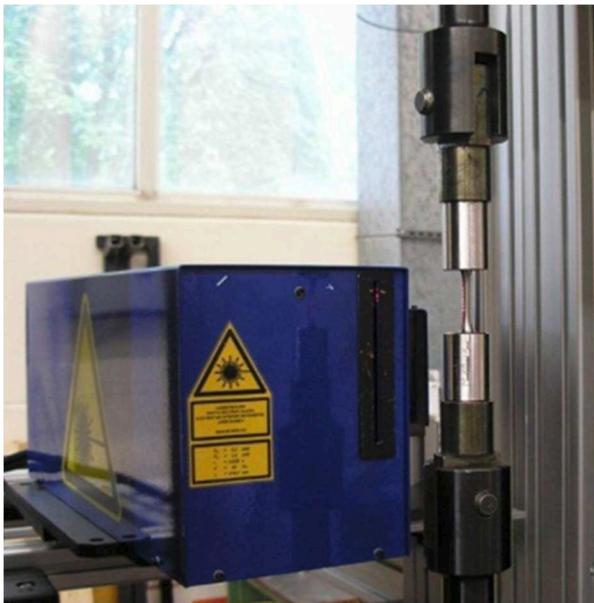
Im Zugversuch wird bestimmt, wie sich ein polierter Prüfkörper (**Abbildung 3.4**) eines Werkstoffes mit einer Prüflänge  $l_{\text{prüf}}$  und dem Durchmesser  $D$  unter einachsiger, momentfreier, kontinuierlich ansteigender Zugbeanspruchung verhält. Die Probe wird zwischen dem Sockel und dem beweglichen Querhaupt (Traverse) einer Zugprüfmaschine eingespannt und mit konstanter Geschwindigkeit bis zum Bruch verformt [50].

Die sich einstellende Zugkraft  $F$  wird in Abhängigkeit von der Probenverlängerung  $\Delta L$  gemessen und in einem Kraft-Verlängerungs-Diagramm aufgetragen.



**Abbildung 3.4:** Polierter Prüfkörper zur Durchführung von Zugversuchen [40]

Die entsprechenden Zugversuche wurden bei DLR-WF auf einer Instron Spindelprüfmaschine (**Abbildung 3.5**) mit einer Zugkraft von 100kN (skaliert auf 30kN) durchgeführt, zur Messung der Dehnung kam ein Laserextensometer der Firma Fiedler zum Einsatz.

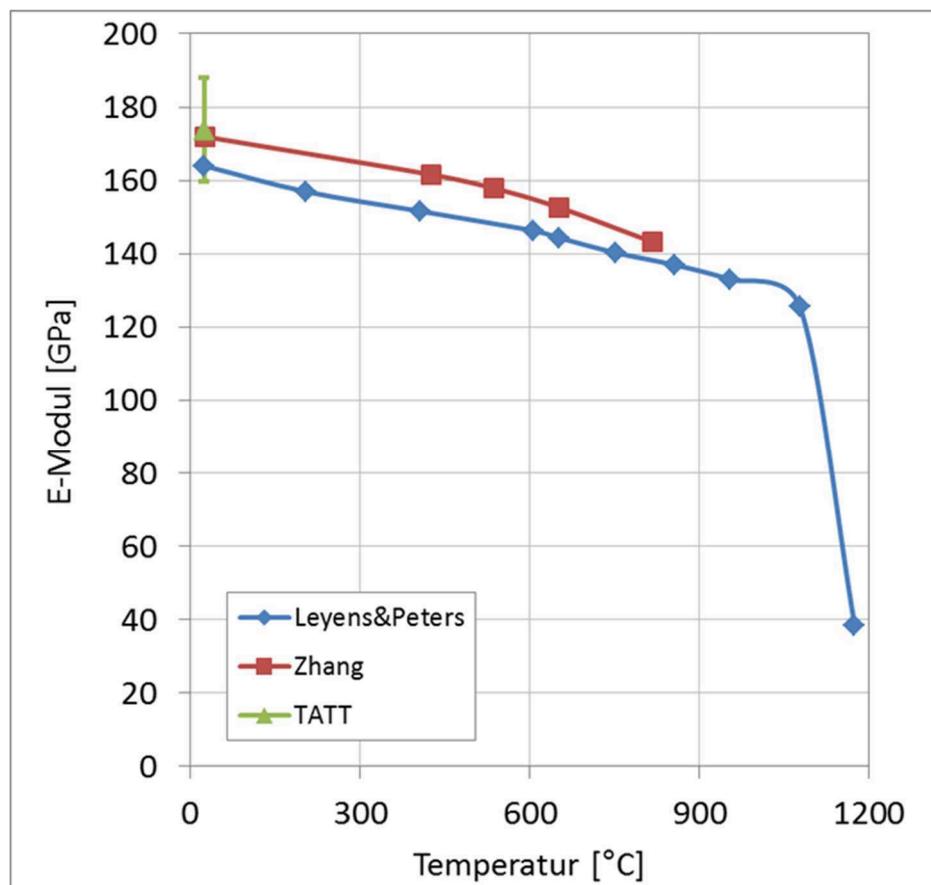


**Abbildung 3.5:** Versuchsaufbau bei DLR-WF

Zunächst wurden Versuche mit zusätzlichen Entlastungsegmenten zur Bestimmung des Elastizitätsmoduls (E-Modul) durchgeführt.

Der E-Modul  $E$  entspricht der Steigung der Geraden im elastischen Bereich des Spannungs-Dehnungs-Diagramms und ist ein Maß für die Steifigkeit des Werkstoffs, also ein Maß für den Widerstand gegen reversible Verformung [50].

Hierbei wurde ein E-Modul von  $174 \pm 14$  GPa gemessen. Dies entspricht den in der einschlägigen Literatur ermittelten Werten [51]. **Abbildung 3.6** zeigt die entsprechenden Ergebnisse.

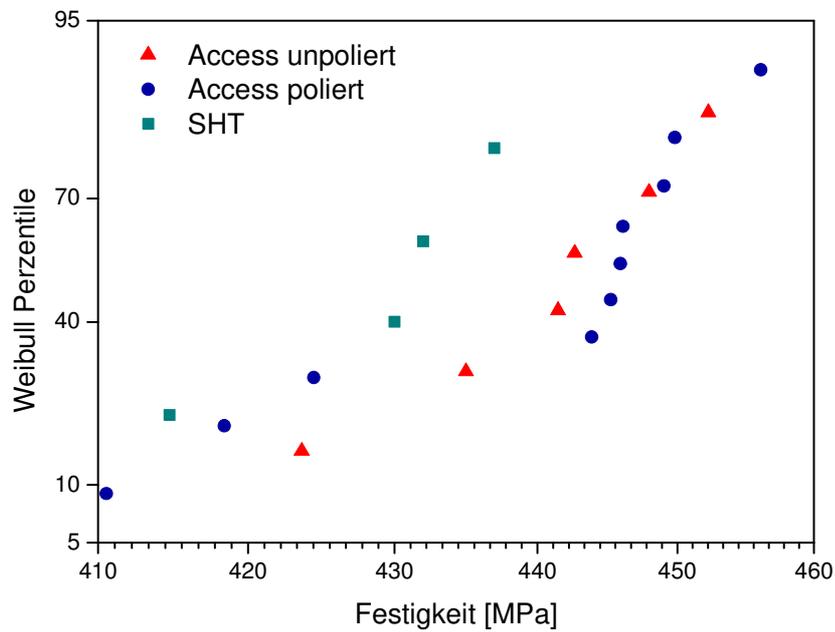


**Abbildung 3.6:** Bestimmung des Elastizitäts-Moduls [51]

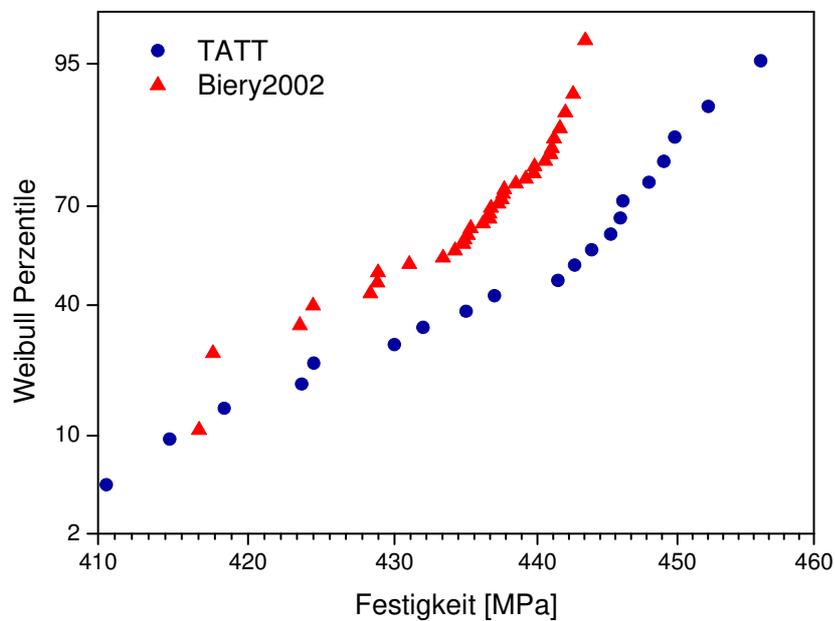
Die Ergebnisse der durchgeführten Zugversuche werden exemplarisch an Proben mit einem Prüfdurchmesser von 4mm dargestellt.

Bei der Versuchsdurchführung wurden sowohl polierte als auch unpolierte Probekörper verwendet. Anhand einer Weibullanalyse zeigt sich jedoch kein Einfluss auf die Festigkeit (**Abbildung 3.7**). Die erzielten Ergebnisse im Bereich von

$R_m = 437 \pm 13$  MPa zeigt **Abbildung 3.8**. Auch hier zeigt sich eine gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen in der Literatur.

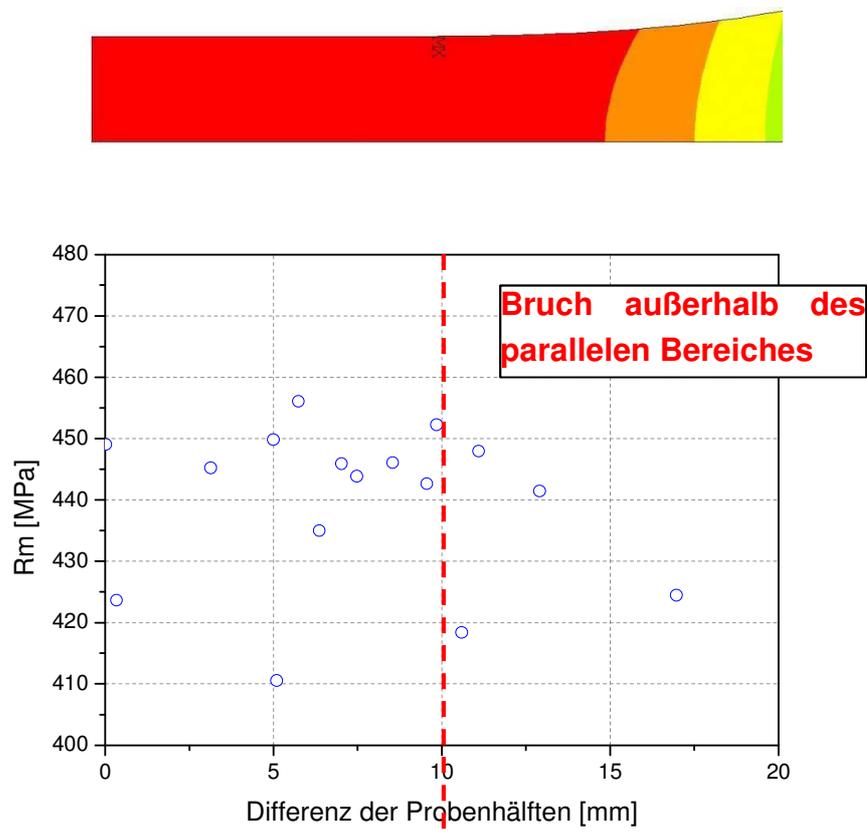


**Abbildung 3.7:** Einfluss der Probenbearbeitung



**Abbildung 3.8:** Ergebnisse der Zugversuche im Vergleich zur Literatur

Im Anschluss an die Zugversuche wurden die Probenhälften beim DLR-WF nach Bruch vermessen. Hierbei zeigte sich, dass die Proben hauptsächlich innerhalb des parallelen Bereichs gebrochen sind, es traten keine Bruchkonzentrationen am Übergang auf. Außerhalb des parallelen Bereichs zeigt sich kein signifikanter Festigkeitsunterschied (**Abbildung 3.9**).



**Abbildung 3.9:** Vermessung der Probenhälften nach Bruch

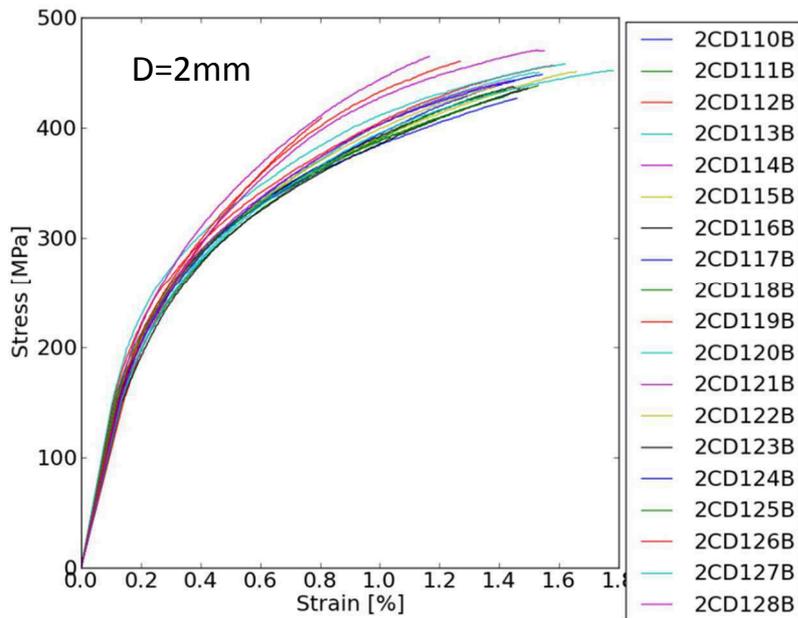
Weiterhin wurde aus den Zugversuchen die Dehngrenze des Werkstoffs ermittelt.

**Tabelle 3.2** zeigt die ermittelten Werte.

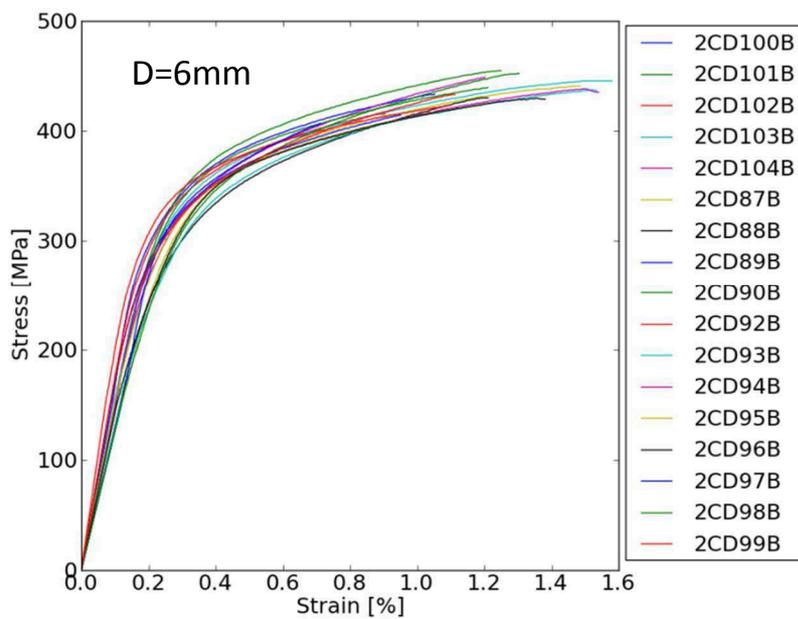
**Tabelle 3.2:** Im Zugversuch ermittelte Werkstoffkennwerte

Durchmesser [mm]	Dehngrenze [MPa]	Festigkeit [MPa]	Bruchdehnung [%]
2	303 ± 12	444 ± 14	1,5
4	357 ± 16	437 ± 13	1,3
6	366 ± 10	432 ± 14	1,2

Die entsprechenden Spannungs-Dehnungs-Diagramme für  $D=2\text{mm}$  und  $D=6\text{mm}$  zeigen die **Abbildungen 3.10** und **3.11**.



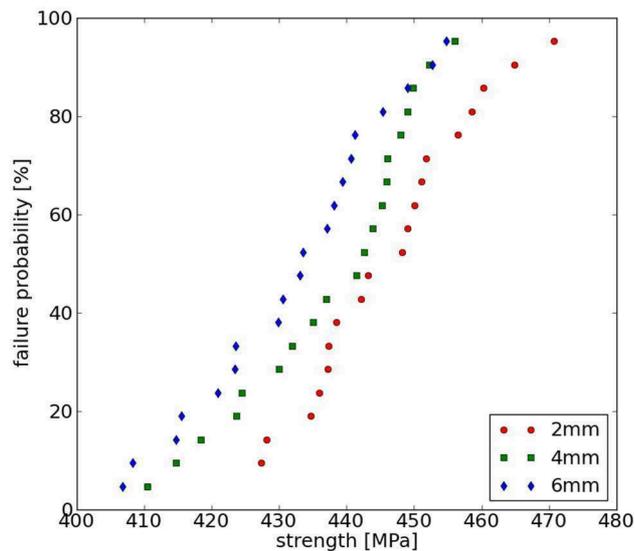
**Abbildung 3.10:** Dehngrenze für Proben mit Durchmesser 2mm



**Abbildung 3.11:** Dehngrenze für Proben mit Durchmesser 6mm

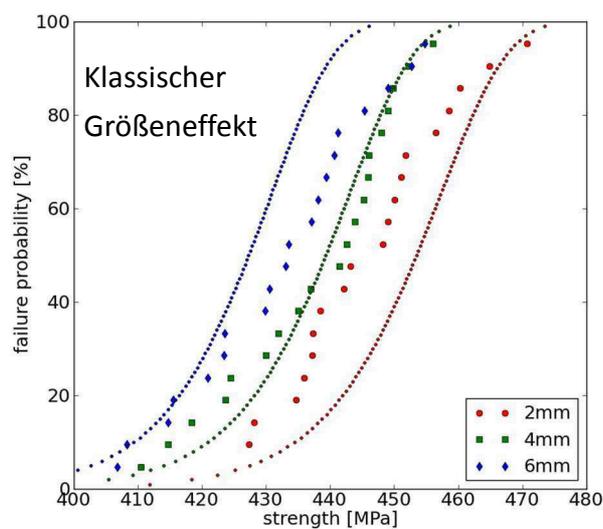
Bei klassischen Zugversuchen von spröden Materialien, wie z.B. Keramiken oder TiAl, zeigt sich ein sogenannter Größeneffekt der Festigkeit, d.h. dass die Probengeometrie die Festigkeit beeinflusst.

Bei den im Rahmen des Projektes durchgeführten Versuchen zeigte sich dieser Effekt jedoch nur in verringertem Ausmaß, je nach Probendesign bis zu 4% (**Abbildung 3.12**).



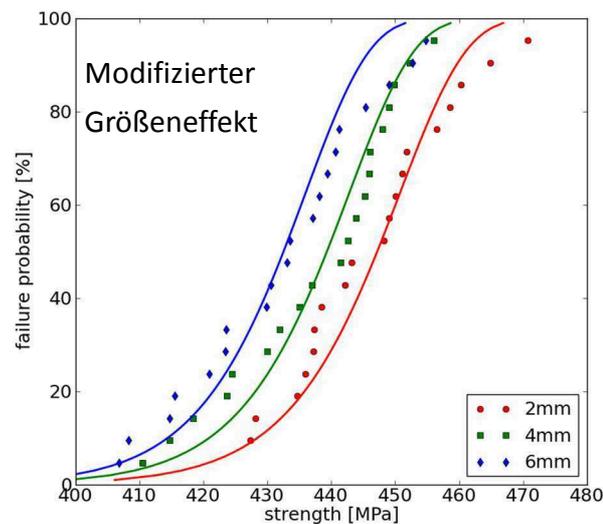
**Abbildung 3.12:** Größeneffekt der Festigkeit

Klassischerweise stellt sich der Größeneffekt der Festigkeit wie in **Abbildung 3.13** dar. Hier ist der Einfluss der Probengeometrie auf die Festigkeit klar zu erkennen.



**Abbildung 3.13:** Klassischer Größeneffekt bei Zugproben

Um jedoch die erzielten Ergebnisse für die automatisierte Auslegungskette für NDT-Schaufeln nutzen zu können, mussten diese angepasst werden. Hierzu wurde ein Skalierungsfaktor eingeführt, der von einachsigen Spannungszuständen sowie von konstanten Spannungen ausgeht [52]. Dieser Skalierungsfaktor liegt zwischen 0 und 1, wobei beim Faktor 0 kein Größeneffekt vorliegt. Bei einem Faktor von 1 zeigt sich ein ähnlicher Effekt wie bei spröden Werkstoffen. Im vorliegenden Fall einachsiger Zugversuche liegt dieser Wert bei 0,56. Diesen modifizierten Größeneffekt zeigt **Abbildung 3.14**.



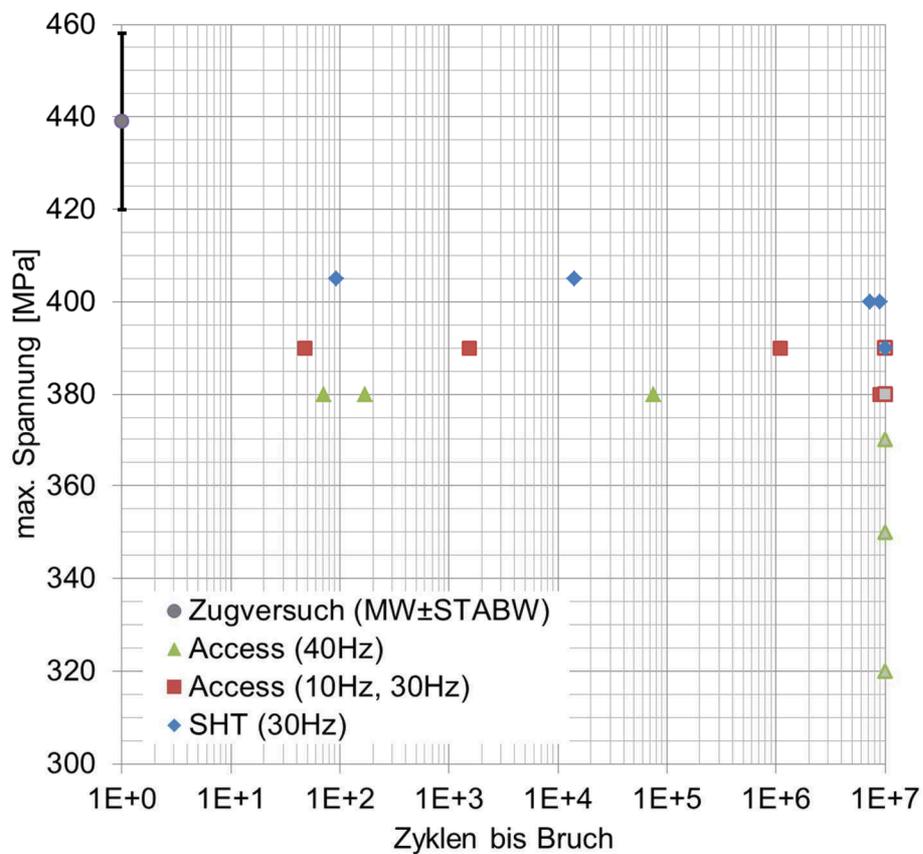
**Abbildung 3.14:** Modifizierter Größeneffekt nach Curtin [52]

Mit diesen Anpassungen war es möglich, die Ergebnisse der Zugversuche in das Auslegungstool HYPRA (**HY**brid **PR**obabilistic **A**nalysis), ein speziell für das TATT-Projekt programmiertes Tool zur Zuverlässigkeitsbewertung, zu implementieren.

### 3.1.1.2 Ermüdungsversuche

Ermüdungsversuche sind eine Methode zur Bestimmung des Verhaltens von Materialien, die wechselnden Kräften ausgesetzt sind. Eine spezifizierte mittlere Kraft (die auch Null sein darf) und eine dazu im Wechsel stehende Kraft wirken auf die Probe. Die Anzahl der Lastwechsel, die erforderlich sind, um einen Bruch zu verursachen, (Ermüdungsfestigkeit), werden aufgezeichnet. Im Allgemeinen wird

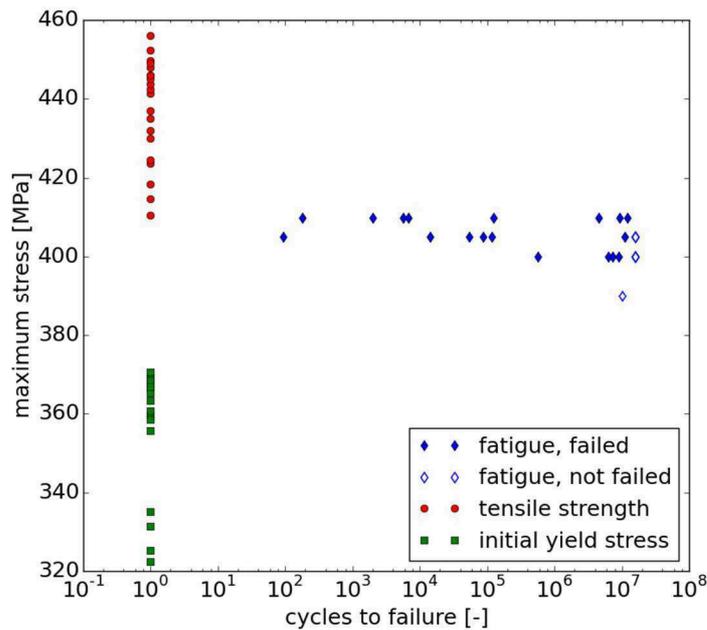
die Prüfung mit identischen Proben und verschiedenen Lastwechseln wiederholt. Kräfte können als Axial-, Torsions- oder als Biegekräfte wirken. Je nach Amplitude der mittleren und zyklischen Last kann die Nettospannung in der Probe während des Belastungszyklus in Kraftrichtung sein oder zur umgekehrten Richtung wechseln. Daten aus Ermüdungsprüfungen werden häufig als Spannungs-Lastwechseldiagramme dargestellt. Dabei wird die Anzahl der Zyklen, die zum Probenbruch erforderlich waren, gegen die Amplitude der zyklischen Spannungen aufgetragen. Die zyklische Spannung kann eine Spannungsamplitude, die maximale Spannung oder die minimale Spannung darstellen. Jede Kurve im Diagramm stellt eine konstante mittlere Spannung dar. Die meisten Ermüdungsversuche werden auf Biege-, Umlaufbiege- oder Schwingungsprüfmaschinen ausgeführt [53, 54]. Beim Institut für Werkstoff-Forschung wurden diese Versuche mit polierten Proben (teilweise vom Systemhaus Technik DLR Köln bearbeitet) mit einem Durchmesser von  $D=4\text{mm}$  durchgeführt. Zum Einsatz kam eine servohydraulische Prüfmaschine mit einer Frequenz  $< 40\text{Hz}$ . Die Ergebnisse der Ermüdungsversuche zeigt **Abbildung 3.15**.



**Abbildung 3.15:** Ermüdungsversuche im Vergleich zum Zugversuch

Im Ergebnis zeigt sich ein sehr schmaler Ermüdungsbereich. Dies ist zum einen sehr gut, da der Bereich knapp unterhalb der Festigkeit liegt. Andererseits schlecht, da die Streuung aufgrund der Kerbempfindlichkeit der Proben sehr hoch ist.

Aus diesem Grund wurden mit neuen Proben und einer verbesserten Versuchsdurchführung weitere Versuche durchgeführt. **Abbildung 3.16** zeigt, dass sich ähnliche Ergebnisse einstellen, jedoch mit einer Verschiebung in Richtung der Festigkeit.



**Abbildung 3.16:** Schmalen Ermüdungsbereich nahe der Festigkeit

Auf Basis dieser Ergebnisse wurde die Ausfallwahrscheinlichkeit für eine definierte Zykluszahl abgeschätzt. Eine bruchmechanische Charakterisierung war aus diesem Grund nicht mehr erforderlich. Die **Abbildungen 3.17** und **3.18** zeigen diese Abschätzung.

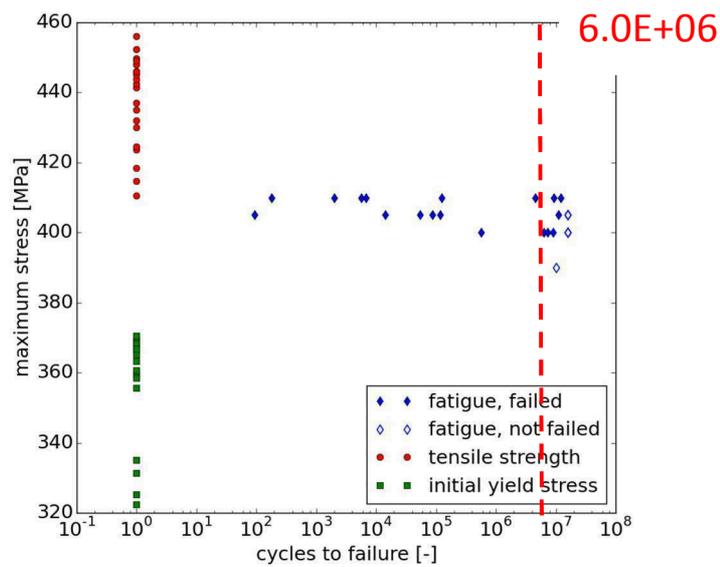


Abbildung 3.17: Definition der Zyklenzahl

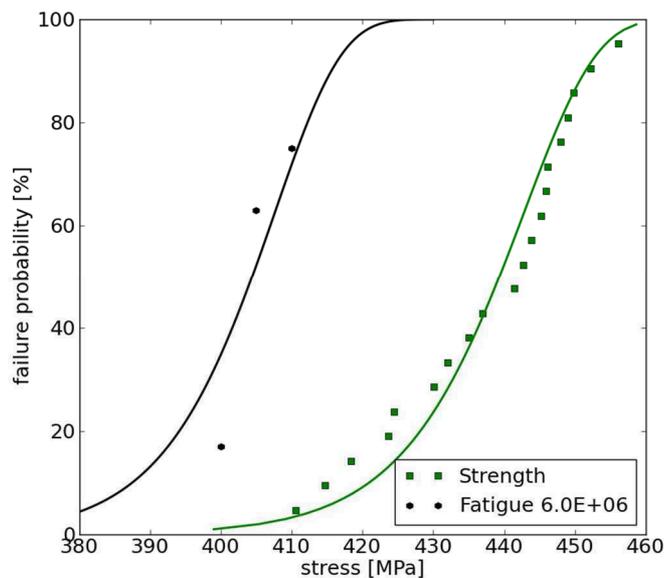


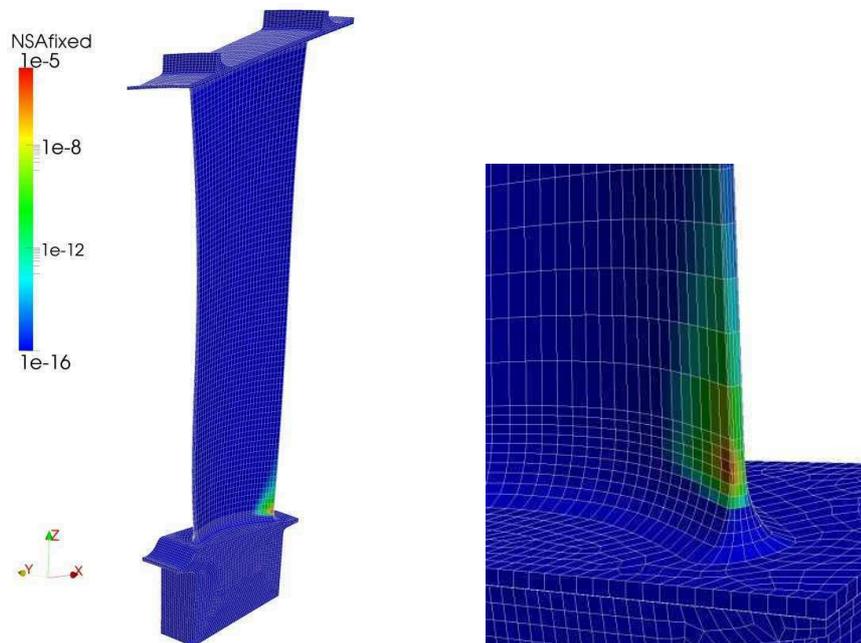
Abbildung 3.18: Ausfallwahrscheinlichkeit der untersuchten Proben

### 3.1.2 Werkstoff- und Lebensdauermodelle

In diesem Kapitel wird nur kurz auf die Werkstoff- und Lebensdauermodelle eingegangen, da es hier vornehmlich um simulationstechnische Aspekte geht. Wie schon in **Kapitel 3.1.1.1.** beschrieben, werden die erarbeiteten Kennwerte zur

Zuverlässigkeitsbewertung in das Programm **HYPRA** integriert. Dieses ermöglicht eine elementbasierte Auswertung und eine Sprödbruch Analyse auf Basis der Weakest-Link-Theorie. Auch werden erweiterte Versagenskriterien mit variablem Größeneffekt (siehe **Kapitel 3.1.1.1**) eingeführt. Weiterhin wird die Auslegung an das Programm PERMAS (**P**owerful **E**fficient **R**eliable **M**echanical **A**nalysis **S**ystem), ein allgemein einsetzbares Softwaresystem für die Lösung komplexer Berechnungsaufgaben mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode (FEM) und für die Optimierung der so berechneten Strukturen und Modelle, gekoppelt, das beim Projektpartner DLR-Institut für Bauweisen und Strukturtechnologie (BT) zur strukturmechanischen Auslegung verwendet wird (**siehe Kapitel 3.3**). **Abbildung 3.19** zeigt einen ersten Eindruck einer strukturmechanischen Berechnung der TATT-Schaufel.

Deutlich ist zu erkennen, dass die größten Spannungen an der Eintrittskante am Übergang vom Fuß zum Blatt auftreten. Dieses Ergebnis reproduziert die bisherigen Erkenntnisse aus der einschlägigen Literatur.



**Abbildung 3.19:** Strukturmechanische Berechnung TATT-Schaufel

### 3.1.3 Bewertung der Ergebnisse zur mechanischen Charakterisierung

Es war eine eingehende Charakterisierung im Rahmen dieser Arbeit erforderlich, nicht zuletzt deshalb, weil die in der Literatur verfügbaren Daten zum Werkstoff TiAl zum Teil eine große Streuung aufwiesen.

Die im Rahmen dieser Arbeit von Access hergestellten und bei DLR-WF untersuchten Probekörper lieferten gute Ergebnisse. So konnten die durchgeführten Zugversuche die in der Literatur vorhandenen Ergebnisse bestätigen und somit eine verlässliche Grundlage für die Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit bieten. Insbesondere die durchgeführten Ermüdungsversuche lieferten gute Erkenntnisse in Bezug auf das Versagen des Werkstoffs unter wechselnder Belastung und liefern im Rahmen des Auslegungstools verlässliche Aussagen bzgl. der Lebenserwartung des Bauteils.

## 3.2 Aerodynamische Auslegung eines Schaufeldesigns

In diesem Kapitel werden Arbeiten, die beim Projektpartners DLR-Institut für Antriebstechnik, Abteilung Turbine (AT) durchgeführt wurden, beschrieben. Diese Arbeiten sind sehr eng mit dem Hauptteil dieser Arbeit, Gießsimulation und Gießversuche (siehe folgendes Kapitel) verknüpft, u.a. aufgrund der Tatsache, dass die in **Kapitel 4.2.** ermittelten geometrischen Grenzen für den Guss in die aerodynamische Auslegung einfließen.

### 3.2.1 Aerodynamische Optimierung

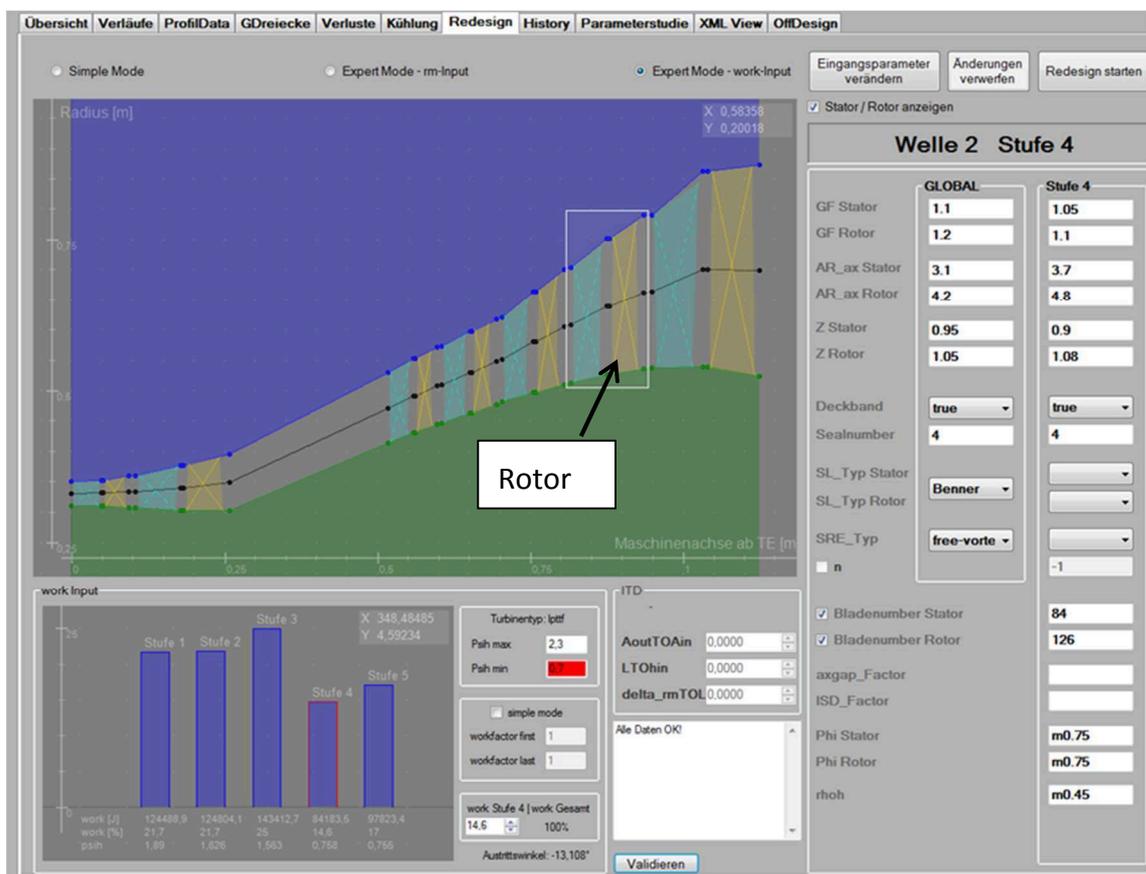
Um von bestehenden OEM Designs von NDT-Schaufeln unabhängig zu bleiben (schon aus Gründen evtl. erforderlicher Genehmigungen), wurde im Rahmen dieser Arbeit eine komplett neue NDT-Schaufel ausgelegt. Der Vorauslegungsprozess einer Turbinenstufe, der mit dem Programm PrEDiCT (**P**erformance **P**rediction and **E**arly **D**esign **C**ode for axial **T**urbines) von DLR-AT berechnet wird, gliedert sich in 3 verschiedene Schritte.

Zunächst erfolgt die 1-dimensionale Auslegung. Hierzu werden zunächst einige grundlegende Vorgaben gemacht:

- Anzahl der Wellen
- Massendurchsatz und Drehzahl

- Eintrittsradius Hochdruckturbinen
- Nebenstromverhältnis
- Leistungsabgaben
- Anzahl der Stufen und
- Vorhandensein von Deckbändern

Alle Vorgaben orientieren sich dabei an großen 2-welligen Triebwerken mit einem Nebenstromverhältnis von ca. 10. Das Ergebnis dieser Auslegung zeigt **Abbildung 3.20**. Im weiteren Verlauf ist die in **Abbildung 3.20** markierte 4. Stufe der Niederdruckturbinen Gegenstand des Auslegungsprozesses [8].



**Abbildung 3.20:** 1D-Auslegung einer Turbinenstufe [8]

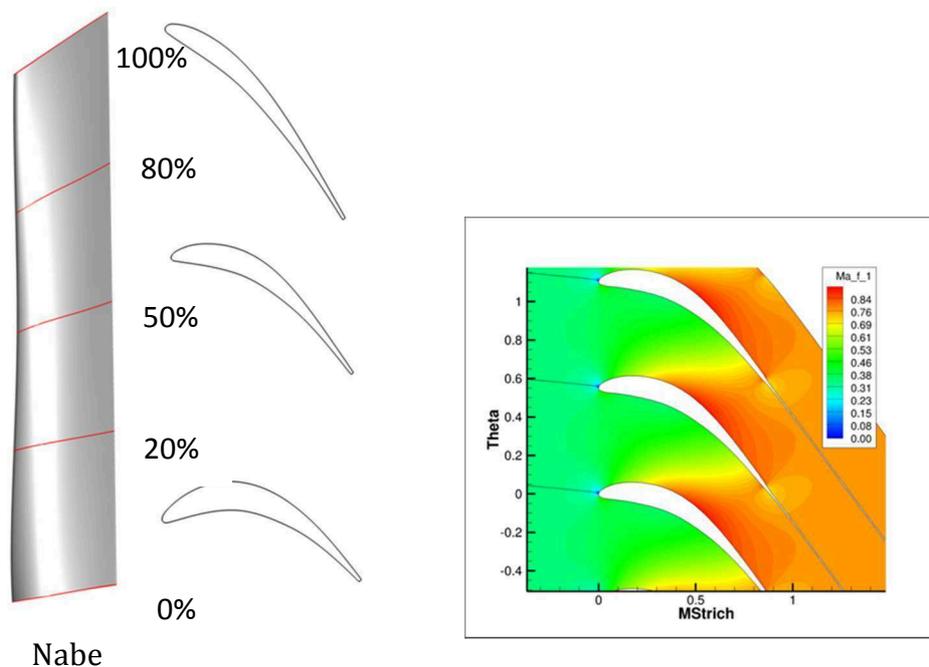
Eine Übersicht der ermittelten Kennwerte zeigt **Tabelle 3.3**.

**Tabelle 3.3:** Kennwerte am Eintritt der berechneten Turbine

Hochdruckwelle	Niederdruckwelle
Leistung = 26 MW	Leistung = 35 MW
RPM = 12.000	RPM = 5.000
Spin = +1	Spin = -1
Temperatur = 1690 K	T_Kühlluft = 550 K
T_Kühlluft = 760 K	
Massenstrom = 60 kg/s	
Machzahl = 0,25	
Totaldruck = 15 bar	
Kraftstoff = 0,9 kg/s	
Radius_Eintritt = 0,33 m	

Die unterschiedlichen Vorzeichen beim Spin kennzeichnen die Gegenläufigkeit der Wellen.

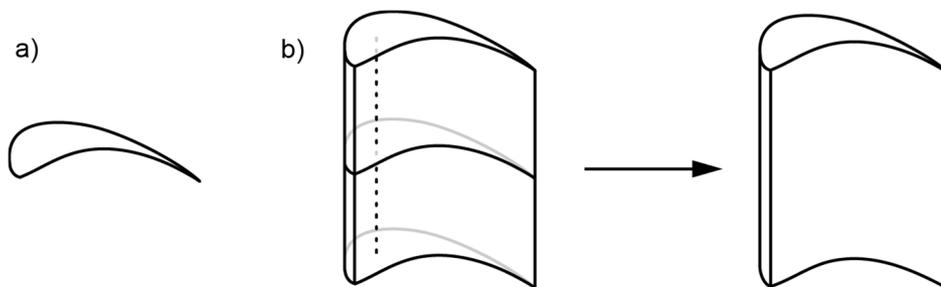
Im nächsten Schritt erfolgt die 2-dimensionale Auslegung. Hierbei werden die Stator- und Rotorschaufeln der 4. Stufe der Niederdruckturbinen in verschiedenen Schaufelhöhenschnitten profiliert (**Abbildung 3.21**). Beim Stator sind dies 3 Schnitte bei 0, 50 und 100%, beim Rotor 5 Schnitte bei 0, 20, 50, 80 und 100%, jeweils gemessen von der Nabe [8].



**Abbildung 3.21:** Profilerung der Schaufelschnitte beim Rotor [8]

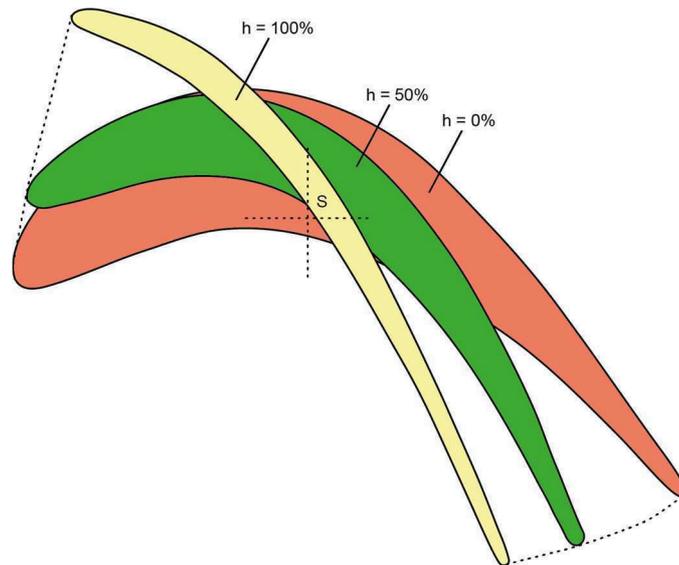
Im folgenden Schritt werden die 2D Profile zu 3D Schaufeln aufgefädelt. In der Regel existieren bei der Auslegung eines Schaufelprofils von NDT-Schaufeln keine standardisierten Profile. Jeder OEM adaptiert die Gestaltung der Schaufelprofile an seinen spezifischen Anwendungsfall. Die resultierende Geometrie wird daraufhin durch Berechnungsverfahren an die aerodynamischen Randbedingungen angepasst und strukturmechanisch überprüft [8, 55].

**Abbildung 3.22a** zeigt prinzipiell den Profilquerschnitt einer NDT-Schaufel. Zu Beginn der Entwicklung von Beschaukelungen wurden ausschließlich zylindrische Schaufelblätter verwendet, die aus lediglich einem Profilquerschnitt bestanden. Diese wurden wie in **Abbildung 3.23b** dargestellt entlang des Schwerpunktes aufgefädelt [55].



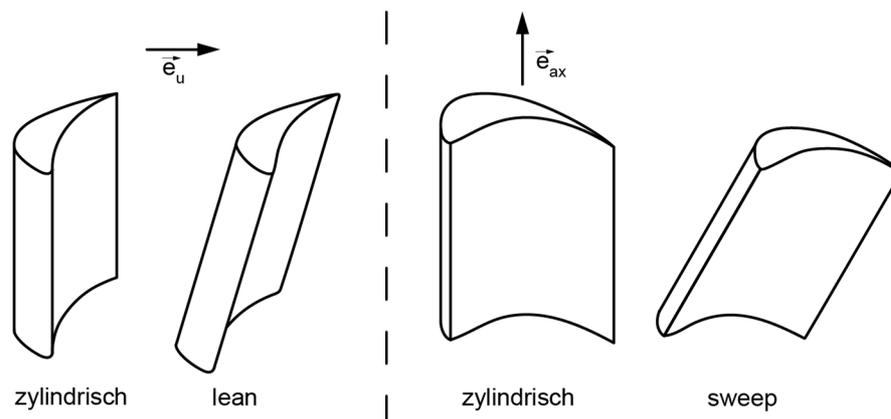
**Abbildung 3.22:** Zylindrische Auffädung der Profilschnitte [55]

Bedingt durch die steigende Umfangsgeschwindigkeit ändert sich jedoch die Anströmrichtung über die Schaufellänge, ergeben sich in Radialrichtung verwundene Schaufeln. Parallel dazu unterscheiden sich die Profilformen zwischen Naben- ( $h = 0\%$ ) und Außenschnitt ( $h = 100\%$ ) signifikant voneinander, um die Leistungsabgabe entlang der Schaufel konstant zu halten [39, 55]. Die sich hieraus ergebenden Änderungen des Profilverlaufes in Abhängigkeit von der Schaufellänge zeigt **Abbildung 3.23**.



**Abbildung 3.23:** Verdrehung der Profilschnitte für optimale Anströmung [55]

Seit den 70er Jahren des letzten Jahrhunderts werden die Profilschnitte nicht mehr nur senkrecht zur Nabe und Gehäuse, sondern auch unter unterschiedlichen Winkeln angeordnet. Werden die Schnitte einer um einen Winkel in Umfangsrichtung geneigten Fädellinie gefädelt, wird dies als „lean“ bezeichnet. Bei einer Auffädung in Axialrichtung spricht man von „sweep“. In **Abbildung 3.24** sind diese Gestaltungsformen dargestellt [55].



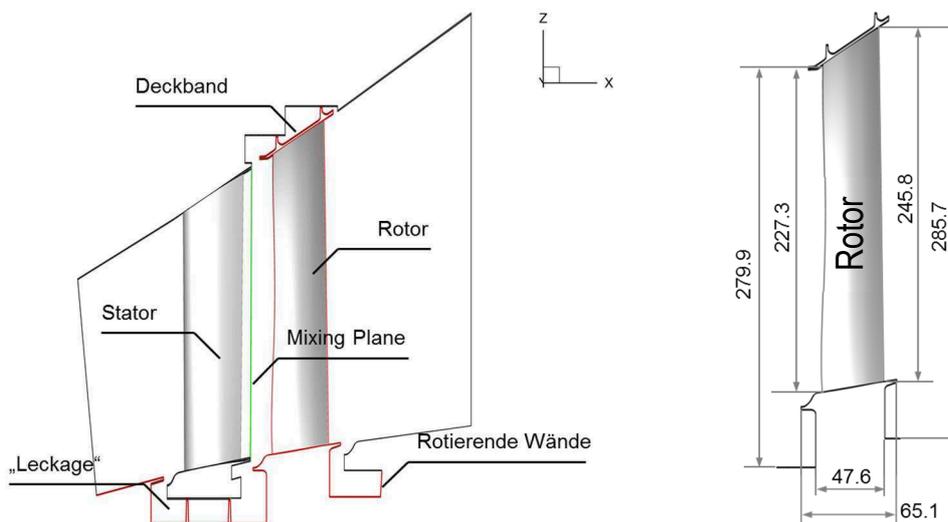
**Abbildung 3.24:** Prinzipielle Darstellung der Gestaltungsmöglichkeiten [55]

Nach der erfolgten Auffädung der 2D Profile zu 3D Schaufeln werden diese zu einer kompletten Stufe zusammengefügt. Weiterhin werden Leckage- und

Deckbandgeometrien eingefügt und die somit entstandene Stufe komplett vernetzt. **Abbildung 3.25** zeigt den prinzipiellen Stufenaufbau. **Tabelle 3.4** fasst die Eigenschaften der Stufe zusammen [8].

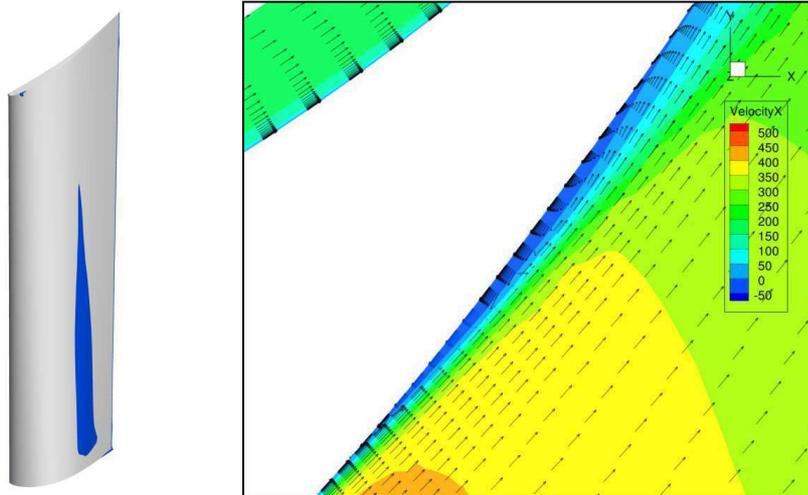
**Tabelle 3.4:** Eigenschaften der ausgelegten Stufe

Eigenschaften
84 Statorschaufeln
126 Rotorschaufeln
2 seals am Deckband
Keine Kühlluft einblasung
Wirkungsgrad 90.2 %
Leistung 5.258 MW
Massenstrom 53.2 kg/s

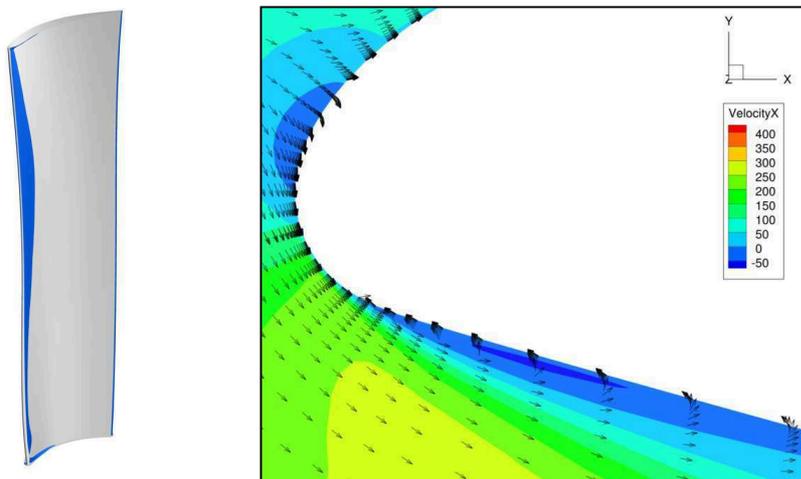


**Abbildung 3.25:** Ausgelegte NDT-Stufe bestehend aus Stator und Rotor [8]

Im Anschluss an die Vernetzung der Stufe erfolgt eine Strömungsanalyse um eventuelle Verbesserungspotentiale aufzuzeigen. Besonders wichtig hierbei ist die Vermeidung von Strömungsablösungen um mögliche Verluste zu verringern. In den **Abbildungen 3.26** und **3.27** sind die entsprechenden kritischen Bereiche beim Stator und Rotor dargestellt. Diese Berechnungen werden mit dem Programm **Turbomachinery Research Aerodynamic Computational Environment (TRACE)** zur Berechnung und Untersuchung von Strömungen in Turbomaschinen durchgeführt.



**Abbildung 3.26:** Strömungsanalyse des Stators



**Abbildung 3.27:** Strömungsanalyse des Rotors

Wie in den Abbildungen zu erkennen ist, treten in den blau gekennzeichneten Gebieten Rückströmungen, die zu Strömungsablösungen führen. Hier setzt die folgende aerodynamische Optimierung an.

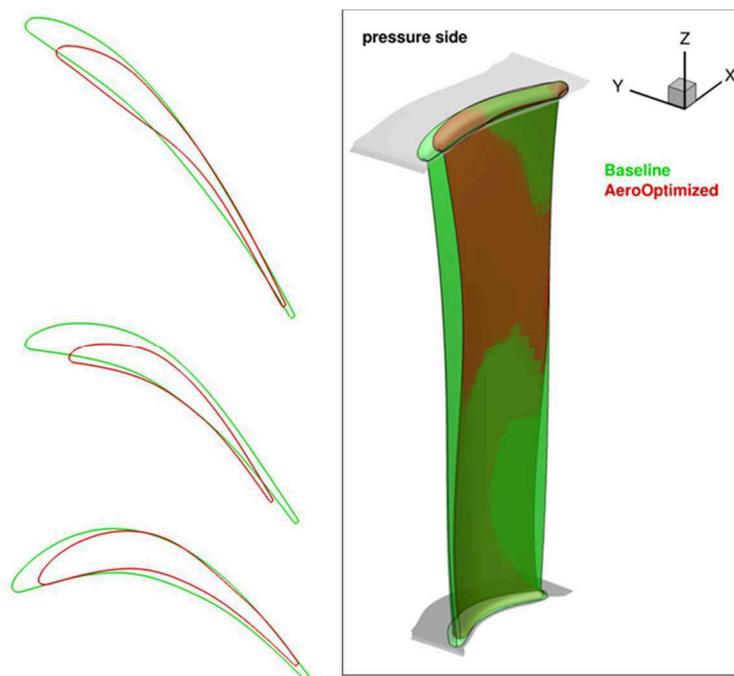
Ziel dieser Optimierung ist die Steigerung der Leistung und des Wirkungsgrades der gesamten Stufe. Dies wird durch die Senkung der aerodynamischen Verluste, insbesondere durch Vermeidung von Ablösungen erreicht.

Hierzu werden die Stator- und Rotorschaufelgeometrien variiert:

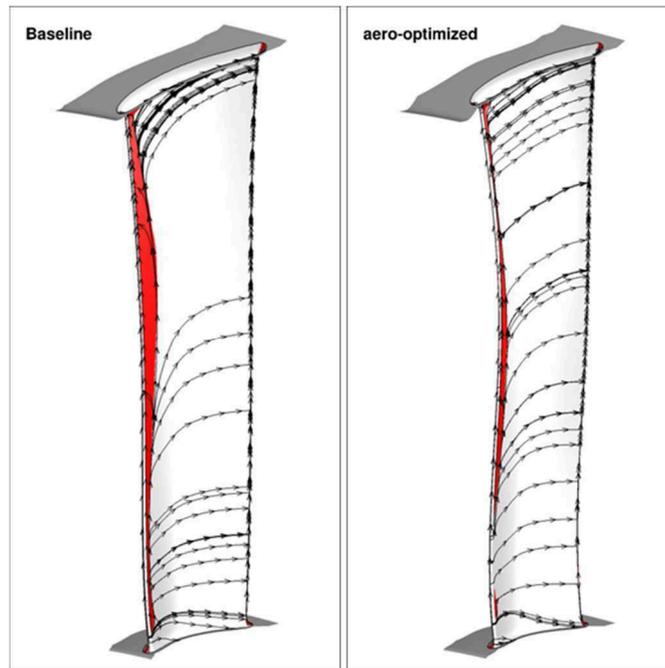
- Vorder- / Hinterkantenradius
- Staffelungswinkel(Winkel der Schaufeln zur Anströmung)
- Profildickenverteilung und
- Fädelung

An der bestehenden Kanalgeometrie, an Kavitäten und Deckbandgeometrie sowie am Profil an Nabe und Deckband werden keine Änderungen vorgenommen.

Als Ergebnis dieser 1. Variationsrechnung ergibt sich eine Steigerung des Wirkungsgrades von 90,2% auf 91,4% sowie eine Verbesserung der Leistung von 5258.1 kW auf 5303.6 kW um 0.87%. Der Massenstrom durch die Stufe bleibt praktisch konstant mit einer Änderung von weniger als 1g/s. Die Veränderungen am Rotor bedingt durch diese Optimierungen zeigen die **Abbildungen 3.28** und **3.29**.



**Abbildung 3.28:** Profilveränderung bedingt durch aerodynamische Optimierung



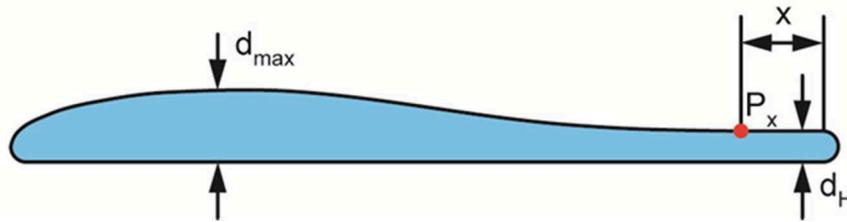
**Abbildung 3.29:** Verringerung der Ablösegebiete

Signifikant sind die Änderungen der Profilschnitte und die daraus resultierende geometrische Änderung des Profils sowie die deutliche Verringerung der Ablösungsgebiete, die zu Strömungsverlusten führen.

### 3.2.2 Integration geometrischer Grenzen

Wie schon zuvor erwähnt, wurde die Gießbarkeit eines Schaufelprofils bisher nicht in die Auslegungskette einbezogen. Dies führte dazu, dass aerodynamisch optimal ausgelegte Profile nicht gießbar waren, u.a. aufgrund zu dünner Austrittskanten. Die Integration solcher geometrischer Grenzen ist ein zentraler Bestandteil dieser Arbeit. Hierzu wurden umfangreiche Gießversuche durchgeführt, die im folgenden Kapitel eingehend beschrieben werden. An dieser Stelle wird nur kurz die Berücksichtigung dieser Grenzen für die aerodynamische Auslegung beschrieben.

Die Prüfung der Gießlimits wird unmittelbar in die aerodynamische Auslegung eingebunden. Hier werden in einem ersten Schritt eine Mindest-Hinterkantendicke  $d_H$  und die maximale Länge der Profilparallelität  $x$  berücksichtigt. **Abbildung 3.30** zeigt diese geometrischen Parameter.

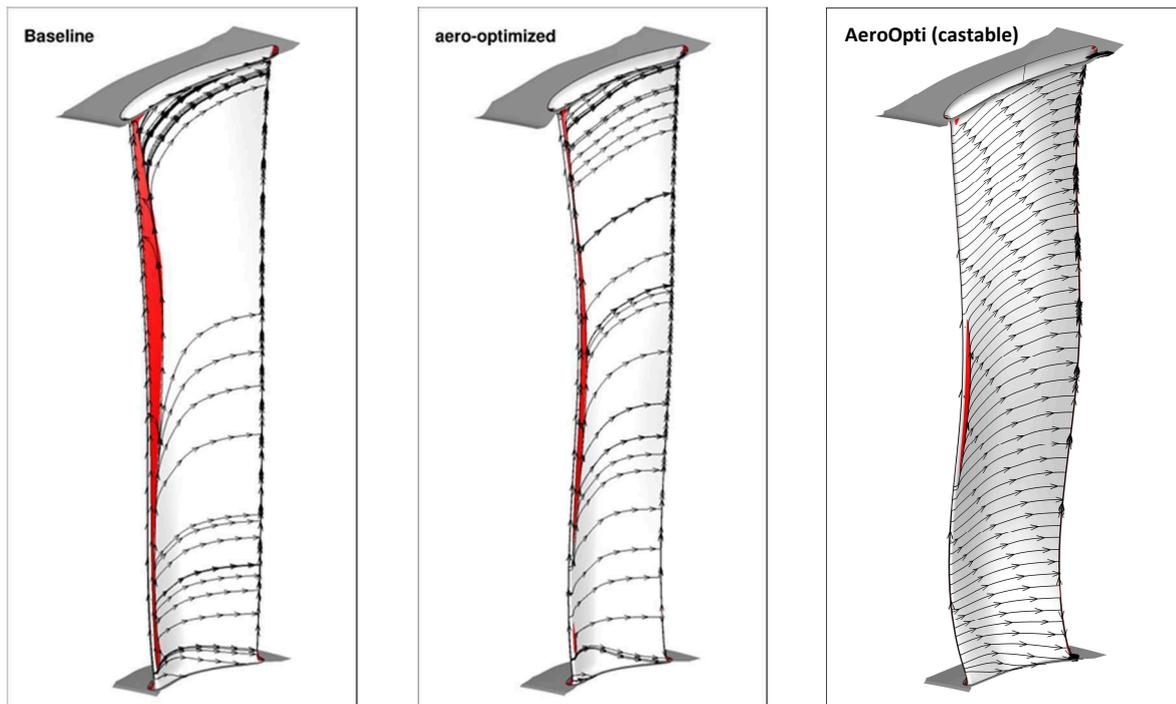


**Abbildung 3.30:** Berücksichtigte Schaufelparameter für die Auslegung [8]

Die Gießbarkeit wird direkt nach Schaufelgenerierung überprüft, ggf. wird die Prozesskette bereits dann abgebrochen, um langwierige Rechnungen zu vermeiden. Eine Übersicht über die Auswirkungen der verschiedenen Optimierungsschritte zeigt **Tabelle 3.5**. Die Auswirkungen der Berücksichtigung der Gießlimits auf das Profil des Rotors zeigt **Abbildung 3.31**.

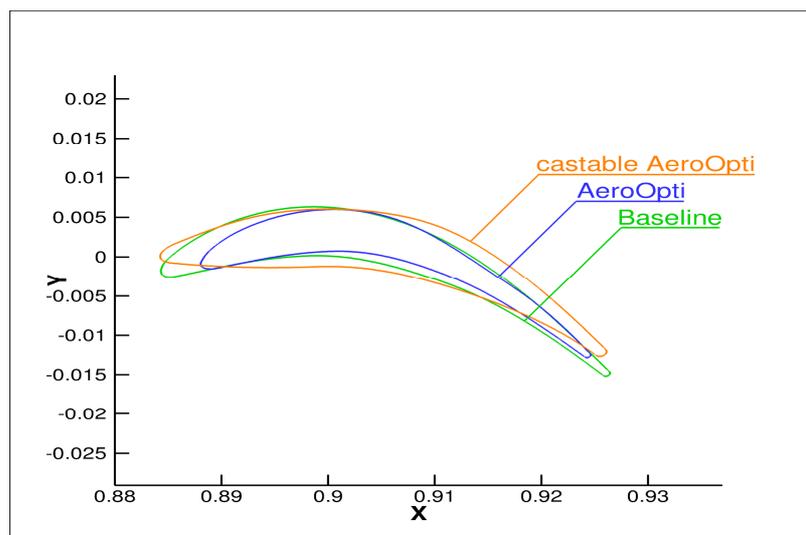
**Tabelle 3.5:** Optimierungsübersicht bisheriger Optimierungen

	Wirkungsgrad $\eta$	Massenstrom $m$
Baseline	90,205 %	53,181 kg/s
Aero-Optimierung des Stators	90,411 % (+ 0,2PP)	53,182 kg/s
Aero-Optimierung des Rotors ( ohne Gießbarkeit)	91,396 % (+ 1,2 PP)	53,180 kg/s
Aero-Optimierung des Rotors ( mit Gießbarkeit)	89,893 % (- 0,3 PP)	53,184 kg/s



**Abbildung 3.31:** Aerodynamisch optimierter Rotor mit Gießlimits

Wie aus **Tabelle 3.5** ersichtlich wird, ergeben sich durch die Berücksichtigung der Gießlimits keine signifikanten Performanceeinbußen, sodass diese problemlos in die Auslegung eingebunden werden können. Die Auswirkungen der Optimierung auf die Form des Rotors zeigen die in **Abbildung 3.32 bis 3.34** dargestellten Profilschnitte.



**Abbildung 3.32:** Profilschnitte an der Nabe (0%) des Rotors

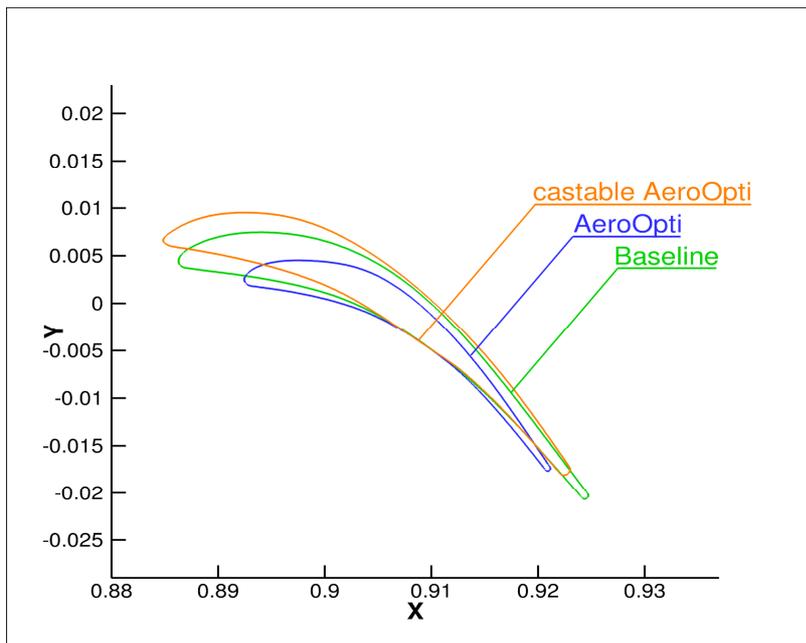


Abbildung 3.33: Profilschnitte in der Schaufelmitte (50%) des Rotors

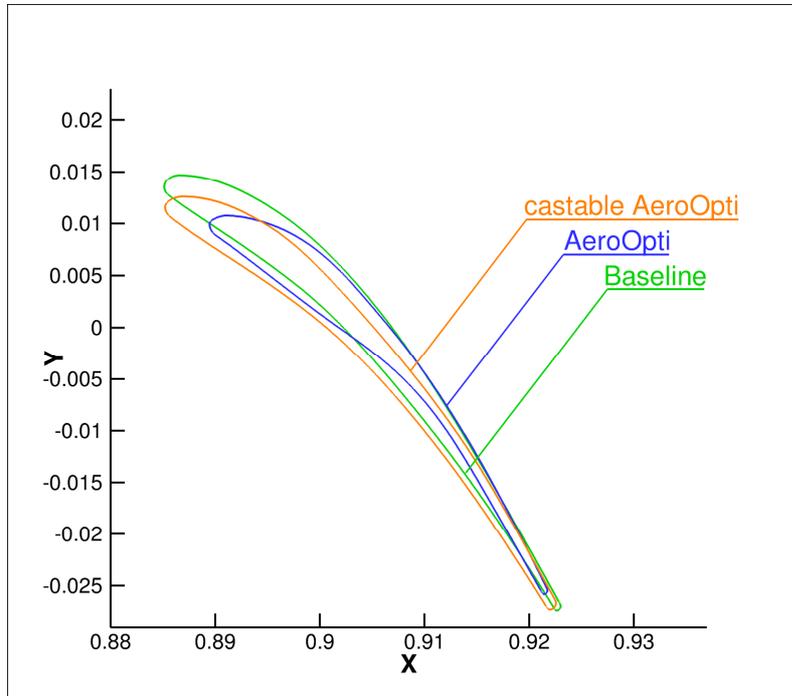


Abbildung 3.34: Profilschnitte am Deckband (100%) des Rotors

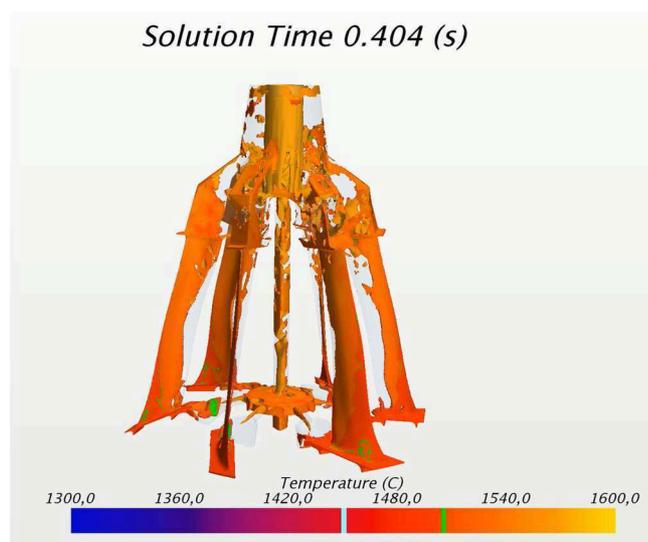
### 3.2.3 Bewertung der Ergebnisse zur aerodynamischen Auslegung

Wie schon zu Beginn des Kapitels erwähnt, war es wichtig ein Niederdruckturbinenschaufel-Design zu wählen, welches frei von Restriktionen seitens der OEM war. Daher wurde eigens ein NDT-Profil komplett neu erstellt, an dem alle relevanten aerodynamischen und strukturmechanischen Untersuchungen durchgeführt werden konnten.

Die wichtigste Erkenntnis, die aus diesem Kapitel gewonnen werden kann ist die Tatsache, dass umfangreiche aerodynamische Anpassungen am Schaufeldesign vorgenommen werden können, ohne die Performance der Niederdruckturbinenschaufel und somit der gesamten Stufe signifikant zu beeinflussen. Insbesondere die Erkenntnis, dass die Berücksichtigung von Gießlimits und somit die Gewährleistung der Gießbarkeit eines Designs, keinen Einfluss auf die Effizienz eines Schaufeldesigns hat. **Tabelle 3.5** veranschaulicht dies deutlich.

Somit wird deutlich dass es möglich ist ein Schaufeldesign so zu gestalten, dass es sowohl die aerodynamischen und strukturmechanischen Vorgaben des OEM als auch die gießtechnischen Erfordernisse des Herstellers der Schaufeln erfüllt.

**Abbildung 3.35** zeigt das Simulationsergebnis der optimierten Schaufel. Deutlich ist zu erkennen, dass nach ca. 0,4 s die Austrittskanten schon komplett gefüllt sind und somit keine Kaltläufe zu erwarten sind. Die komplette Formfüllung ist bereits nach 0,8s abgeschlossen.



**Abbildung 3.35:** Ergebnis der Formfüllungssimulation der optimierten Schaufel

**Abbildung 3.36** zeigt den Abguss der optimierten Schaufel. Deutlich ist die vollständige Formfüllung des Blattes zu erkennen.



**Abbildung 3.36:** Abguss der optimierten TATT-Schaufel

### 3.3 Strukturmechanik

Für die strukturmechanische Betrachtung des im vorherigen Kapitel ausgelegten Rotors ist es erforderlich, diesen mit einem Fuss und einem Deckband zu versehen, um eine ganzheitliche Betrachtung durchführen zu können. Hierbei handelt es sich um nicht geschützte Designs, sodass diese beliebig variiert werden können.

Die Arbeiten in diesem Kapitel wurden vom DLR-Institut für Bauweisen und Strukturtechnologie (BT) in Stuttgart durchgeführt und werden nur insoweit beschrieben, wie es für den Kontext dieser Arbeit erforderlich ist.

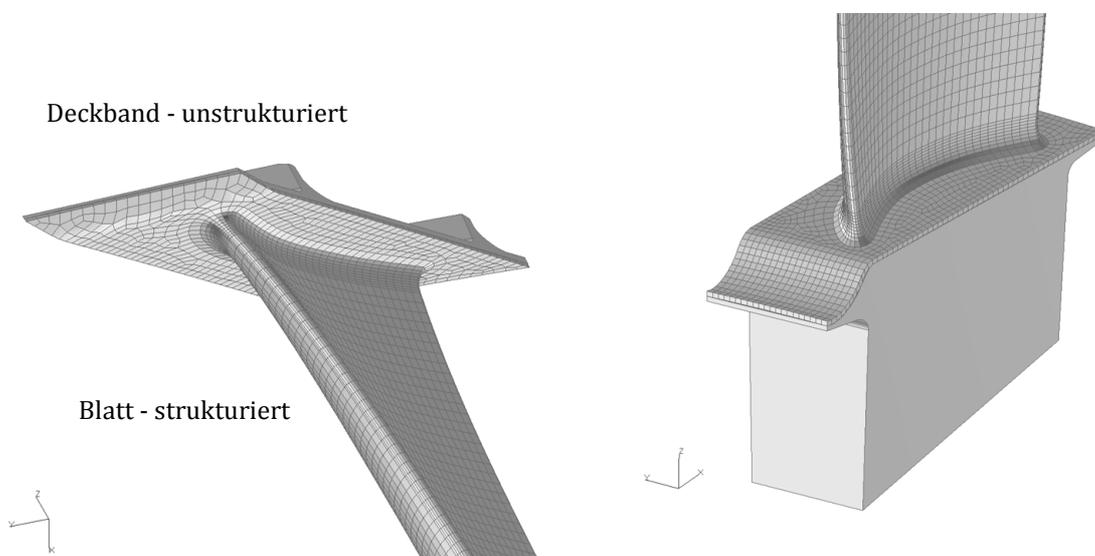
#### 3.3.1 Automatische FE-Vernetzung eines Rotorblattes

Für die Umsetzung der automatischen Vernetzung des Rotors wurden zunächst einige Vorgaben definiert:

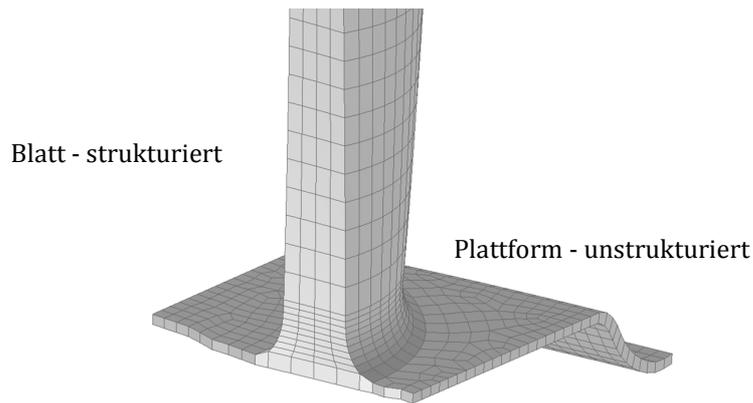
- Kombinierte strukturierte (Blatt) und unstrukturierte (Plattformen)
- Generierung variabler Ausrundungsradien zwischen Rotorblatt und Plattform
- Abstand zwischen der Ausrundung und dem Plattformrand für mindestens eine Elementreihe muss bestehen
- Parametrische  $\theta$ -Verschiebung des Schaufelfußes und des Deckbandes relativ zum Blatt
- Berücksichtigung lokal unterschiedlicher Materialeigenschaften
- Schnittstellen (Aerodynamik, Werkstoffkennwerte)

Einen ersten Eindruck der kombinierten strukturierten-unstrukturierten Vernetzung zeigt **Abbildung 3.37**.

Weiterhin ist es erforderlich, eine Koppelung der inkompatiblen Netze außerhalb Übergangsbereiches zwischen Blatt und Plattform/Deckband vorzunehmen. **Abbildung 3.38** zeigt diesen Bereich im Detail.



**Abbildung 3.37:** Kombination von strukturierter/ unstrukturierter Vernetzung



**Abbildung 3.38:** Übergangsbereich zwischen Blatt und Deckband

Zurzeit können bei der Auslegung einer Turbinenschaufel die Anstellwinkel der Plattform/des Schaufelfußes und des Deckbandes nicht durch den Optimierungsprozess variiert werden. Im Rahmen dieses Vorhabens wurde eine automatische Nachführung des Deckbandes entsprechend der radialen Staffelung der Schaufelblattprofile realisiert. Dadurch kann die  $\theta$ -Position des Deckbandes relativ zur Schaufelblattspitze variiert werden und damit optimiert werden. Dabei bleibt die  $\theta$ -Position des Nabenprofils fixiert, während die Position der Plattform variiert werden kann. **Abbildung 3.39** zeigt dies im Detail.



Parametrische  $\theta$ -Verschiebung des Schaufelfußes relativ zum Schaufelblatt



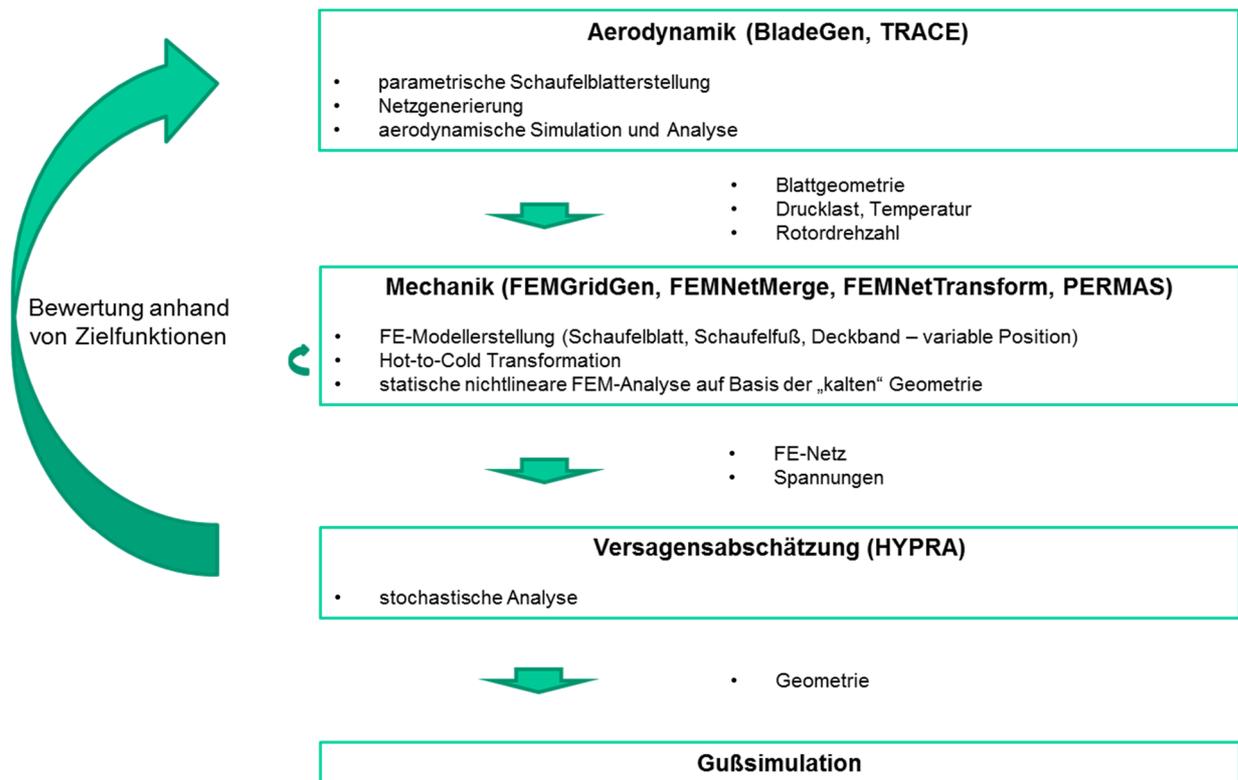
Parametrische  $\theta$ -Verschiebung des Deckbandes relativ zum Schaufelblatt

**Abbildung 3.39:** Parametrische  $\theta$ -Verschiebung

Mit diesen Vorarbeiten konnte ein automatisierter Optimierungsprozess etabliert werden.

### 3.3.2 Automatisierter Optimierungsprozess

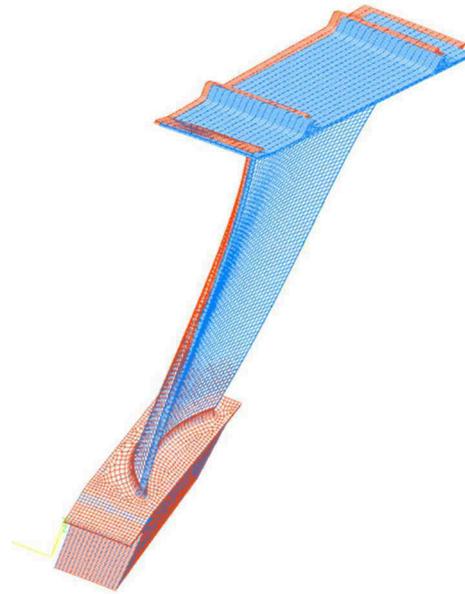
Der automatisierte Optimierungsprozess verknüpft die Mechanik mit der Aerodynamik und der Versagensabschätzung und gibt dann einen Output zur Gießsimulation. **Abbildung 3.40** verdeutlicht dies schematisch.



**Abbildung 3.40:** Schematische Darstellung des automatisierten Optimierungsprozesses

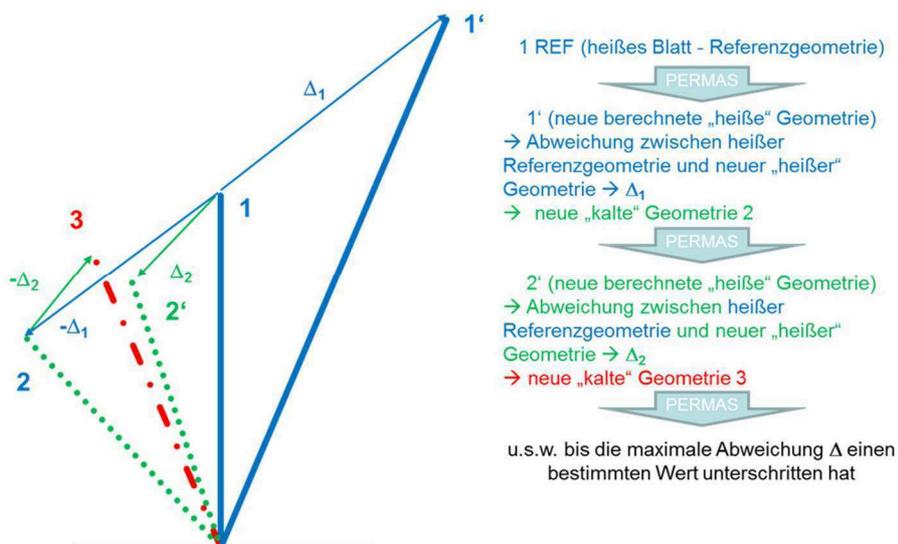
Wie in der **Abbildung 3.40** erwähnt, wird eine sogenannte „Hot-to-Cold“ Transformation durchgeführt.

Dabei wird eine heiße (rote) CFD-Geometrie einer kalten (blauen) Fertigungsgeometrie überlagert (**Abbildung 3.41**), wobei die heiße Geometrie als Referenz gilt [8].



**Abbildung 3.41:** Überlagerung von heißer und kalter Geometrie

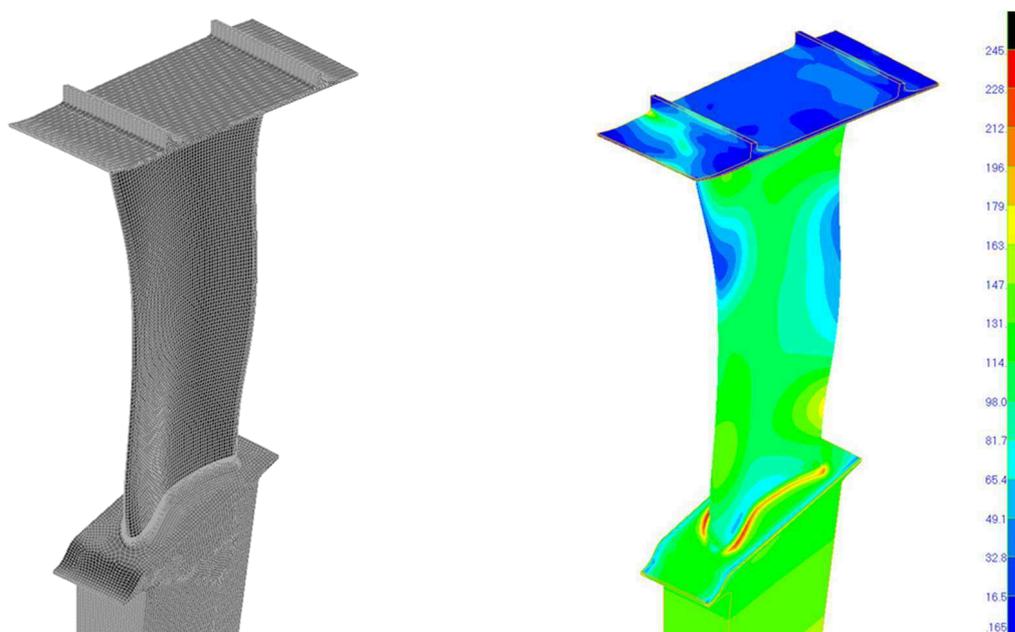
In mehreren Iterationsschritten wird basierend auf der heißen Referenzgeometrie mit Hilfe von PERMAS eine neu berechnete heiße Geometrie berechnet, welche für die nächste Iteration als neue kalte Geometrie dient. **Abbildung 3.42** illustriert diesen Iterationsprozess.



**Abbildung 3.42** Iteration der Hot-to-Cold Transformation

Diese Iteration wird solange durchgeführt, bis die maximale Abweichung  $\Delta$  einen bestimmten Wert (1/1000mm) unterschritten hat.

Am Ende dieses Optimierungsprozesses steht die FEM-Analyse des Gesamtmodells der Niederdruckturbinenschaufel, bestehend aus Schaufelblatt, Schaufelfuß und Deckband. Die Spannungsanalyse basiert auf der „kalten“ Geometrie bei einer Drehzahl von 4178 Upm. Unter Zugrundelegung einer Dehngrenze von  $\sim 300\text{MPa}$  ergibt sich ein Sicherheitsfaktor für das Schaufelblatt von 1,2. Die entsprechende FEM-Analyse zeigt **Abbildung 3.43**. Die Spannungen im Übergang vom Fuß zum Blatt müssen durch entsprechende Optimierungen noch reduziert werden.



**Abbildung 3.43:** Spannungsanalyse der Niederdruckturbinenschaufel

### 3.3.3 Bewertung der Ergebnisse zur Strukturmechanik

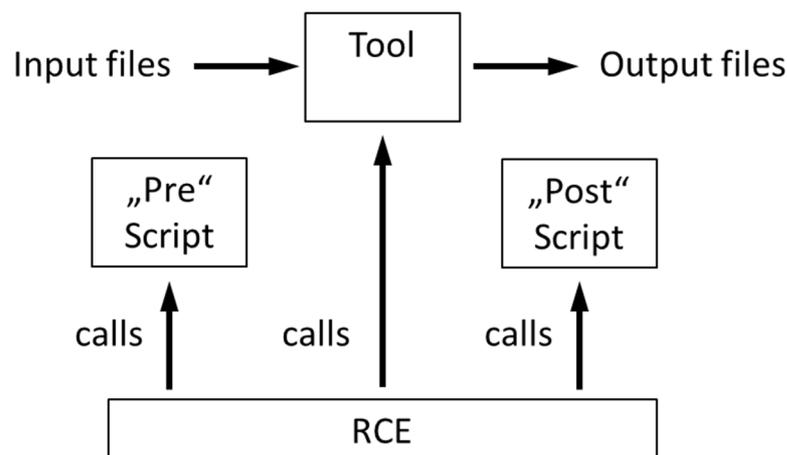
Auch dieses Kapitel zeigt deutlich, dass entsprechende Veränderungen im Design einer Turbinenschaufel vorgenommen werden können, um die strukturmechanische Auslegung eines Bauteils zu optimieren, ohne das die Vorgaben des OEM verletzt werden. Somit ist es möglich Detailverbesserungen vorzunehmen und so die Lebensdauer des Bauteils zu verlängern.

Auch war es bisher nicht möglich, die Anstellwinkel der Plattform/des Schaufelfußes und des Deckbandes im Optimierungsprozess zu variieren. Im Rahmen dieses Vorhabens wurde eine automatische Nachführung des Deckbandes entsprechend der radialen Staffelung der Schaufelblattprofile realisiert. Dadurch kann die  $\theta$ -Position des Deckbandes relativ zur Schaufelblattspitze variieren und damit optimiert werden

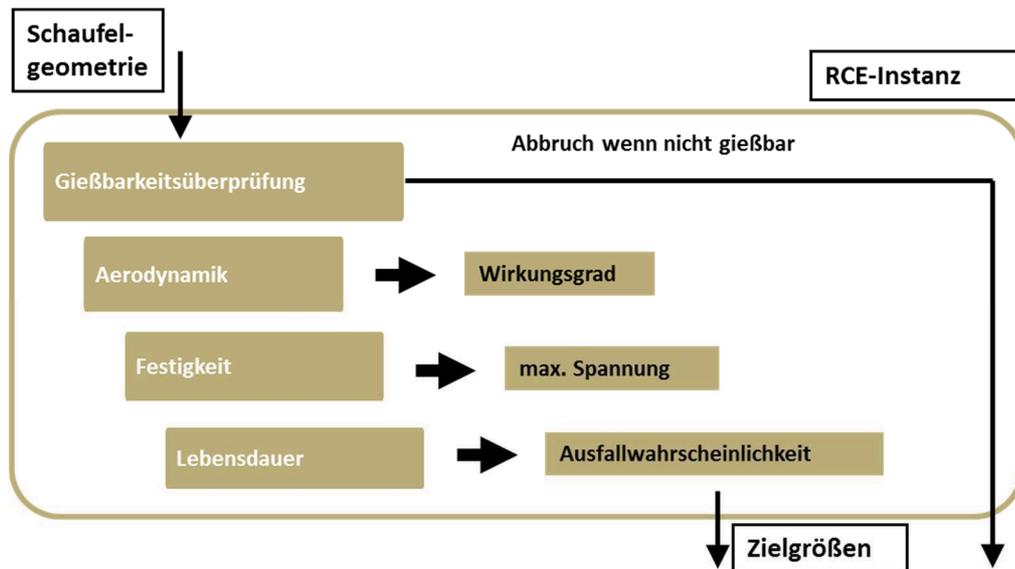
### 3.4 Softwareplattform

Wie bereits zuvor erwähnt, werden die verwendeten Einzeltools zur Auslegung einer Turbinenschaufel auf einer Plattform zusammengeführt. Diese Arbeiten, die beim DLR Institut für Simulations- und Softwaretechnik (SC) durchgeführt wurden, werden im Folgenden nur insoweit kurz beschrieben, wie es für den Kontext dieser Arbeit erforderlich ist.

Die **Abbildungen 3.44 und 3.45** zeigen einen Überblick der zu entwickelnden Prozesskette. Dabei handelt es sich um eine **Remote Component Environment (RCE)** zur ganzheitlichen Optimierung. RCE ist eine Integrationsumgebung, um verschiedene Programme auf einer Plattform zusammenzuführen. Dieses Verfahren verlangt von Benutzer nur wenige Angaben zu Inputs/ Outputs und kann zwei Skripte nutzen, um diese zu modifizieren. Weiterhin gibt er das Verzeichnis des zu verwendenden Tools an und ruft dieses über eine Stapelverarbeitungsdatei auf. **Abbildung 3.44** zeigt dies schematisch.



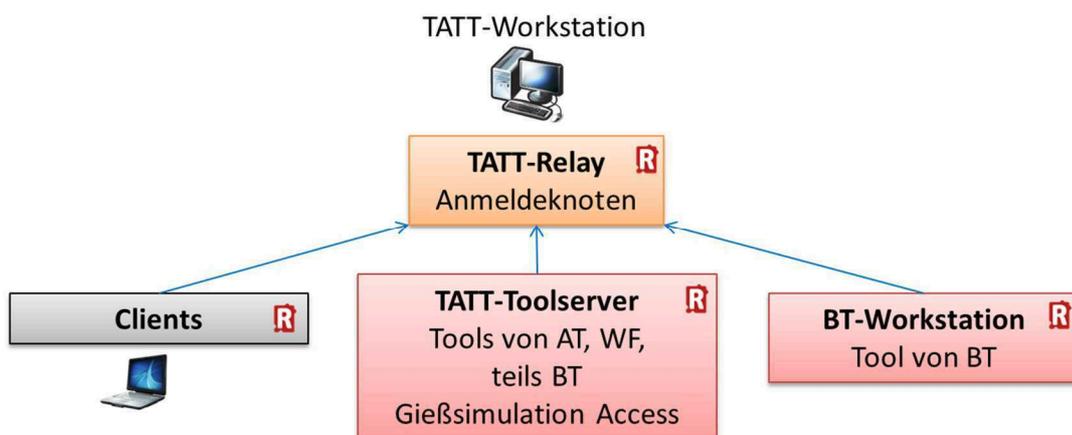
**Abbildung 3.44:** Schematische Darstellung der Toolintegration



**Abbildung 3.45:** Darstellung eines Teils der RCE Prozesskette

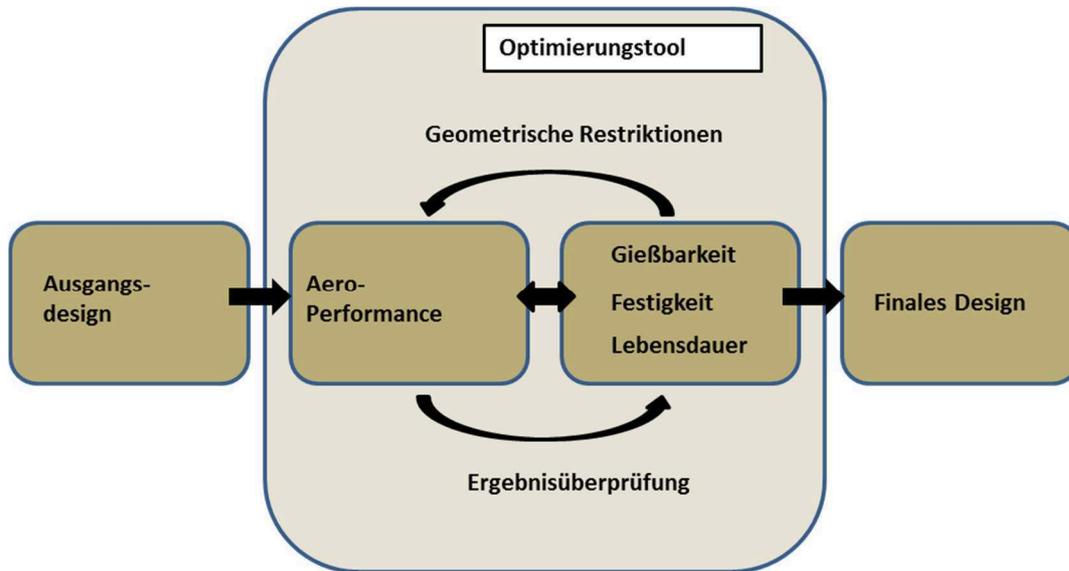
Aufgrund der Tatsache, dass sämtliche Ausgabe-Dateiformate des jeweiligen Vorgänger-Tools im Nachfolgenden gelesen werden konnten, war es nicht erforderlich, weitere Schnittstellen für die Tools zu definieren.

Um einen möglichst einfachen Zugriff auf die Tools zu ermöglichen, wurde die RCE-Umgebung auf einer Workstation zentral eingerichtet. Diese „TATT-Workstation“ befindet sich in Köln beim DLR Institut für Werkstoff-Forschung. Im Anschluss daran wird ein RCE Netzwerk aufgebaut, da die Tools in RCE teilweise auf verschiedenen Rechnern integriert sind. Diese eingerichtete Infrastruktur zeigt **Abbildung 3.46**.



**Abbildung 3.46:** TATT Infrastruktur

Die endgültige Struktur des Auslegungs-/ Optimierungstools zeigt **Abbildung 3.47**.



**Abbildung 3.47:** Schema des Auslegungstools [8]

Zunächst wird das ursprüngliche Design an das Optimierungstool übergeben. In einem ersten Schritt wird die aerodynamische Performance optimiert. Im Anschluss daran werden die Gießbarkeit, die Festigkeit sowie die Lebensdauer überprüft. Sind alle Kriterien erfüllt, wird das finale Design erzeugt. Falls erforderlich werden in Iterationen geometrische Restriktionen wieder an die aerodynamische Performance übergeben und das neue Ergebnis wieder überprüft.

### 3.5 Zusammenfassung der externen Untersuchungen

Wie schon eingangs des Kapitels erwähnt, sind die einzelnen Bausteine des Auslegungstools eng miteinander verzahnt. So muss ein vorliegendes Design zunächst aerodynamisch ausgelegt sein, bevor dieses strukturdynamisch überprüft werden kann. Hierzu ist auch die Kenntnis der Werkstoffdaten erforderlich, die mit den im Rahmen dieser Arbeit hergestellten Probekörper ermittelt wurden. Erst dieses komplett optimierte Design kann schließlich mittels Gießsimulation auf Gießbarkeit untersucht werden. Die Ermittlung der geometrischen Grenzen für den

Guss (**Kapitel 4**) fließt dabei unmittelbar in die aerodynamische Auslegung ein und generiert somit ein gießbares Design. Diese eigenen Untersuchungen sind somit ein wesentlicher Bestandteil des Tools.

Im **Kapitel 5** ist eine komplett optimierte Hochdruckschaufel Gegenstand der Untersuchungen. Daher sind hier die externen Untersuchungen Grundlage für die Herstellung der Bauteile.

Schließlich wird in **Kapitel 6** ein Teil der Auslegungskette auf ein aktuelles NDT-Design angewandt. Somit schaffen auch hier die externen Untersuchungen die Basis für die durchgeführten Arbeiten.

## 4. Gießsimulation und Gießversuche

In diesem Kapitel wird die Gießbarkeit der im vorherigen Kapiteln ausgelegten TATT-Schaufel (baseline) mittels Simulation und Abguss überprüft.

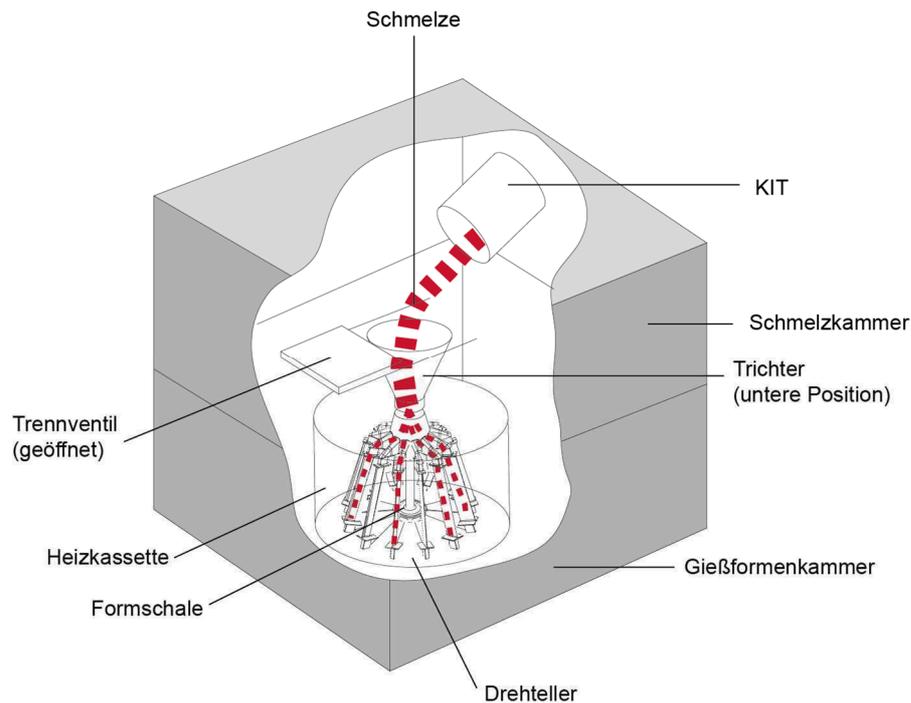
Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Gießversuche wurden auf einer Vakuum-Gießanlage der Firma ALD Vacuum Technology vom Typ Leicomelt 5 TPE durchgeführt (**Abbildung 4.1**). In diesem Gießaggregat kommt ein KIT zum Einsatz.



**Abbildung 4.1:** Gießanlage Leicomelt 5 TP E

Diese Gießanlage, die in Kooperation mit dem Hersteller entwickelt wurde, basiert auf einem Zwei-Kammer-System, d.h. Schmelz- und Gießkammer sind mittels eines Schleusenventils räumlich voneinander getrennt, sodass eine variable Prozessführung möglich ist.

In der Schmelzkammer können  $\gamma$ -TiAl-Legierungen aufgrund ihrer zuvor erwähnten Reaktivität sowohl unter Vakuum als auch unter Schutzgas (Argon) erschmolzen werden. Die geschmolzene Legierung wird durch Kippen des KIT über einen verfahrbaren Gießtrichter in die rotierende Formschale gegossen. **Abbildung 4.2** zeigt schematisch diesen Vorgang.



**Abbildung 4.2:** Skizze des Gießprozesses [40]

In der unteren Gießkammer befindet sich die in eine Heizkassette eingebaute Formschale. Diese kann bis auf ca. 1100°C aufgeheizt werden. Die komplette Heizkassette inkl. Formschale ist auf einem Drehteller montiert, mit dem Umdrehungsgeschwindigkeiten bis zu 400 Upm realisiert werden können. Weitere relevante Prozessparameter sind in **Tabelle 4.1** zusammengefasst.

**Tabelle 4.1:** Prozessparameter Leicomelt 5 TP E

Technische Daten	Wert
Tiegelvolumen	2L, optional 5L
Rotationsgeschwindigkeit	0-400 Upm
Schmelzleistung	400 kW, optional 600 kW
Schmelzdruck	3 - 8*10 <sup>-2</sup> mbar
Überhitzung	60 - 80°C

Die in dieser Arbeit zur Anwendung kommende Simulationssoftware STAR-Cast wurde in Zusammenarbeit von Access e.V. und CD-adapco entwickelt. STAR-Cast basiert auf dem CFD (Computational Fluid Dynamics)-Verfahren und ermöglicht eine Mehrphasen Gießsimulation (flüssig, fest und gasförmig) einschließlich Wärmeübergang, eine scharfe Auflösung der Füllfront, der Bewegung von Gasblasen in der Schmelze, erzwungene und natürliche Konvektion in Schmelze und Gas und den Gasfluss durch poröse Formschalen [49].

Beim vorliegenden Schleudergießprozess fließt die Schmelze in eine rotierende Formschale. D.h. dass die auftretenden Parameter wie Rotationsgeschwindigkeit, Coriolis- und Zentrifugalkraft über entsprechende Gleichungen in einem mit der Formschale rotierenden Koordinatensystem gelöst werden.

Die Simulation der Formfüllung und Erstarrung bei Schleudergießverfahren beruht auf dem Mehrphasenansatz von STAR-Cast unter Berücksichtigung einer druckabhängigen Gasatmosphäre in der Formschale. Für die genaue und scharfe Auflösung der Füllfront verwendet STAR-Cast den HRIC-Algorithmus (High Resolution Interface Capturing). Dadurch wird ein druckabhängiger Abfluss von Gas durch poröse Formwerkstoffe simuliert.

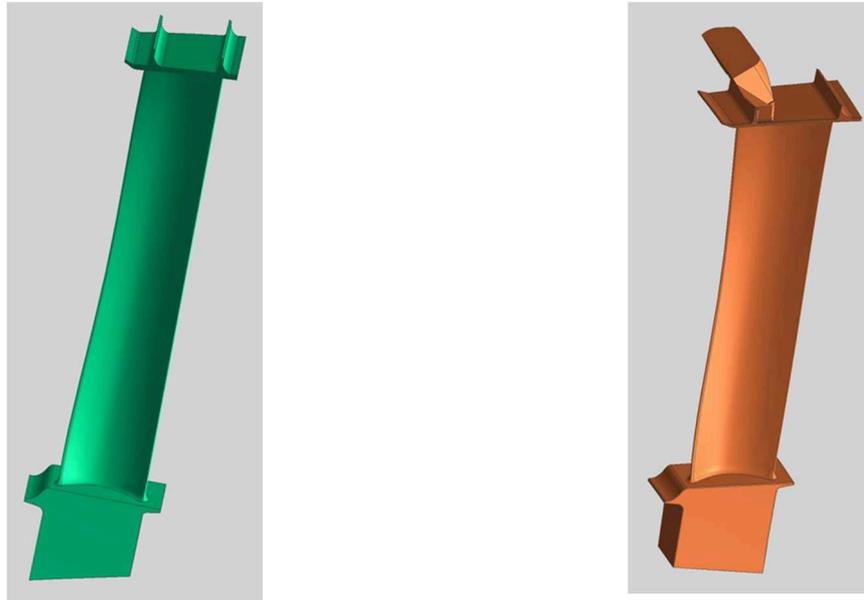
Beim Schleudergießverfahren wird die Formfüllung durch die Drehzahl der Formschale und die Bewegung des Tiegels relativ zur Form bestimmt.

Im vorliegenden Fall ist der Tiegel relativ zur rotierenden Form stationär. Die Schmelze erfährt einen Drehimpuls über eine Randbedingung, die den Wänden der Formschale auferlegt wird. Die Simulation beinhaltet das gleichzeitige Ausgießen von Schmelze aus dem Tiegel und das Füllen der rotierenden Form. Sofern nicht beide gleichzeitig simuliert werden, können Ungenauigkeiten bei der Modellierung vor allem die Einlassströmungsbedingungen in die rotierende Form auftreten. STAR-Cast nutzt überlappende Netze zur Modellierung der Kippung des Tiegels. Hier werden zwei verschiedene Maschenbereiche, die zu dem Tiegel und dem Trichter gehören, erzeugt und können sich beliebig überlappen [49].

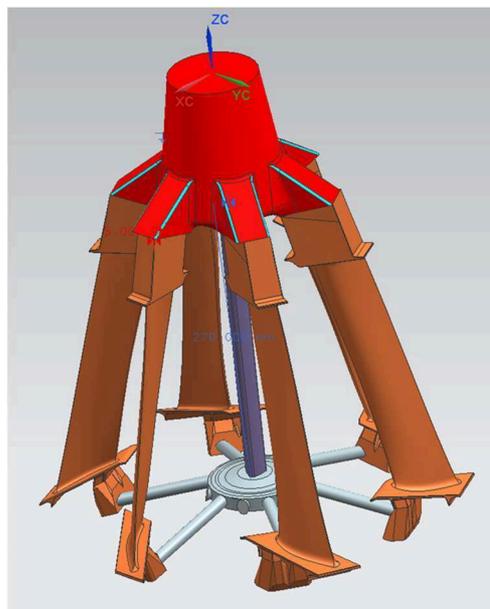
#### **4.1 Gießtechnische Auslegung des Gießsystems**

Basierend auf dem CAD-Modell der aerodynamisch ausgelegten und strukturmechanisch berechneten TATT-Schaufel wird zunächst unter Berücksichtigung gießtechnischer Anforderungen ein Gussbauteil ausgelegt. Hierzu wurde das Blatt der Schaufel noch mit einem frei verfügbaren Fuss- und Deckband-

Design versehen. Daraus wurde ein standardmäßig bei Access verwendeter Gießaufbau für den Schleuderguss konstruiert. Die entsprechende einzelne Schaufel sowie den kompletten Simulations- /Gießaufbau zeigen die **Abbildungen 4.3 und 4.4** [8].

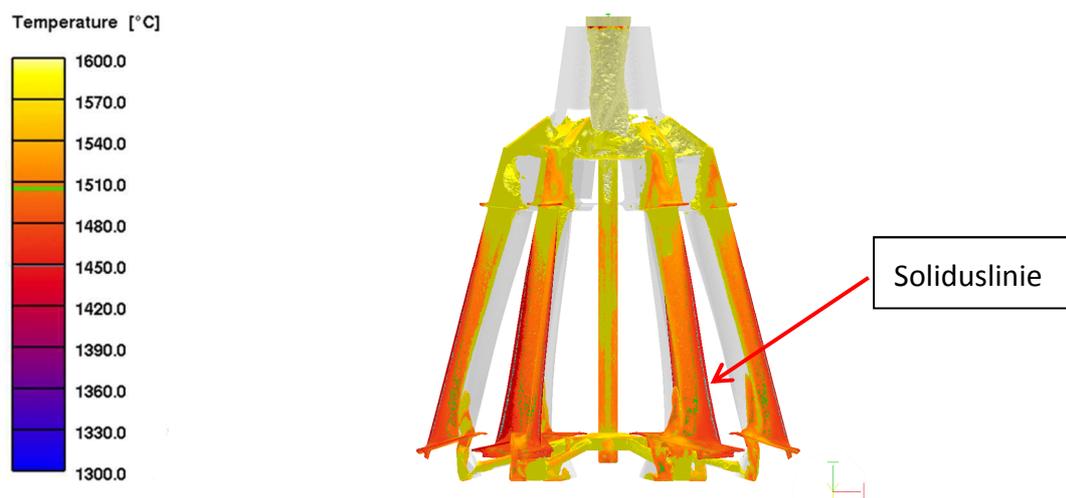


**Abbildung 4.3:** Ausgelegte Schaufel inkl. Fuss und Deckband sowie Speiser [8]



**Abbildung 4.4:** Kompletter Aufbau für Simulation und Guss [8]

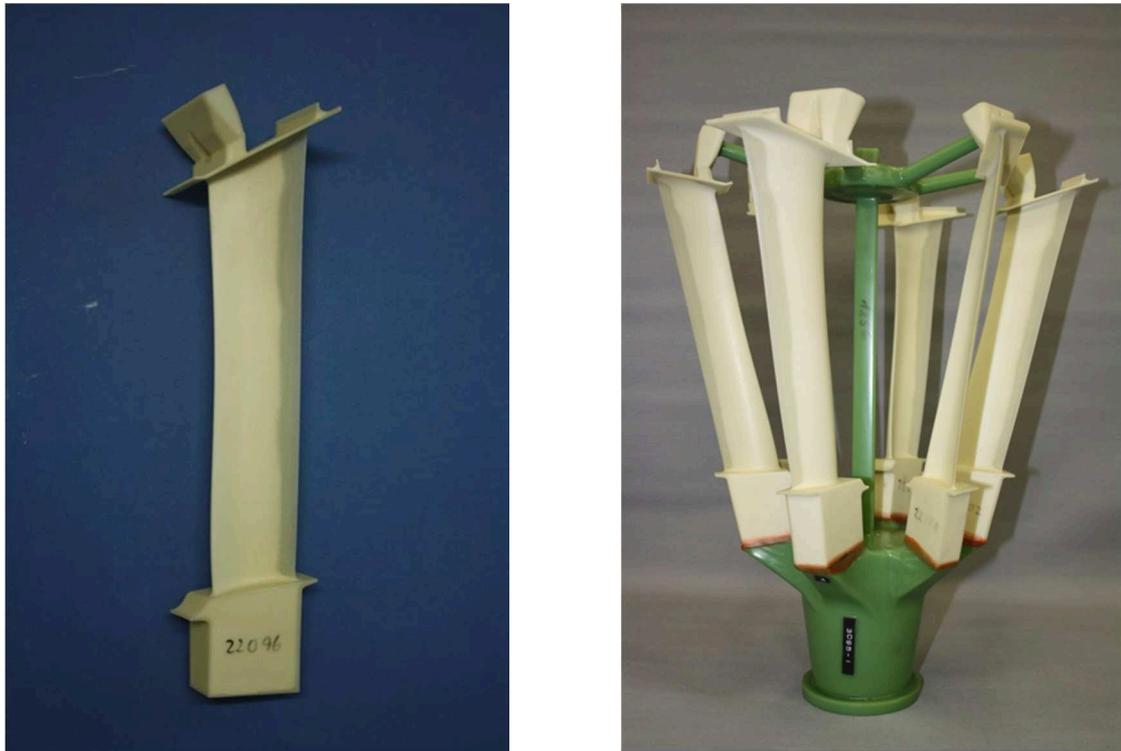
Mit diesem Aufbau wurde zunächst ein Simulationslauf durchgeführt, um einen ersten Eindruck bzgl. Formfüllung und Erstarrung zu erhalten. Aus diesem Grund wurde die Schaufel exakt wie ausgelegt simuliert, d.h. ohne etwaige Aufdickung des Blattes, die bei einer wie in diesem Fall vorliegenden sehr dünnen Austrittskante von ca. 0,9mm erfahrungsgemäß bei TiAl erforderlich wäre. **Abbildung 4.5** zeigt das Ergebnis dieses Simulationslaufes. Auf den ersten Blick scheint die Formfüllung vollständig zu sein, jedoch bewegen wir uns bei solch dünnen Austrittskanten im Grenzbereich der Formfüllung, sodass durchaus Kaltläufe an der Kante auftreten können. Dies wird auch durch die blaue Soliduslinie angedeutet, die schon unmittelbar nach dem Füllen der Kante auftritt, während die übrige Formfüllung noch läuft. Weiterhin geht die Simulation immer von idealen Voraussetzungen aus, was beim realen Guss nicht immer der Fall ist [8].



**Abbildung 4.5:** Ergebnis des 1. Simulationslaufes [8]

Um das Ergebnis der Simulation zu verifizieren wurde ein erster Testabguss durchgeführt. Hierzu wurde auf Grundlage des in **Abbildung 4.3** auf der rechten Seite gezeigten CAD-Modells inkl. Speiser ein Rapid Prototyping-Modell (RP-Modell) erstellt. Dieses Verfahren ist immer dann sinnvoll, wenn noch keine endgültige Gießgeometrie vorliegt, was hier der Fall war. Herstellungsbedingt ist bei der Verwendung von RP-Modellen die Oberfläche des Gussteils nicht so fein wie bei der Verwendung von Wachsmodellen, aber für die Überprüfung der

Formfüllung völlig ausreichend. **Abbildung 4.6** zeigt diesen aus RP-Modellen aufgebauten Gießcluster.



**Abbildung 4.6:** Gießaufbau mit RP-Modellen

Das Ergebnis dieses ersten Versuchsabgusses zeigt **Abbildung 4.7**. Deutlich ist zu erkennen, dass einige Schaufeln wie vermutet Kaltläufe aufweisen, vornehmlich im Bereich der Schaufel, die auch aufgrund der Analyse der Simulation aus **Abbildung 4.5** zu erwarten waren.



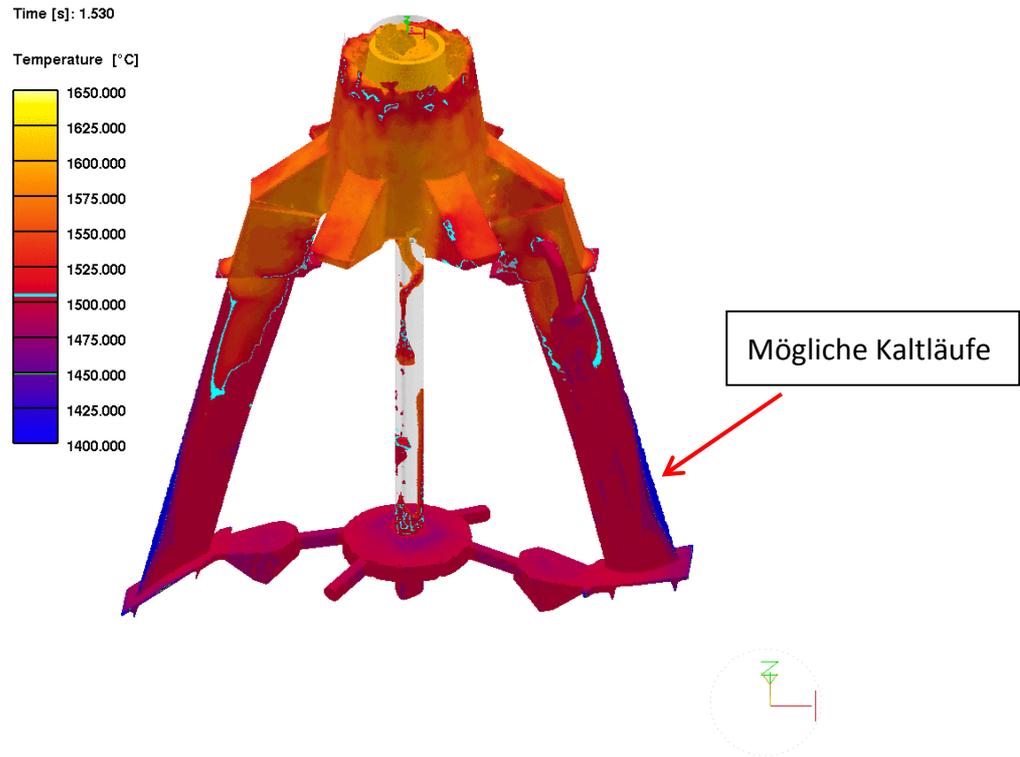
**Abbildung 4.7:** Gegossene TATT-Schaufel mit Kaltlauf

Zur Verbesserung der Qualität des Bauteils in Bezug auf Oberflächengüte und Porosität wurde eine weitere Optimierung des Gießsystems durchgeführt. Das Design der Schaufel selbst wurde nicht verändert, d.h. es wurden keine Aufdickungen des Blattes durchgeführt, da der Einfluss des Blattdesigns ausführlich im nächsten Kapitel behandelt wird.

Um die im Bereich der größten Profildicke auftretenden Porositäten zu minimieren, wurde ein sogenannter Linienblattspeiser (LBS) auf dieses Gebiet aufgebracht. Weiterhin wurde statt dem bisher verwendeten 6er-Cluster ein 4er-Cluster aufgebaut, um die durch den Einsatz eines Linienblattspeisers erforderliche größere Schmelzmenge zu kompensieren. Die **Abbildungen 4.8, 4.9 und 4.10** zeigen den Gießaufbau mit RP-Modellen, das Simulationsergebnis sowie die abgegossenen Schaufeln.



**Abbildung 4.8:** 4er Cluster aus RP-Modellen mit Linienblattspeiser



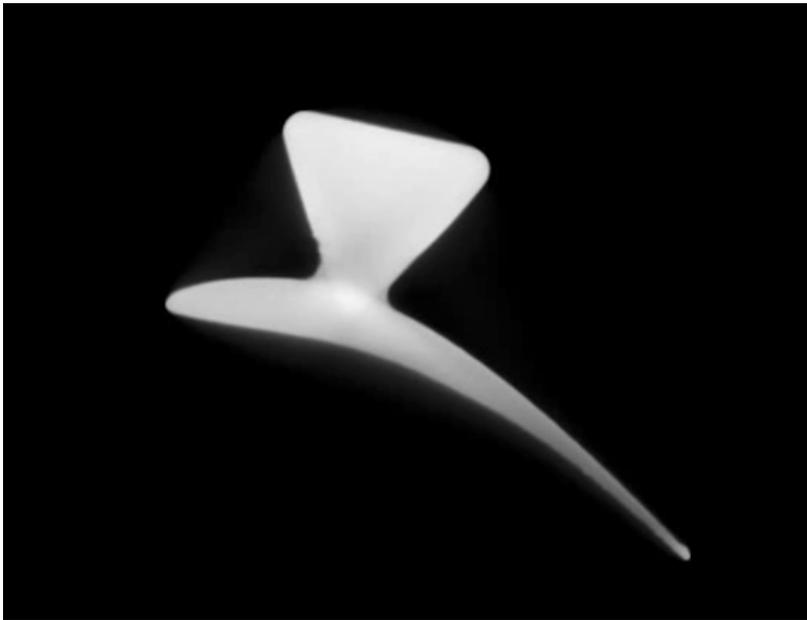
**Abbildung 4.9:** Simulation der TATT-Schaukel mit Linienblattspeiser



**Abbildung 4.10:** Abguss der TATT-Schaukel mit Linienblattspeiser

Wie aus **Abbildung 4.10** ersichtlich wird, treten erwartungsgemäß immer noch Kaltläufe auf, da die Austrittskantendicke ( $<0,9\text{mm}$ ) nicht modifiziert wurde. Ferner weitet sich die Schaufel zum Deckband auf, sodass die Schmelze abgebremst wird, was die Bildung von Kaltläufen unterstützt. Andeutungsweise ist dies auch im Simulationsergebnis in **Abbildung 4.9** zu erkennen. Im Bereich des Auftretens der Kaltläufe ist die Schmelze an der dünnen Austrittskante bereits erstarrt.

Ein durchgeführter CT-Scan der Schaufel (**Abbildung 4.11**) zeigte ein nahezu porenfreies Gefüge, wodurch sich der Einsatz des Linienblattspeisers als erfolgreich erwiesen hat.



**Abbildung 4.11:** Ausschnitt aus dem CT-Scan der TATT-Schaufel mit LBS

Die durchgeführten Simulationen und Testabgüsse der im Rahmen dieser Arbeit ausgelegten Niederdruckturbinenschaufel bestätigen die bisherigen Ergebnisse beim Feinguss von Turbinenschaufeln aus TiAl mit Austrittskantendicken  $< 1\text{mm}$ . Diese sind im Schleuderguss gießtechnisch derzeit nicht zuverlässig darstellbar, jedoch wurden diesbezüglich keine grundlegenden Untersuchungen durchgeführt. Aus diesem Grund ist die Ermittlung gießtechnischer Limits und ihrer Ursachen für die gängigen Gusslegierungen erforderlich.

Im folgenden Kapitel wird darauf im Rahmen einer Parameterstudie im Detail eingegangen.

## **4.2 Ermittlung geometrischer Grenzen für den Guss anhand einer Parameterstudie**

Wie zu Beginn dieses Kapitels erläutert, wurde im Jahr 2010 die Gießanlage Leicomelt 5 TP in Betrieb genommen. Im Zuge zahlreicher Projektarbeiten und interner Versuchsserien sind Prozess- und Anlagenparameter ermittelt worden, die zumeist eine detailgetreue Abbildung komplex gestalteter Niederdruckturbinenschaufeln erlaubten. Allerdings war hierfür stets ein Übermaß (Aufdickung) an gießtechnisch-kritischen Bauteilbereichen vonnöten. In den folgenden Jahren soll das Maß dieser Schaufelaufdickung minimiert werden. Langfristig wird damit das Ziel verfolgt, eine möglichst ökonomische endkonturnahe (near-net-shape) Herstellungsrouten für die Fertigung von Turbinenschaufeln industriell zu etablieren.

Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen in diesem Kapitel findet eine Prozessevaluierung statt, mit deren Hilfe die exakte derzeitige anlagenspezifische Limitierung des Schaufeldesigns herausgestellt wird.

Im ersten Schritt gilt es, universelle Probekörpergeometrien in Anlehnung an real existierende Niederdruckturbinenschaufeln zu entwickeln, welche die wesentlichen Gestaltungsmerkmale vereinfacht abbilden und als Referenzproben dienen. Bei der Auslegung der Prüfkörper sind die gegensätzlichen Anforderungen an eine komplexe, realitätsnahe Schaufelgestaltung einerseits und an eine möglichst einfache geometrische Beschreibbarkeit andererseits zu erfüllen. Weiterhin sollen die Probekörperwachsmo- dellen für den Feingussprozess mit Hilfe eines modularen Matrizenbaus gefertigt werden.

Unter Verwendung der Probekörpergeometrien werden anschließend die Legierungen GE 48-2-2 und 45-2-2XD in Bezug auf ihre gießspezifischen Eigenschaften (Formfüllungsvermögen, Fließvermögen, Lunkerverhalten) charakterisiert.

Zeitgleich mit den praktischen Versuchen werden die Prüfkörpergeometrien der numerischen Simulation zugeführt. In der Folge findet ein Abgleich der experimentellen Ergebnisse mit den Resultaten der Simulationssoftware statt. Der Fokus liegt dabei auf der Evaluierung der Parameter für die numerische Simulation zur Erwirkung möglichst realitätsnaher Simulationsergebnisse.

Nachdem die legierungs- und anlagenspezifischen geometrischen Gestaltungslimits anhand der vorgestellten Prüfmetho- diken ermittelt und die Simulation parametrisiert wurde, ist eine angeschlossene Prozessoptimierung angedacht. An deren Ende soll

eine endkonturgetreue Herstellung künftiger Niederdruckturbinenschaufel-Geometrien durch die Verschiebung der geometrischen Auslegungsgrenzen ermöglicht werden.

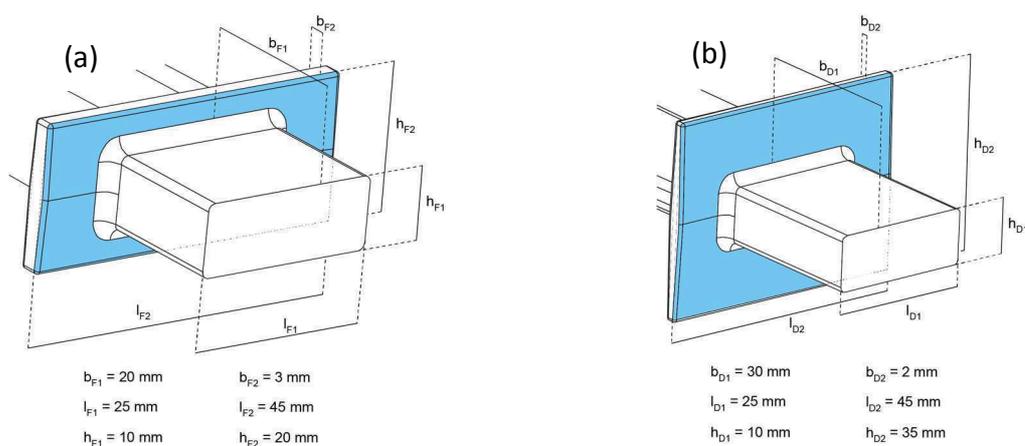
#### 4.2.1 Aufbau einer Niederdruckturbinenschaufel

Die Probekörper zur Untersuchung der gießspezifischen Eigenschaften und dem Aufzeigen der geometrischen Gestaltungslimits orientieren sich am Aufbau real eingesetzter Niederdruckturbinenschaufeln.

Im Folgenden werden zunächst die einzelnen Schaufelbereiche (Fuß, Deckband, Schaufelblatt) bei realen Niederdruckturbinenschaufeln analysiert. Aus den Erkenntnissen werden anschließend die Probekörpergeometrien abgeleitet.

#### Analyse von Fuss- und Deckband

Die exakte Gestaltung des Fuß- und Deckbandbereichs variiert in Abhängigkeit von den Vorgaben des Triebwerksherstellers mitunter stark, hat sich jedoch in der Vergangenheit im Hinblick auf die Konturtreue beim Abguss als unproblematisch erwiesen. Nicht zuletzt deswegen, sondern auch vor dem Hintergrund, dass im Fokus der durchzuführenden Experimente speziell die Gestaltung des Schaufelblattes steht, werden der Fuß- und Deckbandbereich in deutlich vereinfachte Referenzgeometrien übertragen. **Abbildung 4.12** zeigt die simplifizierte Schaufelbereiche mit Nennmaßen, die auf der Dimensionierung von Originalgeometrien beruhen [8].



**Abbildung 4.12:** Bemaßte Fuss- (a) und Deckbandgeometrie (b) der Probekörper [8]

Um eine problemlose Entnahme der gespritzten Wachsmodele aus der Metallmatrize zu gewährleisten, sind die Kanten abgerundet und die in **Abbildung 4.12** gekennzeichneten Flächen minimal abgeschrägt (um 2°).

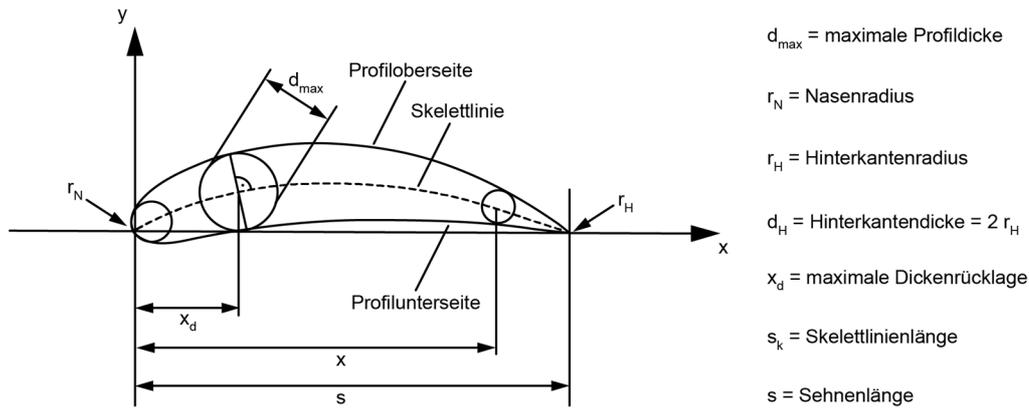
### **Analyse des Schaufelblattes**

Als Grundlage für die Herleitung der geometrischen Gestaltung der Probekörperschaufelblätter dienen sechs real existierende Niederdruckturbinenschaufeln verschiedener Triebwerkshersteller. Aufgrund der vielfältigen Anforderungen an die Aerodynamik, der Profilgestaltung sowie an die Festigkeit der gesamten Schaufel ergeben sich zahlreiche Designkriterien bei der Auslegung des Schaufelblattes. Aus diesem Grund unterscheiden sich alle bei der Analyse vorliegenden Niederdruckturbinenschaufeln erheblich voneinander. Je nach Triebwerksaufbau und Stufenintegration variiert die Schaufelblattlänge  $l$  beispielsweise von 165 bis 255 mm.

### **Analyse des Schaufelblattprofils**

Zur allgemeinen Beschreibung des Profilverlaufs einer Niederdruckturbinenschaufel werden unter anderem die in **Abbildung 4.13** gezeigten Parameter benötigt. Ausgehend von diesen sind die Profilschnitte der vorliegenden realen Niederdruckturbinenschaufeln unmittelbar in Fuß- (Nabenschnitt) und Deckbandnähe (Außenschnitt) vermessen worden. Die Messergebnisse spiegelt **Tabelle 6.1** wieder. Der Index **N** beschreibt den entsprechenden Kennwert am Nabenschnitt, **A** hingegen am Außenschnitt. Der Parameter  $\delta$  spiegelt das Verhältnis von  $d_{max}^N$  zu  $d_{max}^A$  wieder,  $\lambda$  das Verhältnis von  $d_H^N$  zu  $d_H^A$ .

Zu beachten ist hierbei, dass die in **Tabelle 4.2** angegebenen Mittelwerte aus allen vermessenen Schaufelprofilen berechnet worden sind und folglich nicht den Mittelwerten des jeweiligen angegebenen Intervalls entsprechen.



**Abbildung 4.13:** Prinzipieller Aufbau eines Schaufelprofilsschnittes und ausgewählte Bezeichnungen in Anlehnung an [55]

**Tabelle 4.2:** Vermessungsergebnisse realer Niederdruckturbinenschaufeln

Parameter	Intervall	Mittelwert
$s$	27.9 - 45.6 mm	40 mm
$d_{\max}^N$	3.5 - 8.8 mm	5 mm
$d_{\max}^A$	2.4 - 4.4 mm	3 mm
$\delta = \frac{d_{\max}^N}{d_{\max}^A}$	1.17 - 2.0	1.6
$x_d^N$	$\frac{1}{4} \cdot s_k$	$\frac{1}{4} \cdot s_k$
$x_d^A$	$\frac{1}{4} \cdot s_k$	$\frac{1}{4} \cdot s_k$
$d_H^N = 2 \cdot r_H^N$	0.5 - 1.7 mm	0.87 mm
$d_H^A = 2 \cdot r_H^A$	0.5 - 1.2 mm	0.79 mm
$\lambda = \frac{d_H^N}{d_H^A}$	0.97 - 1.42	1.09

Besonderes Augenmerk ist auf die Sehnenlänge  $s$  zu legen. So variiert sie zum einen in Abhängigkeit vom Triebwerkshersteller, zum anderen aufgrund aerodynamischer Gestaltungskriterien in den einzelnen Profilschnitten über die Schaufelblattlänge verhältnismäßig stark. Trotzdem konnten im Zuge der Analyse realer Niederdruckturbinenschaufelprofilschnitte zwei Charakteristiken herausgestellt werden, welche einen maßgeblichen Einfluss auf die spätere Gestaltung ausgewählter Probenkörper haben und unabhängig von der absoluten Sehnenlänge (siehe Kapitel 4.2.3) sind:

1. Der Bereich mit der maximalen Profildicke ( $d_{\max}$ ) liegt auf ein Viertel der Skelettlinienlänge sowohl im Naben- als auch im Außenschnitt
2. Im Bereich der Hinterkante verlaufen die gegenüberliegenden Profelseiten in erster Näherung parallel zueinander

#### 4.2.1.1 Probekörpergestaltung

Für die systematische Untersuchung der geometrischen Gestaltungslimits bei der Herstellung von Niederdruckturbinenschaufeln werden drei Probekörpergruppen (A, B, C) mit jeweils sechs Auslegungsvarianten unterschieden. Somit ergeben sich insgesamt 18 verschiedenartige Probekörpergeometrien (**Abbildung 4.14a-c**).

Die Komplexität im Schaufelblattdesign steigt von Gruppe A über B bis C an. Bei der Variante A handelt es sich flache Profile mit unterschiedlichen Dicken, Variante B ist an ein reales Profil mit unterschiedlichen Keilformen angelehnt. Die Variante C ist ähnlich wie Variante B an ein reales Profil angelehnt, jedoch mit konstantem Keil und variierenden Austrittskantendicken und Parallelitäten. Weiterhin sind die Probekörpergruppen B und C nicht unabhängig voneinander, sondern erlauben auch Rückschlüsse über die Gruppengrenze hinweg.

So basiert die Gestaltung der Probekörpervarianten von Gruppe C auf einer speziell ausgewählten Variante (Variante IV) der Gruppe B. Diese Verknüpfung wird in **Kapitel 4.2.3** ausführlich erörtert.

Die generell für alle Probekörpergruppen A, B und C geltenden Parameter sind in **Tabelle 4.3** zusammenfassend aufgeführt. Sie beruhen auf der Analyse des Schaufelaufbaus (**siehe Kapitel 4.2.1**).

**Tabelle 4.3:** Bemaßung der Bauteilbereiche für die Probekörpergruppen A, B,C

Schaufelbereich	Parameter	Wert [mm]	Schaufelbereich	Parameter	Wert [mm]
Fuss	$b_{F1}$	20	Deckband	$b_{D1}$	30
	$l_{F1}$	25		$l_{D1}$	25
	$h_{F1}$	10		$h_{D1}$	10
	$b_{F2}$	3		$b_{D2}$	2
	$l_{F2}$	45		$l_{D2}$	45
	$b_{F2}$	20		$b_{D2}$	35
Schaufelblatt	s	40	Schaufelblatt	l	200

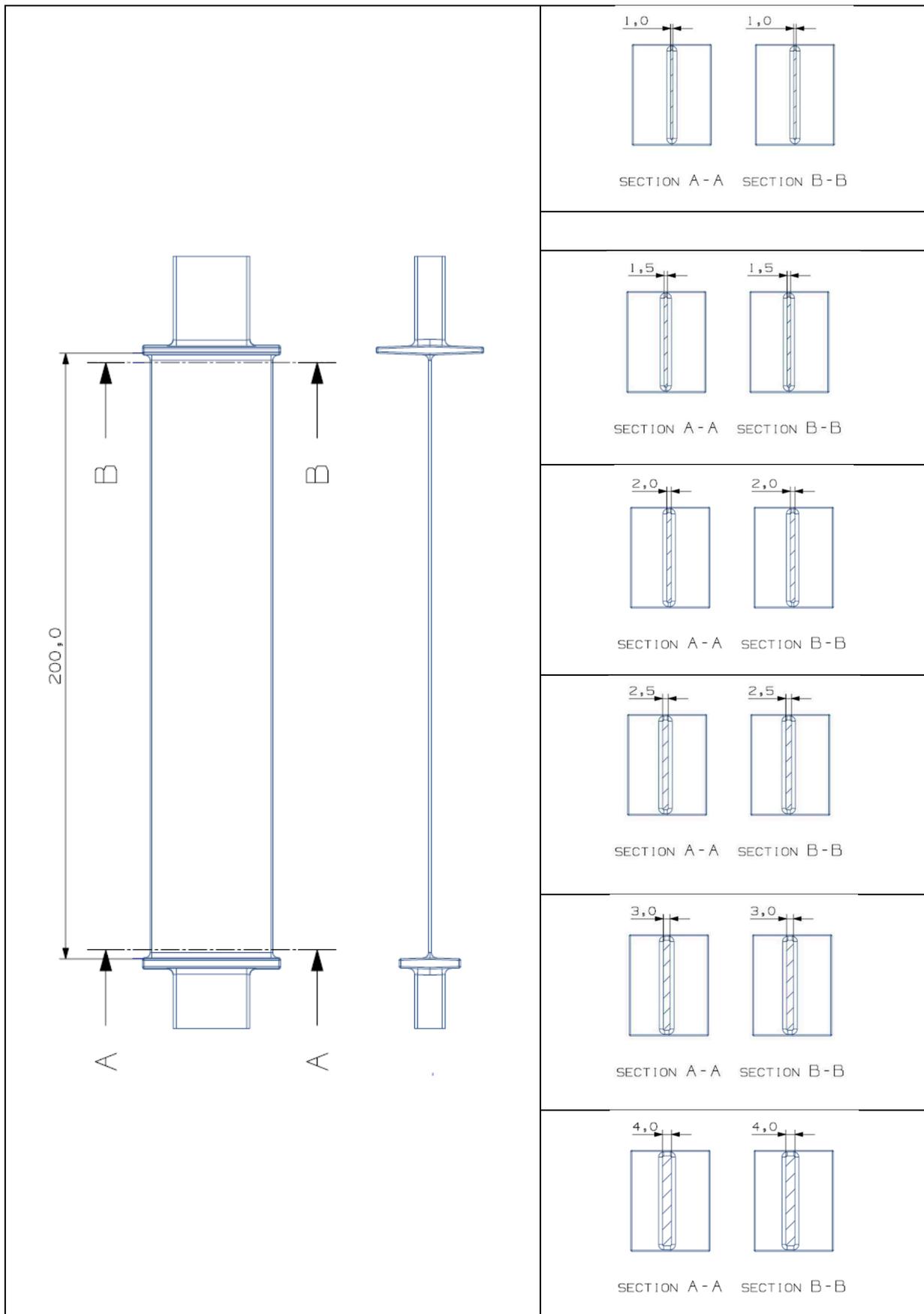


Abbildung 4.14a: Übersicht der Varianten der Probekörpergruppe A

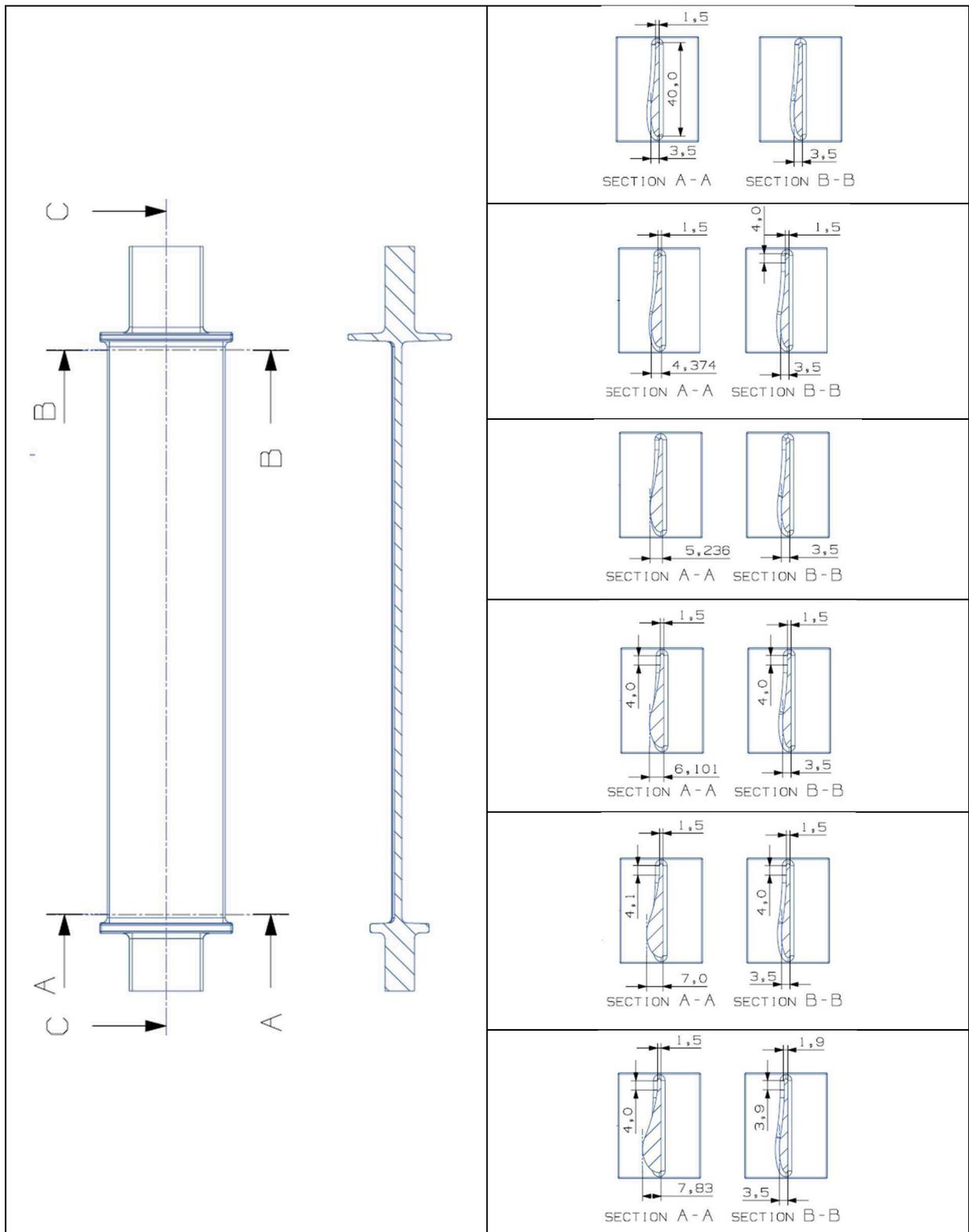


Abbildung 4.14b: Übersicht der Varianten der Probekörpergruppe B

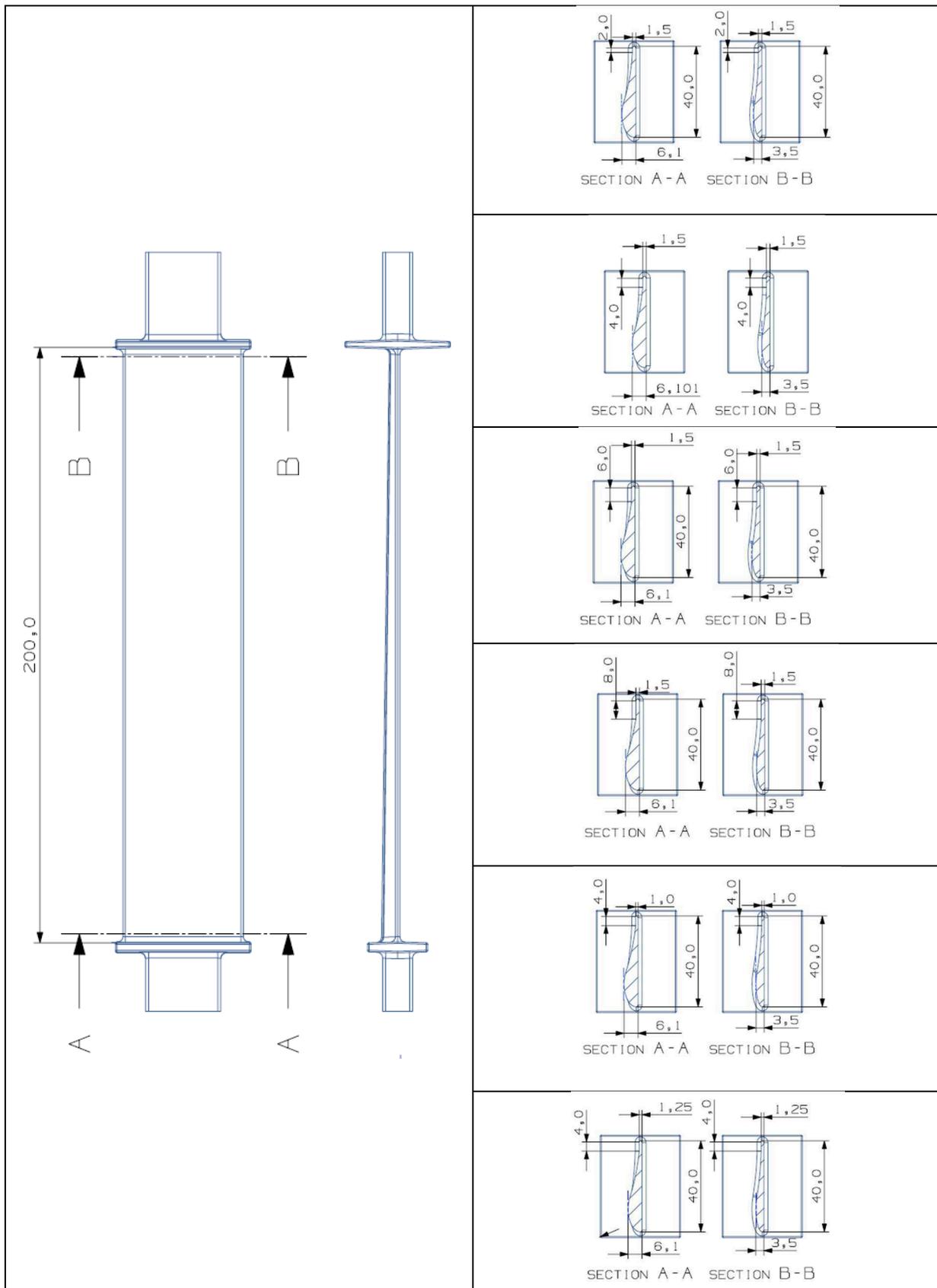


Abbildung 4.14c: Übersicht der Varianten der Probekörpergruppe C

Im Einzelnen umfasst **Tabelle 4.3** die Fuß- und Deckbandgestaltung sowie die Schaufelblattlänge  $l$  und die Sehnenlänge  $s$ . Für  $l$  und  $s$  wurde jeweils ein Wert aus dem mittleren Bereich des Vermessungsintervalls veranschlagt. Des Weiteren werden die einzelnen Profilschnitte der Probekörper zylindrisch aufgefädelt, das heißt ohne Verwindung, lean oder sweep.

### 4.2.1.2 Versuchsbeschreibung

Ein entscheidendes Kriterium neben der eigentlichen Probekörpergestaltung bildet die Forderung nach einem modularen Aufbausystem für die Matrizen zur Herstellung der jeweiligen Wachsmodele. Da die Metallmatrizen für die Erzeugung der Wachsmodele in der Regel aus mindestens zwei Teilen bestehen, soll die benötigte Formteilung im Hinblick auf eine reduzierbare Gesamtmenge an Formhälften konstruktiv genutzt werden [8].

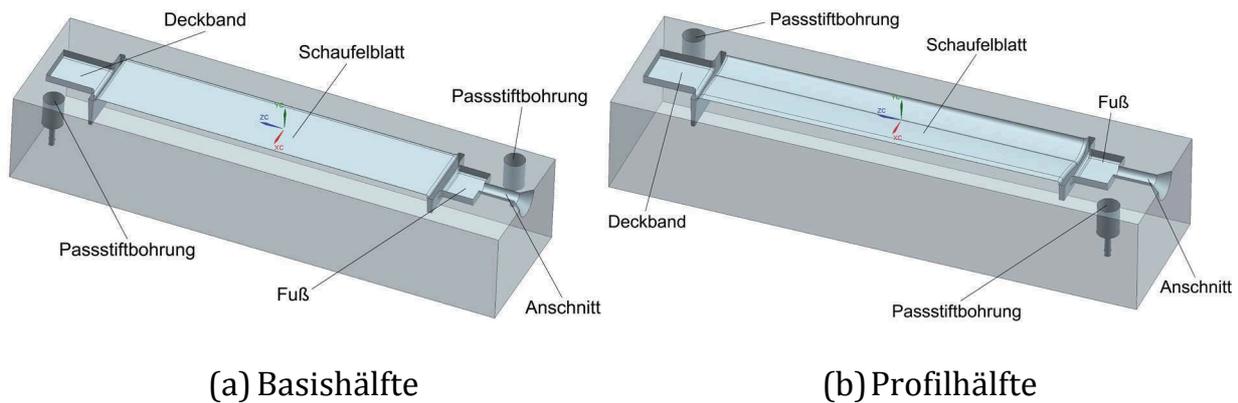
Vor diesem Hintergrund erfolgt eine Einteilung der Matrize in Basis- und eine Profilhälfte:

**Basishälfte:** Besitzt einen Geltungsbereich für mindestens eine Probekörpergruppe. So existiert eine Basishälfte für Gruppe A und eine für Gruppe B/C

**Profilhälfte:** Beinhaltet im Allgemeinen den komplexer gestalteten Anteil der Probekörpergeometrie und kann auf die entsprechende Basishälfte passgenau aufgesetzt werden

In **Abbildung 4.15** sind die Matrizenhälften nebeneinander dargestellt und relevante Bauteilbereiche gekennzeichnet. Neben dem Bauteilhohlraum und dem dazugehörigen Anschnitt sind in den beiden Metallmatrizen Bohrungen vorgesehen, in welche Positionsstifte als Zentriereinheit eingesetzt werden [8].

Der Vorteil des modularen Matrizensystems offenbart sich bei einer Gegenüberstellung der benötigten Formhälften mit und ohne modularen Aufbau. Mit Modulsystem ergeben sich bei der in **Kapitel 4.2.1.1** vorgestellten Anzahl an Probekörpern 20 Formhälften (18 Profilhälften + 2 Basishälften). Ohne Modulaufbau sind es 36 Formhälften (18 Profilhälften + 18 Basishälften), d.h. 80 Prozent mehr.



(a) Basishälfte

(b) Profilhälfte

**Abbildung 4.15:** Zweiteiliges, modulares Aufbausystem der Metallmatrizen [8]

Anhand dieser Rechnung zeigt sich der große Vorteil des modularen Matrizenbaus hinsichtlich Materialeinsatz, Fertigungszeit und Kosten. Die exakte geometrische Ausgestaltung der jeweiligen Basis- und Profilhälften wird in den folgenden Kapiteln unmittelbar nach Ableitung der einzelnen Probekörpergeometrien erörtert.

#### 4.2.2 Probekörpergruppe A

Bei den Probekörpern der Gruppe A werden anstelle von komplex gestalteten Schaufelprofilen flache Platten mit rechteckigem Querschnitt verwendet. Weiterhin sind die Kanten des Schaufelblattes abgerundet. Dies ermöglicht eine bessere Entnahme der Wachsmodele aus der Matrize.

Gemäß **Tabelle 4.4** unterscheiden sich die sechs Varianten I - VI lediglich in der Plattendicke  $d$ , da entlang des Schaufelblattes vom Naben- zum Außenschnitt keine Verjüngung des Querschnitts vorgenommen worden ist.

Das veranschlagte Parameterfeld von 1mm bis 4mm für  $d$  fußt auf zahlreichen Erfahrungswerten und Erkenntnissen, die im Rahmen der in **Kapitel 4.2.1** angesprochenen Untersuchungen mit Niederdruckturbinenschaufeln gewonnen wurden.

**Tabelle 4.4:** Dimensionierung der einzelnen Varianten der Probekörpergruppe A

Variante	Plattenlänge l [mm]	Plattenbreite s [mm]	Plattendicke d [mm]
A I	200	40	1
A II			1,5
A III			2
A IV			2,5
A V			3
A VI			4

So fallen die dünnsten Bereiche realer Niederdruckturbinenschaufeln (zumeist an der Hinterkante) nur in kleinen Schaufelarealen unter 1mm ab. Im Gegenzug haben sich bei der Summe aller bis dato erfolgten Abgüsse auf der Leicomelt 5 TP Bauteilbereiche > 4mm als keine gießtechnische Herausforderung offenbart. Zudem wird der Wert von  $d_{\max} = 4\text{mm}$  nur bei realen Schaufeln mit Schaufelblattlängen über 200mm überschritten.

Mit dem Konzept der geometrisch bewusst einfach gestalteten Plattengeometrien werden mehrere Ziele verfolgt. Dazu zählt die systematische Untersuchung folgender Eigenschaften (jeweils in Abhängigkeit von der Plattendicke d):

1. Formfüllungsvermögen und
2. Fließvermögen

Zusätzlich sollen wertvolle Erkenntnisse bezüglich des Formfüllvorgangs gewonnen werden.

#### 4.2.3 Probekörpergruppe B und C

Anders als bei der Probekörpergruppe A werden keine Platten mit rechteckigem Querschnitt als Schaufelblätter verwendet, sondern die realen Niederdruckturbinenschaufelblattprofile durch ein schaufelähnliches Design angenähert. Der Untersuchungsschwerpunkt bei den Prüfkörpern der Gruppe B liegt auf der Gestaltung des Profilverlaufs, während die Probekörper der Gruppe C speziell auf die Hinterkantengestaltung des Schaufelblattes eingehen. Allgemein

stehen sich bei der Auslegung der Probekörpergeometrien beider Gruppen zwei widersprüchliche Argumente gegenüber:

- größtmögliche Realitätsnähe
- einfache geometrische Beschreibbarkeit

Um dieser Problematik entgegenzuwirken wird zunächst der gewöhnliche Aufbau eines Schaufelblattprofilschnittes vereinfacht.

### Herleitung des Schaufelblattprofils

**Abbildung 4.16** beschreibt die Metamorphose vom grundsätzlichen Profilverlauf einer realen Niederdruckturbinenschaufel (**Abbildung 4.16a**) in eine Probekörpergeometrie mit simplifizierter geometrischer Beschreibbarkeit (**Abbildung 4.16i**).

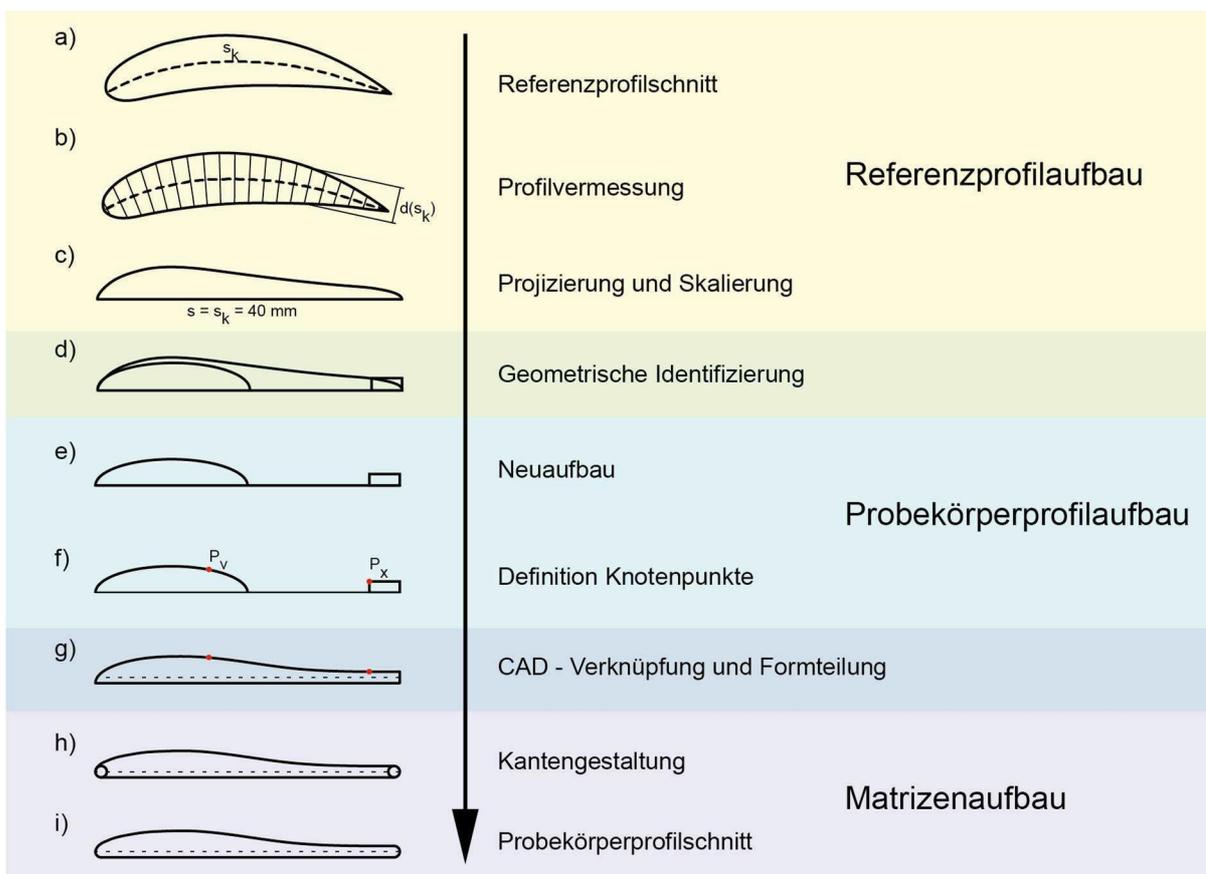
Im ersten Schritt erfolgt die Vermessung des Profilschnitts. Hierfür wird auf jeden Punkt der Skelettlinie das Lot gefällt. Dann werden die jeweiligen Schnittpunkte mit der Profilober- und Profیلunterseite ermittelt und aus diesen die Profildicke ( $d(s_K)$ ) in Abhängigkeit von der Skelettlinienlänge  $s_K$  berechnet (**Abbildung 4.16b**).

Im Anschluss wird die Profildicke auf eine horizontale Ebene projiziert. Die damit einhergehende, planare Profیلunterseite ermöglicht neben einer starken geometrischen Vereinfachung vor allem eine signifikante Verbesserung hinsichtlich der Herstellbarkeit durch den modularen Aufbau der Wachsmatrix. Mittels Skalierung auf  $s_K = 40\text{mm}$  wird die ehemalige Skelettlinie  $s_K$  zur neuen Sehnenlänge  $s$ . Der so entwickelte Profilverlauf ist aus **Abbildung 4.16c** zu erkennen.

Im Folgenden sind einfache, geometrische Gebilde im Profilverlauf zur mathematischen Beschreibung identifiziert worden. Die in **Kapitel 4.2.1** eingeführten wesentlichen Charakteristiken des Profilverlaufs spielen hierbei eine zentrale Rolle. So findet sich ausgehend vom vorderen Schaufelblattprofilbereich auf ein Viertel der Länge der ehemaligen Skelettlinie die maximale Profildicke wieder. Außerdem bietet sich für diesen Bereich, wie in **Abbildung 4.16d** gezeigt, eine längs geschnittene Ellipse als geeignetes Beschreibungsmittel an. Nahe der Hinterkante erlaubt ein Rechteck eine Berücksichtigung Fast-Parallelität der Kantenverläufe.

Mit Hilfe der eingeführten geometrischen Körper beginnt der Neuaufbau der Profilschnitte (**Abbildung 4.16e**). Die identifizierten Grundkörper (längsgeteilte Ellipse und Rechteck) werden deshalb unter Verwendung eines CAD-Programms durch einen Funktionsgraph derart miteinander verknüpft, dass das erzeugte Profil (**Abbildung 4.16g**) dem projizierten Profilverlauf aus **Abbildung 4.16c** gerecht wird. Als Verknüpfungsknoten dienen die in **Abbildung 4.16f** eingezeichneten Punkte  $P_v$  und  $P_x$ . Die gestrichelte Linie in **Abbildung 4.16g** deutet die für den modularen Matrizenaufbau benötigte Formteilung an.

Zur deutlichen Definition von Nasen- und Hinterkante sowie zur verbesserten Herstell- und Verarbeitbarkeit der angenäherten Profilschnitte werden die Kanten angepasst (**Abbildung 4.16h**). Als Ergebnis ergibt sich der prinzipielle Profilverlauf der Probekörpergeometrien der Gruppen B und C ausgehend von der originalen Niederdruckturbinenschaufelprofilgestaltung (**Abbildung 4.16i**).



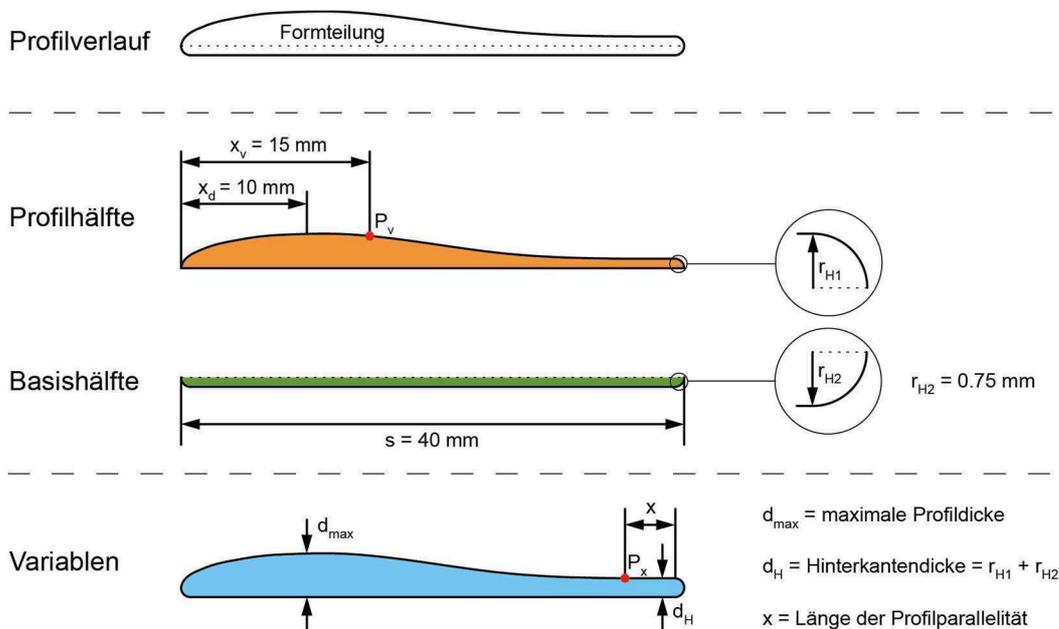
**Abbildung 4.16:** Ableitung des prinzipiellen Profilschnittverlaufs der Probekörper

Zur Beschreibung des so entstandenen Probekörperprofilsschnitts werden Parameter bestimmt, die den Profilverlauf hinreichend charakterisieren (**Abbildung 4.17**).

Eine Reihe von Kenngrößen werden für alle Prüfkörper der Gruppe B und C konstant gehalten [8].

Dazu zählen:

- Sehnenlänge  $s = 40\text{mm}$
- Basishinterkantenradius  $r_{H2} = 0.75\text{mm}$
- Maximale Dickenrücklage  $x_d = 10\text{mm}$
- Verknüpfungslage  $x_v = 15\text{mm}$



**Abbildung 4.17:** Prinzipieller Schaufelprofilsschnitt der Probekörper B/C [8]

Die Profilhälfte der Matrize benötigt aufgrund ihrer komplexeren Gestaltungsmöglichkeit naturgemäß ein Mehr an Parametern zur Beschreibung und erlaubt eine individuelle Anpassung des Profilverlaufs, während die Basishälfte stets unverändert bleibt. Für die experimentellen Untersuchungen werden die folgenden Parameter variiert:

- Profilhinterkantenradius  $r_{H1}$  und damit die Hinterkantendicke  $d_H$
- Länge der Profilparallelität  $x$
- maximale Profildicke  $d_{max}$  und damit das Verhältnis  $\delta$

## Schaufelblattgestaltung

Im Anschluss an die Herleitung des generellen Profilverlaufs der Probekörper sowie die Ermittlung von mathematischen Größen zur Beschreibung desselben ist die Gestaltungsart des gesamten Schaufelblattes festzulegen. So werden die einzelnen Profilschnitte der Probekörper gemäß **Kapitel 4.2.1.1** ausschließlich zylindrisch aufgefädelt.

Besonderes Augenmerk liegt außerdem auf der Veränderung im Profilverlauf entlang der Schaufelblattlänge (**siehe Kapitel 4.2.1**). Wie aus **Tabelle 4.2** hervorgeht, fällt  $d_{max}^N$  zumeist größer aus als  $d_{max}^A$ , d.h. die maximale Profildicke am Nabenschnitt ist in der Regel größer als die maximale Profildicke am Außenschnitt. Das Verhältnis  $\delta$  liegt bei realen Schaufeln zwischen 1.17 und 2.0.

## Probekörpergruppe B

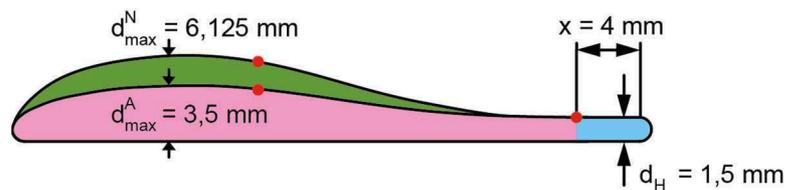
Die resultierende Verjüngung der Schaufel vom Fuß zum Deckband spielt bei der Schaufelblattgestaltung der Probekörper der Gruppe B eine große Rolle. So wird bei den sechs Varianten dieser Gruppe allein das Verhältnis  $\delta$  mit Hilfe der maximale Profildicke  $d_{max}^N$  variiert. Die maximale Profildicke  $d_{max}^A$ , die Länge der Profilparallelität  $x$  sowie die Hinterkantendicke  $d_H$  werden hingegen bei alle Varianten konstant gehalten. **Tabelle 4.5** zeigt diesbezüglich die Parameter zur Beschreibung der unterschiedlichen Varianten.

**Tabelle 4.5:** Dimensionierung der einzelnen Varianten der Probekörpergruppe B

Parameter	Variante B I	Variante B II	Variante B III	Variante B IV	Variante B V	Variante B VI
l	200 mm					
s	40 mm					
x	4 mm					
$d_H$	1,5 mm					
$d_{max}^A$	3,5 mm					
$d_{max}^N$	3,5 mm	4,375 mm	5,25 mm	6,125 mm	7 mm	7,875 mm
$\delta$	1	1,25	1,5	1,75	2	2,25

**Abbildung 4.18** verdeutlicht beispielhaft für Variante IV die Veränderungen im Profilschnitt vom Außen- zum Nabenschnitt. So bleibt die Hinterkantengestaltung ( $x$  und  $d_H$ ) über die Schaufelblattlänge identisch, während der Profilverlauf aufgrund der unterschiedlichen Werte für  $d_{\max}^N$  variiert [8].

Mit Hilfe der Probekörpergeometrien der Gruppe B soll das Lunkerverhalten in Abhängigkeit von Gestaltung des Schaufelblattes (ausgedrückt durch  $\delta$ ) über die Blattlänge ermittelt werden. Weiterhin kann eine Aussage über die Formfüllung im Hinblick auf das Formfüllungsvermögen getroffen werden.



**Abbildung 4.18:** Schematische Darstellung der Profilverlaufänderung vom Außen- zum Nabenschnitt am Beispiel von Variante IV der Probekörpergruppe B [8]

### Probekörpergruppe C

Ausgehend von der in **Abbildung 4.18** dargestellten Variante IV der Probekörpergruppe B wird im Rahmen der Probekörpergruppe C der Einfluss der Hinterkantengestaltung auf die gießspezifischen Eigenschaften bestimmt. Schaufelblattlänge  $l$ , die Sehnenlänge  $s$  und die maximale Profildicke am Naben- und Außenschnitt entsprechen bei allen Prüfkörpern der Gruppe C demnach denen der Variante IV aus Probekörpergruppe B.

Die Hinterkante wird sowohl im Nabenschnitt als auch im Außenschnitt durch die beiden Parameter  $x$  und  $d_H$  hinreichend in ihrer geometrischen Gestaltung beschrieben. Wie bei der Prüfkörpern der Gruppe B bleibt die Auslegung der Hinterkante über die Blattlänge konstant, verjüngt sich demnach im Gegensatz zur Profildicke nicht vom Naben- zum Außenschnitt.

Wie aus **Tabelle 4.6** erkennbar, wird bei den Varianten I - IV der Probekörpergruppe C eine Hinterkantendicke  $d_H$  von 1.5mm festgelegt. Als variabel erscheint im Gegenzug die Länge der Profilparallelität  $x$  im Intervall von 0mm bis 8 mm.

Bei den Varianten V und VI wird der Einfluss von  $d_H$  bei fester Profilparallelität von 4mm erforscht. An dieser Stelle sei angemerkt, dass bei diesen Varianten aufgrund

der modularen Matrizenbauweise der Profilhinterkantenradius  $r_{H1}$  ungleich dem Basishinterkantenradius  $r_{H2}$  ist. Bei Variante V liegt  $r_{H1}$  bei 0.25 mm, bei Variante VI bei 0.5 mm.

Untersuchungsziel bei den Experimenten mit den Probekörpern der Gruppe C ist primär die Ermittlung des Formfüllungs- und Fließvermögens in Abhängigkeit von der geometrischen Dimensionierung der Schaufelblatthinterkante. Einflussgrößen auf die Ergebnisse sind besonders die Länge der Profilparallelität  $x$  und die absolute Hinterkantendicke  $d_H$ .

**Tabelle 4.6:** Dimensionierung der einzelnen Varianten der Probekörpergruppe C

Parameter	Variante C I	Variante C II	Variante C III	Variante C IV	Variante C V	Variante C VI
l	200 mm					
s	40 mm					
x	0 mm	2 mm	6 mm	8 mm	4 mm	4 mm
$d_H$	1,5 mm	1,5 mm	1,5 mm	1,5 mm	1 mm	1,25 mm
$d_{max}^A$	3,5 mm					
$d_{max}^N$	6,125 mm					
$\delta$	1,75					

#### 4.2.4 Versuchsdurchführung

Im Rahmen der Entwicklungsarbeit bei Access wurde ein anlagenspezifischer, optimierter Gießaufbau erarbeitet. Für Niederdruckturbinenschaufeln bis zu einer Schaufelblattlänge von ca. 200mm wird ein speziell entwickelter 12er-Clusteraufbau gemäß **Abbildung 4.19** verwendet. Ähnlich dem modularen Matrizenaufbau der Probekörper wird der gesamte Gießaufbau aus lediglich vier unterschiedlichen Wachskomponenten zusammengesetzt, die unter Verwendung von Metallmatrizen gespritzt werden.

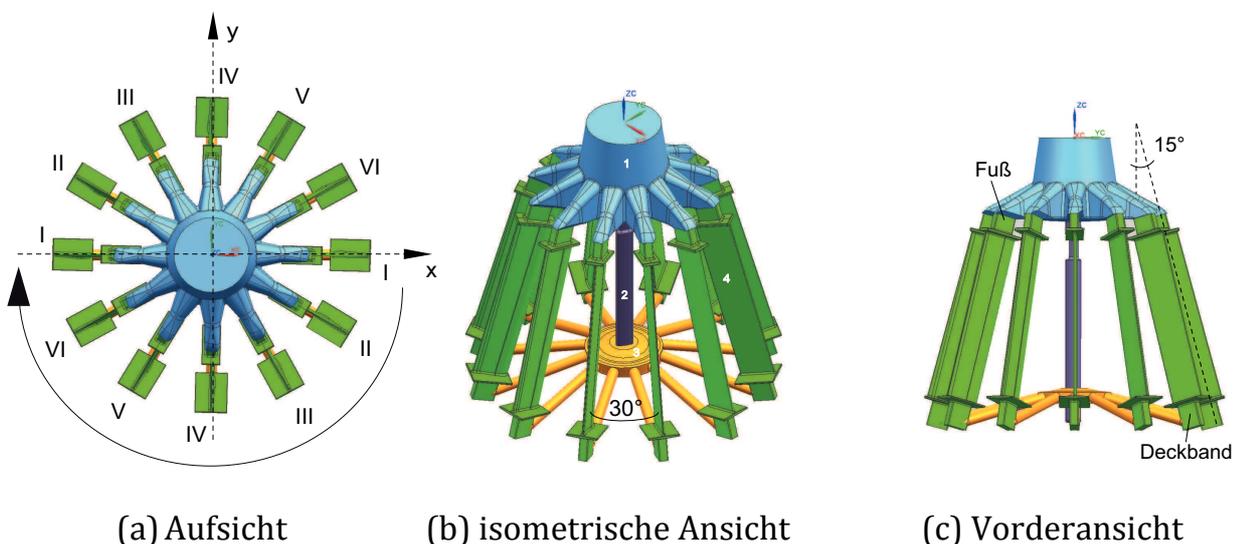
Es sei angemerkt, dass die Fuß- und Deckbandgeometrie der Probekörper einerseits, wie in **Kapitel 4.2.1** erörtert, in Anlehnung an reale

Niederdruckturbinenschaufelfüße bzw. -deckbänder bemaßt wurden, andererseits eine optimale Dimensionierung für die Montage an die übrigen Komponenten des Clusters (Schmelzeverteiler, Bodenverteiler) besitzen.

Aufgrund der rotationssymmetrischen Bauweise des 12er-Clusters sollte die Platzierung der einzelnen Probekörper keinen Einfluss auf die Gießergebnisse haben. Trotzdem und zur Vereinheitlichung werden die Gießeinheiten folgendermaßen aufgebaut:

1. Jeder Cluster umfasst jeweils nur eine Probekörpergruppe
2. Entlang der x-Achse wird Variante I platziert (**Abbildung 4.19a**)
3. Im Uhrzeigersinn (aus Sicht des Schmelzeverteilers) sind die Varianten II - VI angebracht

Bei dieser als Rainbow-Konfiguration bezeichneten Anordnung der Prüfkörper am Schmelzeverteiler ist gewährleistet, dass gleiche Varianten stets gegenüber liegen und jede Variante zweimal am jeweiligen Gießaufbau angebracht ist. Dies hat zur Folge, dass eine Unwucht beim Schleudervorgang minimiert bzw. gänzlich vermieden wird.



**Abbildung 4.19:** Aufbau einer Gießeinheit (12er-Cluster) aus Schmelzeverteiler (1), Zentrierstab (2), Bodenverteiler (3) und montierten Probekörpern (4)

Für die Formschalenherstellung und für den Gießvorgang – d.h. im Einzelnen das Chargieren, das Aufschmelzen und die Kippbewegung des KIT sowie die exakten

zeitlichen Abläufe – werden im Rahmen dieser Arbeit die standardmäßig bei Access etablierten Parameterfelder angewandt. Dies erlaubt Rückschlüsse auf geometrische Gestaltungslimits bei der Auslegung von realen Niederdruckturbinenschaufeln.

Im Hinblick auf repräsentative Versuchsergebnisse wird eine möglichst hohe Anzahl an gegossenen Probekörpern angestrebt. Mit der Menge der identisch durchgeführten Gießversuche steigen zwar die Reproduzierbarkeit und die statistische Aussagekraft der Ergebnisse, doch nimmt damit auch die Anzahl der erforderlichen Cluster stark zu. So würden für 100 Gussteile je Variante bei einer Probekörpergruppenanzahl von 3 (A, B, C) und zwei untersuchungsrelevanten Legierungen insgesamt 300 identisch durchgeführte Abgüsse benötigt, um eine angemessene statistische Masse zu erhalten.

Aufgrund der damit verbundenen hohen Kosten (beispielsweise Yttriumoxid für die Frontschicht der Keramik) sowie dem immensen Zeitaufwand (Montage und Formschalenherstellung für sechs Cluster ca. zwei Wochen) wird für die systematische Untersuchung der geometrischen Gestaltungslimits keine derart hohe Grundgesamtheit genutzt. Stattdessen wurden pro Probekörpergeometrie 2 Abgüsse (für die Gruppe A in der Legierung 45-2-2 XD 4 Abgüsse, da weniger Simulationsergebnisse aus vorherigen Versuchen für diese Legierung vorlagen) durchgeführt, so dass insgesamt 168 Gussteile vorlagen. Da diese Versuchsreihen somit nur eine niedrige Reproduzierbarkeit aufweisen, werden im Gegenzug die experimentell ermittelten Ergebnisse mit den Resultaten der numerischen Simulation abgeglichen, welche in der Vergangenheit für eine Vielzahl von Abgüssen realitätsnahe Ergebnisse präsentiert hat. Dieses Vorgehen reduziert einerseits die Anzahl der benötigten Gießaufbauten erheblich, erlaubt aber dennoch eine Evaluierung der Simulationsergebnisse anhand relativ einfach zu beschreibender Probekörpergeometrien.

Die Vorheiztemperatur beträgt unabhängig von Gruppe oder Legierung stets 1100°C, die nach 15 h Aufheizen erreicht werden. Die Einsatzmenge liegt bei ca. 8 kg und leitet sich von der Masse des Wachclusters ab. Die Rotationsgeschwindigkeit des Drehtellers in der Gießformenkammer ist mit 250 U/min veranschlagt und beruht auf dem Parameterfeld für Abgüsse realer Niederdruckturbinenschaufeln.

Im Anschluss an den Gießvorgang durchlaufen die Gussteile ein Abkühlprogramm, sodass die erstarrte Schmelze innerhalb der Formschale langsam unterhalb die Spröd-Duktil-Übergangstemperatur abkühlt (siehe **Kapitel 2.2**).

**Tabelle 4.7:** Versuchsplan der experimentellen Untersuchungen

Cluster	Gruppe	Legierung	Vorheizung	Einsatzmenge	Drehzahl	Abkühlprogramm
3103-1	A	GE 48-2-2	1.100°C	8,4 kg	250 U/min	1
3103-2		GE 48-2-2		8,1 kg		1
3103-3		45-2-2 XD		7,05 kg		1
3104-1		45-2-2 XD		8 kg		1
3104-2		45-2-2 XD		8 kg		2
3104-3		45-2-2 XD		7,95 kg		2
3112-1	B	GE 48-2-2	1.100°C	8,4 kg	250 U/min	1
3112-2		45-2-2 XD		7,9 kg		1
3112-3		Reserve				
3113-1		GE 48-2-2		8,35 kg		1
3113-2		45-2-2 XD		7,9 kg		1
3113-3		Reserve				
3128-1	C	GE 48-2-2	1.100°C	8,45 kg	250 U/min	1
3128-2		GE 48-2-2		8,5 kg		1
3128-3		Reserve				1
3129-1		45-2-2 XD		7,9 kg		1
3129-2		45-2-2 XD		8,3 kg		1
3129-3		Reserve				1

Das verwendete Abkühlprogramm läuft wie folgt ab:

- Abkühlung innerhalb der geschlossenen Heizkassette; Kassettendeckelentfernung bei ca. 500 – 550°C; Entnahme der Formschale und Entformung bei ca. 100 – 150°C

### 4.3 Untersuchung weiterer geometrischer Limitierungen

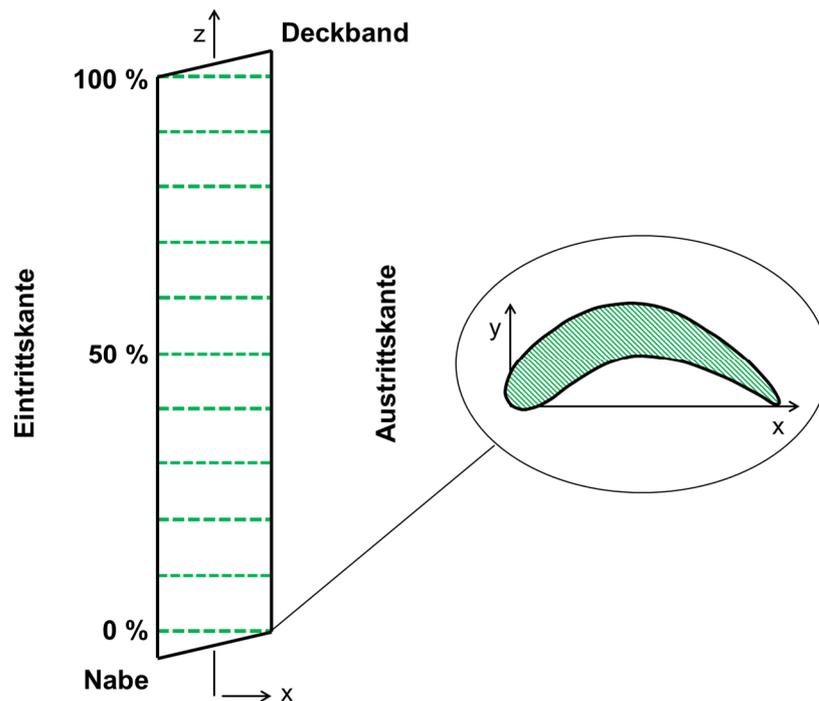
Nachdem in **Kapitel 4.2** die gießtechnischen Limitierungen anhand von Probekörpern untersucht wurden, steht in diesem Kapitel die Untersuchung des Zusammenhangs zwischen realen Turbinenschaufeldesigns und der Gießbarkeit dieser Bauteile. Dabei liegt das Augenmerk auf der Gießbarkeit der verschiedenen Designs von prototypischen Schaufeln verschiedener Hersteller. Auf diese Weise soll ermittelt werden, ob Aussagen über die Gießbarkeit in Abhängigkeit von den verschiedenen Parametern getroffen werden können oder nicht. Unter anderem sollen hier die Wölbung und die Verdrehung eines Profils, die in **Kapitel 4.2** nicht berücksichtigt wurden, im Fokus der Untersuchungen stehen. Diese Parameter

haben Einfluss auf die Strömung der Schmelze und führen daher möglicherweise zu Gießdefekten. Eine genauere Untersuchung dieser Designfaktoren erscheint daher sinnvoll.

### 4.3.1 Erfassung der Turbinenschaufelgeometrien

Die Vermessung der Schaufelgeometrien erfolgt an acht verschiedenen Designs für den Einsatz in der Niederdruckturbinen (NDT-Designs). Dabei findet die Vermessung an den CAD-Modellen der Schaufeln ohne Aufmaß und Aufdickung statt. Sie erfolgt mit dem Programm Polyworks IMInspect Version 12.1 von InnovMetric.

Für die Vermessung werden die Schaufeln senkrecht zu ihrer Höhenrichtung (z-Richtung) geschnitten, sodass der Querschnitt der Schaufeln erzeugt wird. Der erste Schnitt erfolgt am dichtest möglichen Punkt zur Nabe (0%-Schnitt) und der letzte Schnitt wird am höchst möglichen Punkt am Deckband angesetzt (100%-Schnitt). Zwischen diesen beiden Schnitten werden bei den NDT-Designs in 10%-Schritten weitere Schnitte angesetzt, so dass sich elf Schnitte ergeben. **Abbildung 4.20** zeigt schematisch die entsprechenden Schnitte an einem NDT-Design. Die Kanten, die unmittelbar an der Nabe und am Deckband liegen, werden nicht erfasst. Es kann davon ausgegangen werden, dass der Unterschied zwischen den im Schnitt erfassten und nicht erfassbaren Kantendicken sehr gering ist. Eine weitere Unsicherheit liegt in der manuellen Festlegung des 0%- und 100%-Schnitts. Diese werden so auf dem CAD Modell festgelegt, dass sie dem Deckband bzw. Fuß am nächsten, aber noch nicht in deren Radius liegen.



**Abbildung 4.20:** Schematische Darstellung der vermessenen Querschnitte

In **Tabelle 4.8** sind die untersuchten Schaufeldesigns und deren Kürzel aufgeführt, die im Folgenden für sie verwendet werden.

**Tabelle 4.8:** Bezeichnung der Schaufelgeometrien

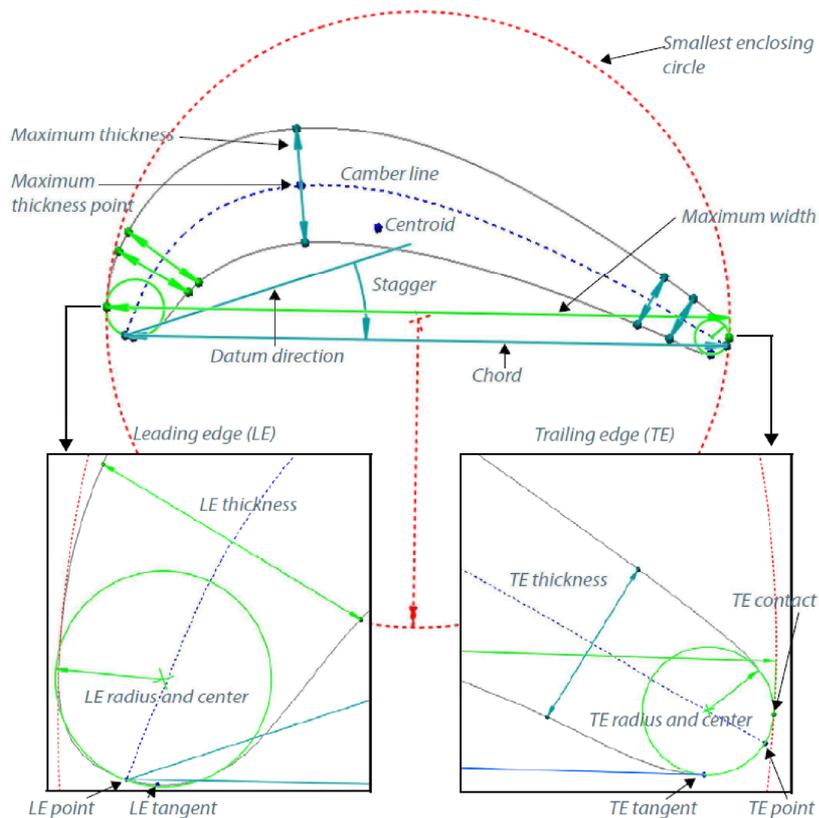
Einsatzort	Bezeichnung	Kürzel
NDT	Industrieschaufel Variante 1, kurz	IP 1-k
NDT	Industrieschaufel Variante 1, lang	IP 1-l
NDT	Industrieschaufel Variante 2, 6. Stufe	IP 2-6
NDT	Industrieschaufel Variante 2, 5.Stufe	IP 2-5
NDT	Industrieschaufel Variante 3, 6.Stufe	IP 3-6
NDT	Industrieschaufel Variante 3, 7.Stufe	IP 3-7
NDT	TATT-Projekt, 4.Stufe (von 5)	T1
NDT	TATT-Projekt, an Gießlimits angepasst, 4.Stufe	T2

#### 4.3.1.1 Meßgrößen

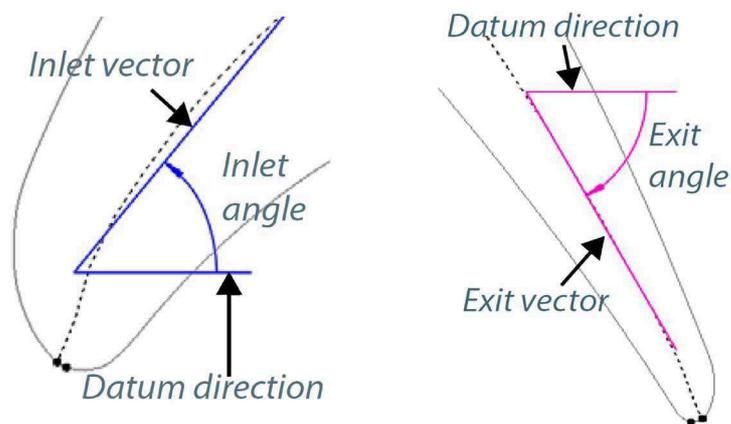
Folgende Messgrößen werden für jeden Querschnitt in den verschiedenen Designs ermittelt (vgl. **Abbildung 4.21** und **4.22**):

- Fläche (Area)
- Skelettlinie (Camber line)
- Maximale Profildicke (Maximum thickness.)
- Sehnenlänge (Chord)
- Eintrittskantenradius (Leading edge radius)
- Austrittskantenradius (Trailing edge radius)
- Winkel Eintrittskante (Inlet angle)
- Winkel Austrittskante (Exit angle)
- Winkel der Sehne zur x-Achse bzw. Hauptachsenrichtung des Triebwerks (Stagger)
- Profildicke 4 mm entfernt von der Austrittskante (Trailing edge thickness 4)

Mittels dieser Messparameter kann die Veränderung des Profils über die Höhe dargestellt werden. Zum einen die Form selbst (Fläche, maximale Profildicke, Sehnenlänge, Ein- und Austrittskantenradius) und die Wölbung des Profils (Skelettlinie, Ein- und Austrittskantenwinkel), sowie die Verdrehung der Schaufel über die Höhe (Stagger). Die Profildicke bei 4 mm Entfernung von der Austrittskante (kurz Profildicke 4) im Vergleich zum Austrittskantenradius gibt Auskunft über die Parallelität der Turbinenschaufel im hinteren Bereich. Dies ist ein für die Formfüllung kritischer Wert.



**Abbildung 4.21:** Bezeichnungen der Messgrößen [56]



**Abbildung 4.22:** Bezeichnung der Ein- und Austrittskantenwinkel [56]

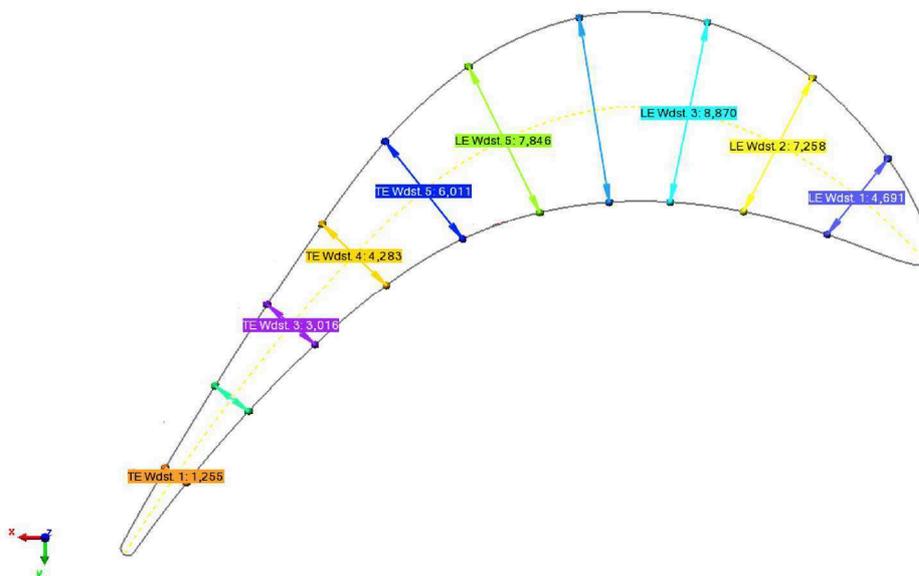
Der Eintrittskantenwinkel ist definiert als der Winkel zwischen x-Achse (datum direction, Bezugsrichtung) und dem Eintrittsvektor (inlet vector). Dieser Eintrittsvektor ergibt sich aus der Winkelhalbierenden zweier Vektoren, die in einem fest definierten Abstand von der Eintrittskante ober- und unterhalb an das Dickenprofil der Skelettlinie angelegt sind. Entsprechendes gilt für den

Austrittskantenwinkel, bei dem der fest definierte Abstand von der Austrittskante ausgeht.

#### 4.3.1.2 Veränderung der Profildicke entlang der Skelettlinie

Neben den zuvor genannten Messgrößen wird zusätzlich an ausgewählten Schnitten der Verlauf der Profildicke entlang der Skelettlinie mittels Polyworks ermittelt. Diese Verläufe geben u.a. Auskunft über die Lage der maximalen Profildicke auf der Skelettlinie und deren Veränderung mit der Höhe. Zudem lassen sich durch die Gegenüberstellung von Verläufen eines Höhenschnitts die Unterschiede der Profildicke darstellen.

Zur Ermittlung der Profildicken entlang der Skelettlinie wird zunächst deren Länge bestimmt und durch 11 geteilt, sodass 10 Messpunkte zwischen Ein- und Austrittskante erzeugt werden (**Abbildung 4.23**). Die Messung der Profildicke erfolgt dann an diesen Punkten senkrecht zur Skelettlinie. Bei der Auftragung der Profildicke über die Skelettlinie wird zusätzlich an den Ein- und Austrittskanten der jeweils doppelte Radius als Profildicke angenommen.



**Abbildung 4.23:** Profildickenmessung am Fuß des originalen IP 2-5-Designs

#### 4.3.1.3 Gießgeometrien

Die Gießversuche werden an ausgewählten Schaufeldesigns durchgeführt (**Tabelle 4.9**). Die für die Formschalenherstellung benötigten Wachsmodelle werden dafür entweder mittels einer Matrize oder durch Rapid Prototyping (RP) hergestellt.

Die gegossenen Geometrien entsprechen allerdings nicht den CAD-Modellen der „ursprünglichen“, aerodynamisch optimierten Schaufeln. Alle Schaufeln (außer T1) werden mit einem bestimmten Aufmaß gegossen. Zum einen, weil die Schwindung des Metalls berücksichtigt werden muss und zum anderen, da ausreichend Material für die Nachbearbeitung (Trennen, Entfernung der Reaktionsschicht etc.) vorhanden sein muss. Ein weiterer Grund ist, dass die Vergrößerung der Austrittskantendicken zu einer besseren Formfüllung der Schaufel an dieser Stelle führt.

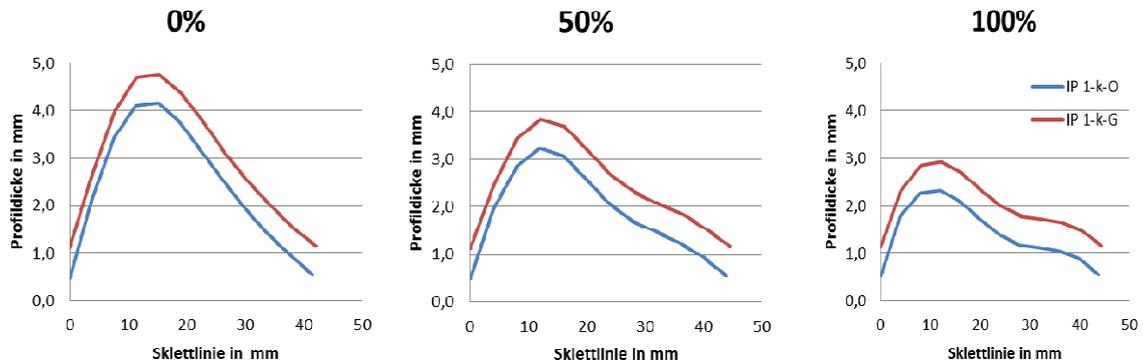
**Tabelle 4.9:** Schaufelgeometrien der Gießversuche

NDT-Schaufeldesign	Modellherstellung	Aufdickung
IP 1-k	RP	ringsum +0,3mm
IP 1-l	RP	ringsum +0,3mm
IP 2-5	RP, Matrize	ringsum +0,3mm
IP 3-6	Matrize	lokal, +0,4mm an Austrittskante
IP 3-7	Matrize	ringsum +0,3mm
T1	RP	ohne

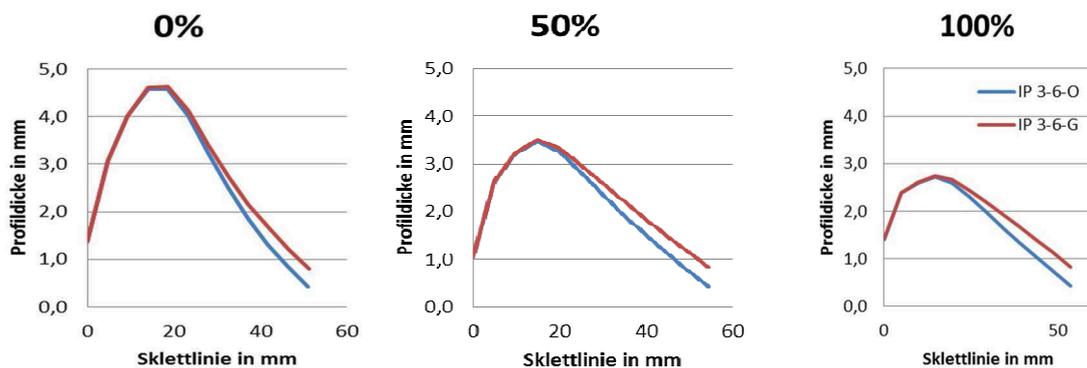
Um den Unterschied zwischen den Ausgangsgeometrien und den aufgedickten Schaufeln deutlich darzustellen, wird jeweils die Profildicke gegen die Skelettlinie aufgetragen und in einem Diagramm dargestellt. Der Vergleich der aufgedickten Designs mit den Ausgangsgeometrien erfolgte am Fuß, Deckband und bei 50 % der Höhe.

Die Designs IP 1-k, IP 1-l, IP 2-5, und IP 3-7 sind ringsum um 0,3 mm aufgedickt (beispielhafte Auftragung der Profildicke siehe **Abbildung 4.24**). Bei der Schaufel IP 3-6 (**Abbildung 4.25**) erfolgt die Aufdickung nur lokal zwischen der maximalen Profildicke und der Austrittskante an der Schaufeloberseite. Die Dicke nimmt dabei stetig bis zur Austrittskante zu und erreicht dort ein Aufmaß von 0,4 mm. Beim Design T1 wird nur die gegossene Originalgeometrie ohne Aufdickung untersucht, da es beim Guss des aufgedickten Designs (ringsum +0,3 mm) bereits mit

Standardparametern zu einer vollständigen Formfüllung kommt und diese daher nicht kritisch ist.

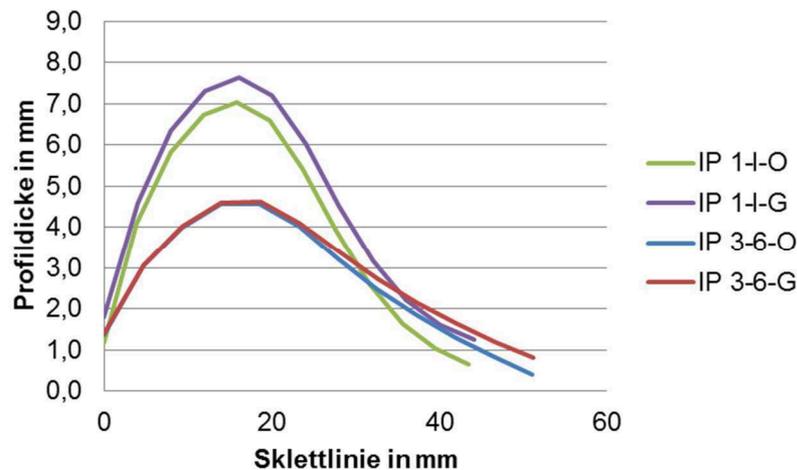


**Abbildung 4.24:** Verläufe der Profildicke über der Skelettlinie für das originale (O) und aufgedickte IP 1-k-Design (G) im 0%-, 50%- und 100%-Schnitt



**Abbildung 4.25:** Verläufe der Profildicke über der Skelettlinie für das originale (O) und aufgedickte IP 3-6-Design (G) im 0%-, 50%- und 100%-Schnitt

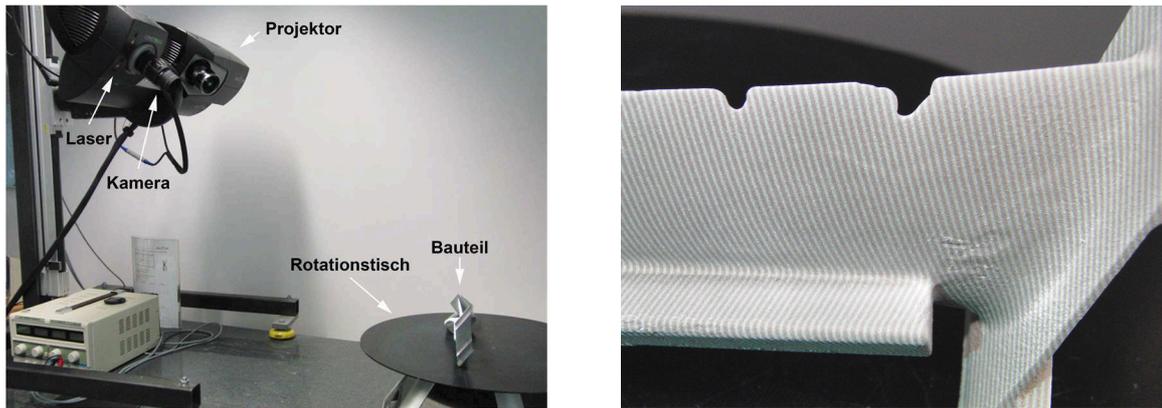
**Abbildung 4.26** gibt die lokale Aufdickung im direkten Vergleich zum ringsum aufgedickten Schaufeldesign wieder (exemplarisch an den Verläufen von IP 1-l und IP 3-6 im 0%-Schnitt). Der Unterschied ist sofort ersichtlich: Bei dem ringsum aufgedickten Design haben beide Kurven (des Guss- und Originaldesigns) einen konstanten Abstand voneinander. Hingegen liegen bei der lokal aufgedickten Geometrie beide Kurven bis zur maximalen Profildicke übereinander, erst dann beginnen sie voneinander abzuweichen. Der Abstand nimmt bis das maximale Aufmaß an der Austrittskante erreicht wird zu.



**Abbildung 4.26:** Vergleich der verschiedenen Arten der Aufdickung (0%-Schnitt)

#### 4.3.1.4 3D-Digitalisierung

Die gegossenen Schaufeln werden mittels des COMET 5 Eco Systems der Firma Steinbichler Optotechnik digitalisiert, welches die Methode der Weißstreifenprojektion nutzt. Dabei erzeugt ein Projektormodul Streifenmuster auf dem Gussstück, wobei die ursprünglich geraden Streifen durch die Bauteiloberfläche abgelenkt werden (**Abbildung 4.27**, rechts). Anhand der Verläufe der reflektierten Streifen, welche durch eine Kamera im Sensormodul aufgenommen werden, wird dann die Bauteilform detektiert. Zusätzliche Laser im Sensormodul sorgen dabei für die Abstandsmessung zwischen Kamera und Bauteil. Für die Vermessung einer Schaufel wird diese auf den Rotationstisch gelegt und mit der Kamera aufgenommen. Danach wird das Bauteil in 60°-Schritten vollautomatisch weitergedreht und digitalisiert, sodass 6 Einzelaufnahmen entstehen aus denen die systemeigene Software eine erste 3D-Darstellung generiert.



**Abbildung 4.27:** COMET 5 Eco System (links), Schaufel mit aufprojizierten Streifen (rechts)

Diese Vorgehensweise wird noch zweimal mit anderen Schaufelpositionen wiederholt. Die einzelnen 3D-Darstellungen werden dann zu einem Scan zusammengefügt, welcher dann mit anderen CAD-Daten verglichen werden kann.

## 4.4 Bewertung der Ergebnisse

### 4.4.1 Bewertung der Ermittlung geometrischer Grenzen für den Guss

#### 4.4.1.1 Probekörpergruppe A

Gemäß dem in **Tabelle 4.7** vorgestellten Versuchsplan sind insgesamt vier Probekörper pro Variante für die Legierung GE 48-2-2 und acht pro Variante für 45-2-2 XD gegossen worden. Anhand dieser Gusstücke erfolgt die systematische Untersuchung der gießspezifischen Eigenschaften.

### Formfüllungsvermögen

Das Formfüllungsvermögen FFV ergibt sich aus dem Verhältnis des tatsächlich gefüllten Plattenvolumens  $V_{\text{ist}}$  zum maximal möglichen füllbaren Bereich  $V_{\text{max}}$  in Prozent:

$$FFV = \frac{V_{ist}}{V_{max}} 100\% \quad (4.1)$$

Mit

$$V_{ist} = A_{ist} \cdot d_{ist} \quad V_{max} = A_{max} \cdot d_{max} \quad (4.2)$$

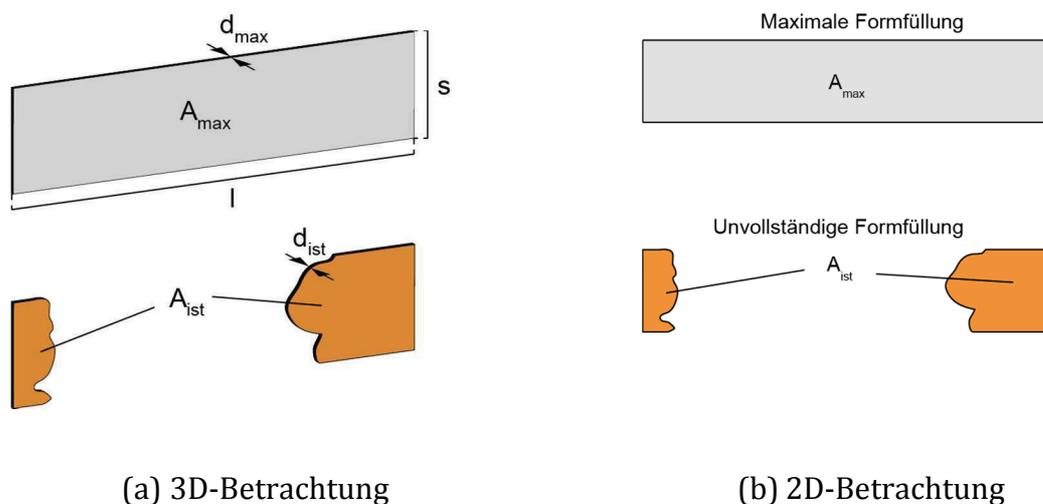
**Abbildung 4.28** verdeutlicht die in Gleichung 4.2 eingeführten Parameter zur Berechnung der Volumina anhand einer schematischen Skizze.

Unter der Annahme, dass die Oberflächenausprägung der erstarrten Schmelze von nicht vollständig ausgelaufenen Prüfkörpern entlang der Plattendicke  $d$  planar ist, gilt  $d_{ist} = d_{max} = d$  und Gleichung 4.2 kann folgendermaßen geschrieben werden:

$$FFV = \frac{A_{ist}}{A_{max}} 100\% \quad (4.3)$$

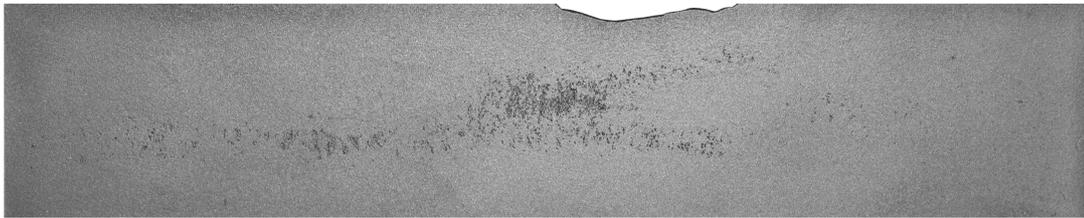
Die in **Abbildung 4.28a** gezeigte dreidimensionale Betrachtung des Füllgrades der Probekörper vereinfacht sich in der Folge zu einer zweidimensionalen Auswertung, siehe **Abbildung 4.28b**. Zur Bestimmung von  $A_{max}$  werden die in **Kapitel 4.2.2** eingeführten Kenngrößen Plattenlänge  $l$  und Plattenbreite  $s$  herangezogen.

Zur Ermittlung der tatsächlich gefüllten Plattenfläche  $A_{ist}$  sind zunächst alle vergossenen Probekörper aus fixierter Perspektive mit konstanten Kameraeinstellungen und Maßstab fotografiert worden.



**Abbildung 4.28:** Darstellung der Parameter zur Beschreibung der Formfüllung

Für jede Probekörpervariante ist im Anschluss mit Hilfe eines digitalen Vermessungsprogrammes die jeweilige Plattenfläche  $A_{ist}$  automatisiert vermessen worden. **Abbildung 4.29** zeigt exemplarisch einen für die digitale Vermessung herangezogenen, nicht vollständig gefüllten Probekörper.



**Abbildung 4.29:** Probekörperaufnahme zur digitalen Ausmessung von  $A_{ist}$

Die Messergebnisse liegen zunächst in der Einheit [Pixel<sup>2</sup>] vor und sind unter Zuhilfenahme eines Umrechnungsfaktors in [mm<sup>2</sup>] umzurechnen. **Tabelle 4.10** zeigt exemplarisch die Ermittlung des Formfüllungsvermögens FFV mit Hilfe von  $A_{ist}$ , dem Umrechnungsfaktor und  $A_{max}$  für den in **Abbildung 4.29** gezeigten Prüfkörper.

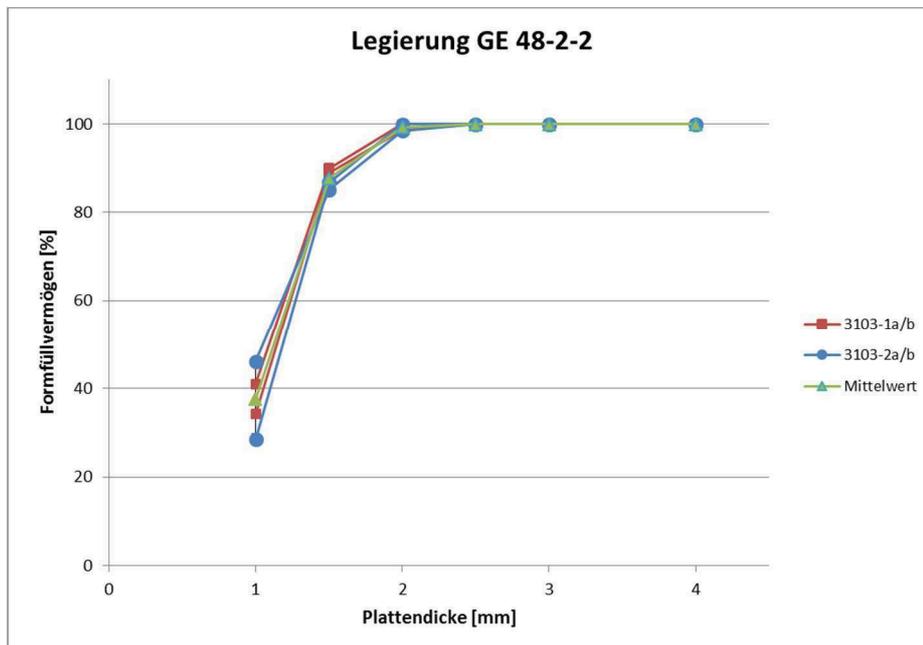
**Tabelle 4.10:** Exemplarische Ermittlung des Formfüllungsvermögens (FFV)

$A_{ist}$ [Pixel <sup>2</sup> ]	Umrechnungsfaktor	$A_{ist}$ [mm <sup>2</sup> ]	$A_{max}$ [mm <sup>2</sup> ]	FFV [%]
2015430	1mm ~ 16,56 Pixel	7879	8000	98

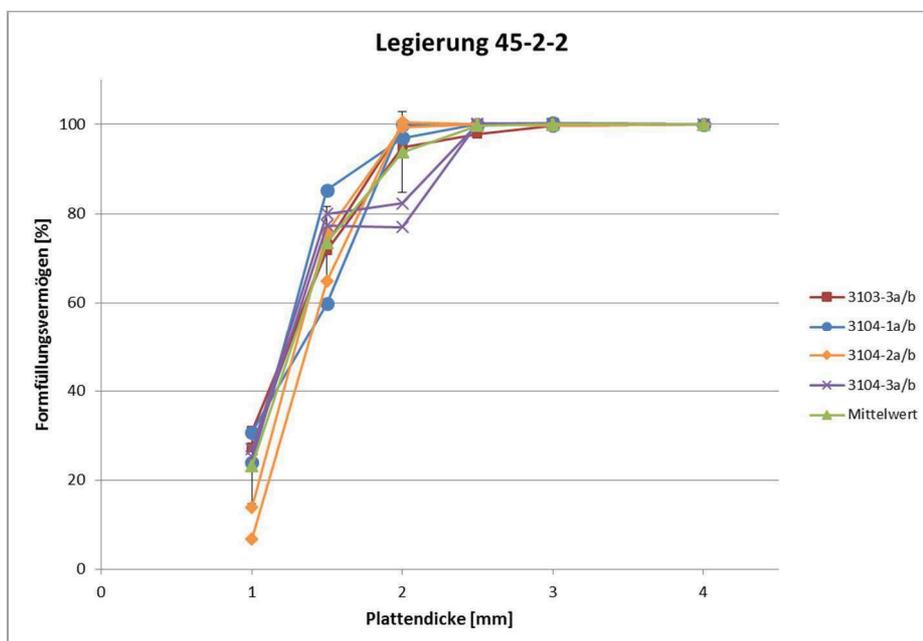
Nachdem alle Probekörperplatten vermessen und das Formfüllungsvermögen ermittelt wurden, sind das arithmetische Mittel  $x_{FFV}$  und der Schätzwert für die Standardabweichung der Grundgesamtheit  $\sigma_{FFV}$  berechnet worden. Eine legierungsabhängige Auftragung der FFV-Ergebnisse eingeschlossen der aus  $\sigma_{FFV}$  resultierenden Fehlerbalken gegen die Plattendicke  $d$  beinhalten die **Abbildungen 4.30** und **4.31**.

Wie diese Darstellungen offenbaren, schwankt der Grad der Formfüllung für die Legierung 45-2-2 XD mitunter stark innerhalb der Plattendicken. Dies ist einerseits dem Gießverhalten der Legierung zuzuschreiben, andererseits kann nicht ausgeschlossen werden, dass aufgrund der zweimal höheren Grundgesamtheit gegenüber der GE 48-2-2 genauere Toleranzgrenzen aufgezeigt werden. Bei der

Legierung GE 48-2-2 liegen die Ergebnisse außer bei  $d = 1\text{mm}$  in einem engen Toleranzband.



**Abbildung 4.30:** Legierungsspezifischer Formfüllungsgrad in Abhängigkeit von der Plattendicke  $d$



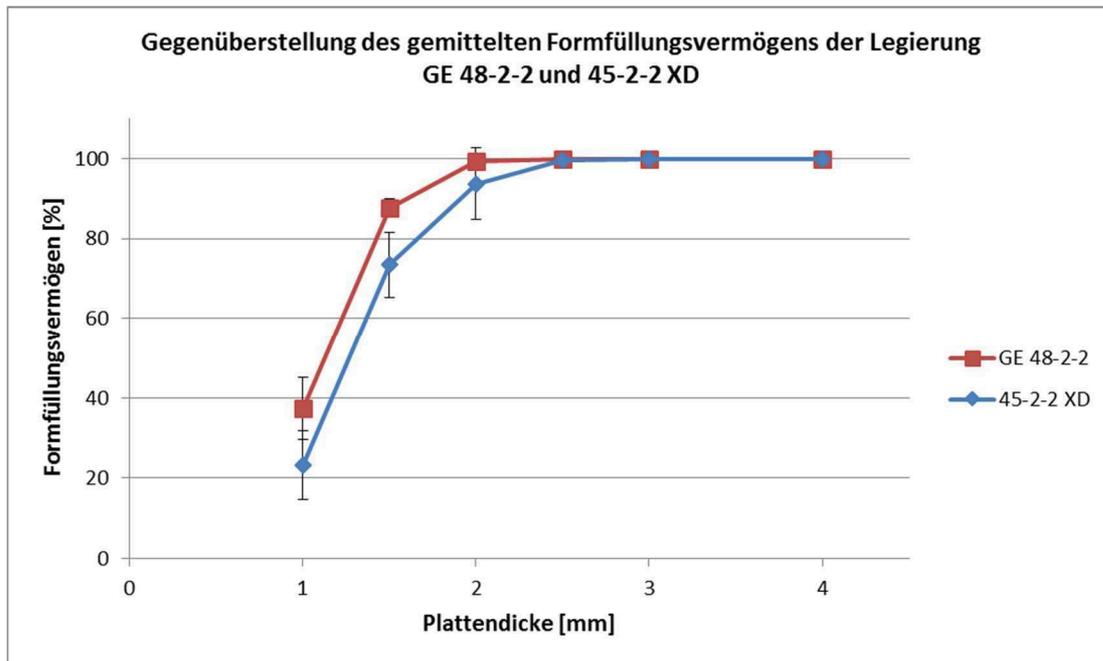
**Abbildung 4.31:** Legierungsspezifischer Formfüllungsgrad in Abhängigkeit von der Plattendicke  $d$

Es zeigt sich, dass ab einer Plattendicke von  $d = 2.5\text{mm}$  mit einer vollständigen Formfüllung gerechnet werden kann. Bereits bei  $d = 2\text{mm}$  kann mit einer 99%igen Formfüllung erreicht werden.

Werden die Mittelwerte des Formfüllungsvermögens  $\bar{x}_{\text{FFV}}$  der untersuchten Legierungen in Abhängigkeit von der Plattendicke unter Berücksichtigung der Standardabweichung gegeneinander aufgetragen, folgt **Abbildung 4.32**.

Es zeigt sich, dass ab einer Plattendicke von  $d = 2.5\text{mm}$  mit einer vollständigen Formfüllung gerechnet werden kann. Bei geringeren Plattenstärken – insbesondere bei  $d \rightarrow 1\text{mm}$  – zeigt sich ein deutlich höherer Formfüllungsgrad bei der Legierung GE 48-2-2. Auch die Fehlerbalken fallen geringer aus. So kann bei GE 48-2-2 bereits bei  $d = 2\text{mm}$  mit einer 99 %igen Formfüllung gerechnet werden, während  $\bar{x}_{\text{FFV}}$  bei der Legierung 45-2-2 XD stark um 95 % schwankt.

Interessanterweise bleibt die Differenz der FFV-Mittelwerte  $\bar{x}_{\text{FFV}}$  für die Plattendicken  $d = 1.5\text{mm}$  und  $d = 1\text{mm}$  nahezu unverändert bei ca. 15 %. Dies ist ein Zeichen für das generell gesteigerte Formfüllungsvermögen der GE 48-2-2 gegenüber der 45-2-2 XD. Vor dem Hintergrund, dass bei allen Abgüssen die Druck- und Temperaturverhältnisse optimal an die jeweilige Legierung angepasst wurden, sind die Gründe für die abweichenden Formfüllungsgrade mitunter bei physikalischen Größen zu suchen. Dazu zählen beispielsweise die Viskosität oder Oberflächenspannung der Legierungen. Auch erstarrungsmorphologische Phänomene können als Ursache nicht ausgeschlossen werden. Ein erster Einfluss für die schlechtere Formfüllung der Legierung 45-2-2 XD kann im Vergleich zur Legierung GE 48-2-2 niedrigeren Al-Gehalt begründet werden. Hierdurch weitet sich das Erstarrungsintervall aus und es liegt eine stark dendritische Erstarrung vor. Der Überhitzungsgrad der Schmelze sowie die Beschaffenheit und Temperatur der Formschalen beim Abguss sind für beide Legierungen als gleichwertig zu betrachten und erlauben daher keine ursächlichen Rückschlüsse auf das differenzierte Formfüllungsvermögen der Legierungen.



**Abbildung 4.32:** Gegenüberstellung des gemittelten Formfüllungsvermögens der Legierungen GE 48-2-2 und 45-2-2 XD abhängig von der Plattendicke  $d$

### Fließvermögen

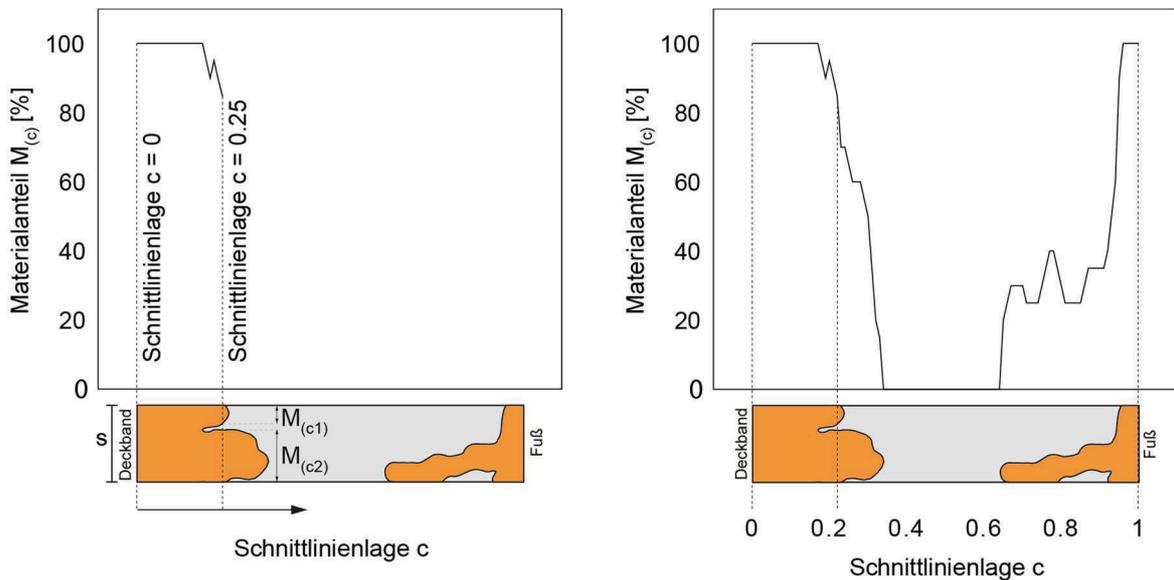
Zur Charakterisierung des Fließvermögens der Legierungen wird unter Verwendung der Probekörper mit der Plattendicke  $d = 1\text{mm}$  die sogenannte Materialanteilskurve (Abbott-Kurve) herangezogen. Sie ist aus der quantitativen Beurteilung von Oberflächenrauheiten bekannt [57].

Allgemein beschreibt der Materialanteil  $M_{(c)}$  den Anteil der summierten, im Material verlaufenden Streckenabschnitte ( $\sum M_{(ci)}$ ) in Abhängigkeit von der jeweiligen Schnittlinienlage  $c$  relativ zur Gesamtmessstrecke (Plattenbreite  $s$ ):

$$M_c = \frac{100}{s} \sum_{i=1}^n M_{(ci)} [\%] \quad (4.4)$$

Wird anschließend der Materialanteil über die Höhe des Profils bzw. die Schnittlinienlage aufgetragen ergibt sich die Abbott-Kurve. Anhand von **Abbildung 4.33** soll das konkrete Vorgehen zur Herleitung der Abbott-Kurve erläutert werden. Unterhalb der eigentlichen Materialanteilskurve ist in **Abbildung 4.33a** schematisch eine nicht vollständig gefüllte Probeplatte vor dem maximal füllbaren Bereich dargestellt. Die Gesamtplattenlänge  $l$  wird auf 1 normiert und in jeweils

0,01 Schritten mit vertikalen Schnittlinien durchzogen. Die Schnittlinien liegen somit parallel zur Plattenbreite  $s$ .



(a) Teil-Abbott-Kurve (bis  $c = 0.25$ )

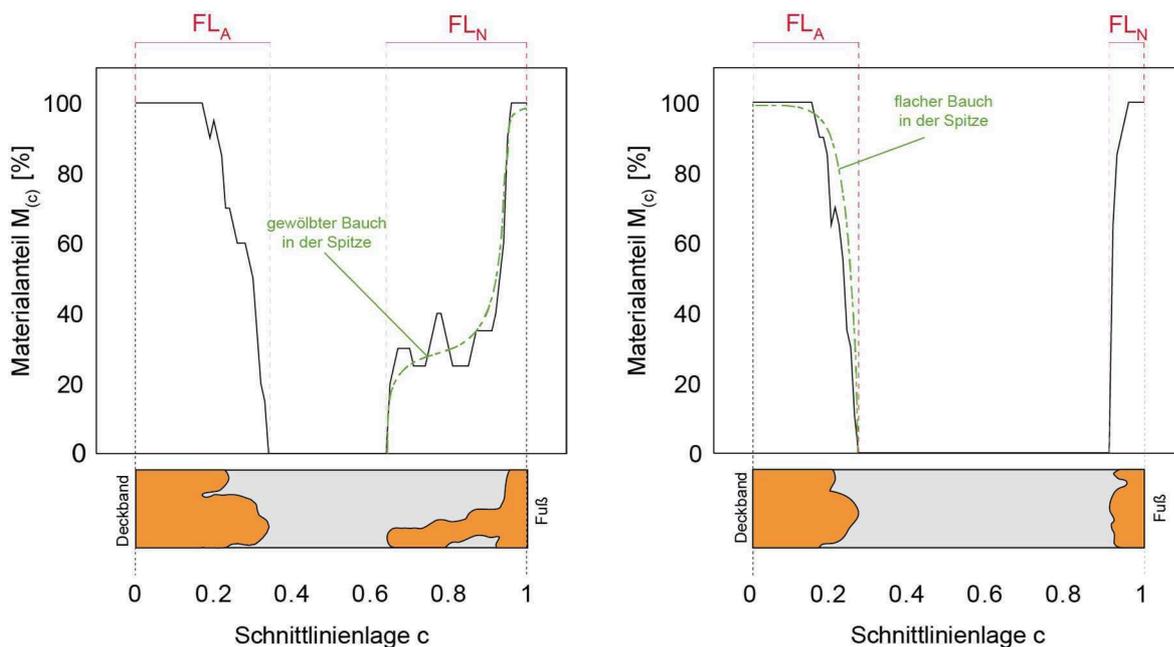
(b) Abbott-Kurve des Probekörpers

**Abbildung 4.33:** Schematische Ermittlung der Materialanteilskurve eines Probekörpers

Die erste Schnittlinie durch das vorliegende Plattenprofil liegt bei der Schnittlinienlage  $c = 0$  (Außenschnitt beim Probekörper). Hier wird der im Material verlaufende Streckenabschnitt  $M_{(c1)} = s$  bestimmt und in Gleichung 6.4 zur Ermittlung des Materialanteils  $M_{(c)}$  eingesetzt – in diesem Fall folgt  $M_{(c)} = 100\%$ . Das Resultat wird in das Abbott-Diagramm an der Schnittlinienlage  $c = 0$  eingetragen. Dieses Vorgehen wird für alle nachfolgenden Schnittlinienlagen entlang der Schaufelblattlänge  $l$  wiederholt.

So zeigt **Abbildung 4.33a** die Bestimmung des Materialanteils bis einschließlich zur Schnittlinienlage  $c = 0.25$  (mit  $M_{(ci)} = M_{(c1)} + M_{(c2)}$  bei  $c = 0.25$ ). Die vollständige Abbott-Kurve des vorgestellten Probekörpers legt **Abbildung 4.33b** offen. Derartig ermittelte Abbott-Kurven aus nicht vollständig gefüllten Prüfkörpern erlauben folgende Aussagen (siehe **Abbildung 4.34**):

- Ermittlung der maximalen Fließlänge in Abhängigkeit vom Ort der Schmelzezuführung (fuß- ( $FL_N$ ) oder deckbandseitig ( $FL_A$ )) sowie der maximale Gesamtläng  $FL = FL_N + FL_A$
- Charakterisierung der Materialverteilung und damit Beschreibung der erstarrten Schmelzefrontgestaltung durch den Verlauf der Kennlinie: Bei einem sogenannten gewölbten Bauch gemäß **Abbildung 4.34a** liegt wenig Material in den Spitzen vor (spitze Fließfront), während bei einem flachen Bauch nach **Abbildung 4.34b** viel Material in den Spitzen vorliegt (ebene Fließfront).



(a) Probekörper mit gewölbten Bauch

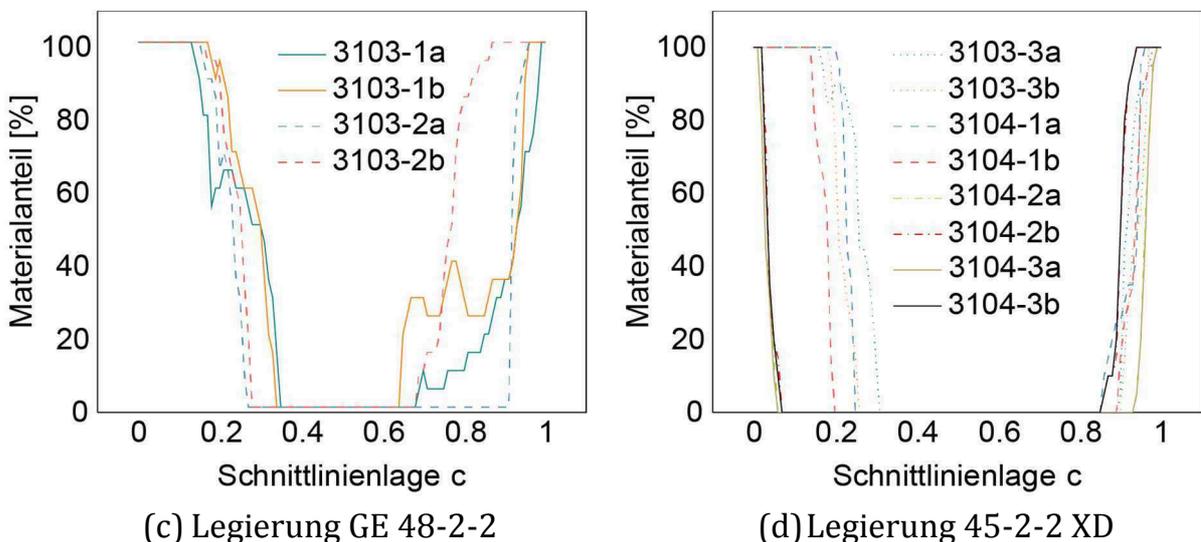
(b) Probekörper mit flachem Bauch

**Abbildung 4.34:** Übersicht der charakteristischen Größen einer Materialanteilskurve

**Abbildung 4.35** führt die Abbott-Kurven der Plattendicke  $d = 1\text{mm}$  für die untersuchten Legierungen GE 48-2-2 und 45-2-2 XD auf. **Tabelle 4.11** beinhaltet die dazugehörigen Kenngrößen  $FL_N$ ,  $FL_A$  und  $FL$ . Zusätzlich sind in **Tabelle 4.11** die arithmetischen Mittelwerte  $\bar{x}_{FLN}$ ,  $\bar{x}_{FLA}$  sowie  $\bar{x}_{FL}$  und der Schätzwert der Standardabweichung der Grundgesamtheit  $\sigma_{FL}$  aufgeführt. Wie bei der Untersuchung des Formfüllungsvermögens<sup>3</sup> gilt es zu beachten, dass für die

Legierung 45-2-2 XD eine doppelt so große Population wie für die GE 48-2-2 vorliegt.

Wie aus den Ergebnissen in **Tabelle 4.11** hervorgeht, dominiert die Legierung GE 48-2-2 im Hinblick auf die absoluten Fließlängen deutlich. Dies gilt sowohl einzeln für die fuß- und deckbandseitig gefüllten Plattenbereiche als auch für die Gesamtlängelänge. Die entsprechenden Werte für  $\bar{x}_{FLN}$ ,  $\bar{x}_{FLA}$  und  $\bar{x}_{FL}$  fallen stets mindestens zweimal größer aus als bei der Legierung 45-2-2 XD. Mit der absoluten, mittleren Fließlänge  $\bar{x}_{FL}$  ist jedoch nur ein Kennwert zur Beschreibung des legierungsspezifischen Fließvermögens ermittelt. Für eine vollständige Aussage über das Fließvermögen bedarf es daher einer detaillierten Analyse der Abbott-Kurvenverläufe in Abhängigkeit von der Legierung.



**Abbildung 4.35:** Legierungsspezifische Materialanteilskurve für die Plattendicke  $d = 1\text{mm}$

Zunächst kann sowohl für die Legierung GE 48-2-2 als auch für 45-2-2 XD aus dem flachen Bauch der Materialanteilskurve gemäß **Abbildung 4.35** ein planarer Fließfrontverlauf für die über das Deckband gefüllte Plattenseite (Schnittlinienlage 0 - 0,3) abgeleitet werden. Somit ist auf eine verhältnismäßig lamellare Formfüllung zu schließen.

**Tabelle 4.11:** Ermittelte Fließlängen für  $d = 1\text{ mm}$ 

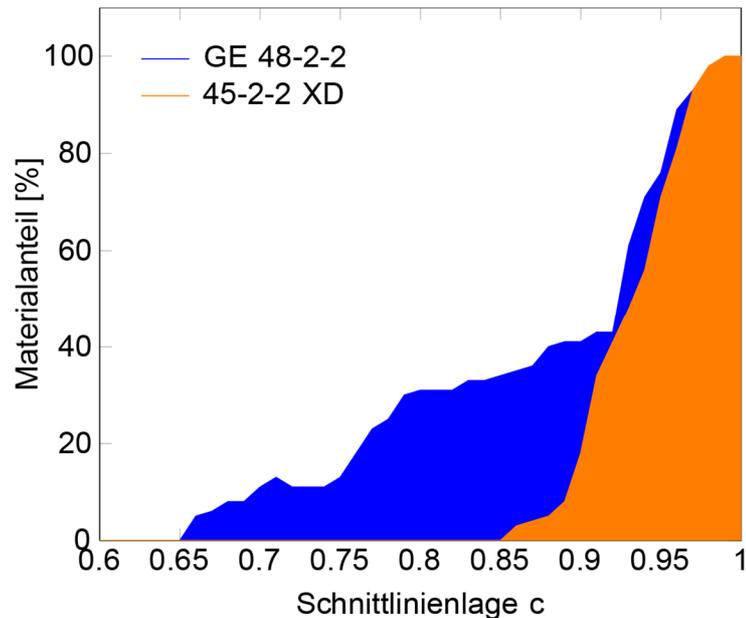
Plattenummer	Legierung	$FL_N$ [mm]	$FL_A$ [mm]	$FL$ [mm]	$X_{FLN}$ [mm]	$X_{FLA}$ [mm]	$X_{FL}$ [mm]	$\sigma_{FL}$ [mm]
3103-1a	GE 48-2-2	68	62	130	60	53,5	113,50	30,39
3103-1b		66	72	138				
3103-2a		52	18	70				
3103-2b		54	62	116				
3103-3a	45-2-2 XD	60	20	80	30	20,8	50,75	23,08
3103-3b		50	18	68				
3104-1a		48	28	76				
3104-1b		38	20	58				
3104-2a		10	12	22				
3104-2b		12	28	40				
3104-3a		10	12	22				
3104-3b		12	28	40				

Das über den Fußbereich der Probekörpergeometrie mit Schmelze versorgte Plattenareal (Schnittlinienlage 0.6 - 1) offenbart dagegen eine starke Legierungsabhängigkeit beim Fließverhalten. So deutet der gewölbte Bauch bei der Legierung GE 48-2-2 in **Abbildung 4.35a** eine relativ spitze Fließfront an, die auf einen turbulenten Formfüllungsvorgang schließen lässt. Im Vergleich dazu liegt bei der Legierung 45-2-2 XD nach **Abbildung 4.35b** in Folge des flachen Kurvenverlaufs eine ebene Fließfront vor.

Die Erkenntnisse bezüglich der tendenziell turbulenten Formfüllung im Fußbereich bei der Legierung GE 48-2-2 decken sich mit dem erwarteten Formfüllungsvorgang. So herrscht im Bereich des Fußes aufgrund der in **Abbildung 4.19** eingeführten Montage der Probekörper am Cluster ein fallender Guss vor,

während der Deckbandbereich über den Bodenverteiler durch lamellaren, steigenden Guss gefüllt wird.

In diesem Zusammenhang stellt sich die Frage, welche Formfüllungsart im Fußbereich für das Abgussergebnis wünschenswerter erscheint – mit spitzer Füllfront (GE 48-2-2) oder ebener Fließfront (45-2-2 XD). In **Abbildung 4.36** ist deswegen eine gemittelte Abbott-Kurve je Legierung in einem gemeinsamen Diagramm im relevanten Schnittlinienlagenbereich aufgetragen.



**Abbildung 4.36:** Gegenüberstellung der gemittelten Abbott-Kurven für den Bereich  $c = 0.6 - 1$

Wie aus den Kurvenverläufen in **Abbildung 4.36** erkennbar, liegt die Abbott-Kurve der Legierung GE 48-2-2 unabhängig von der Schnittlinienlage  $c$  oberhalb der Materialanteilskurve der Legierung 45-2-2 XD. Dies hat zur Folge, dass die GE 48-2-2, wie kürzlich anhand von **Tabelle 4.11** geschildert, nicht nur eine größere absolute Fließlänge  $\bar{x}_{FL}$  im Vergleich zur 45-2-2 XD besitzt, sondern darüber hinaus entlang dieser Fließlänge stets mindestens den gleichen Materialanteil wie die 45-2-2 XD aufweist. Die höhere Fließlänge der GE 48-2-2 geht somit nicht auf Kosten der Gesamtformfüllung.

Es ist folglich davon auszugehen, dass die Legierung GE 48-2-2 ein deutlich besseres Fließvermögen als die 45-2-2 XD besitzt. So erlaubt das Fließverhalten der GE 48-2-2 gegenüber der 45-2-2 XD eine weitreichendere Füllung des Formhohlraumes und ermöglicht damit noch filigrane Bereiche eines Bauteils zu füllen, wenn der

Metallfluß der Legierung 45-2-2 XD bereits durch die fortschreitende Erstarrung stockt.

## Simulation

Im Zuge der Untersuchung der gießspezifischen Eigenschaften mit Hilfe der Probekörpergruppe A findet eine Evaluierung der numerischen Simulation statt. Für die Simulation wurde die von Access e.V. und CD-adapco in Zusammenarbeit entwickelte Software STAR-Cast verwendet. Als Kalibrierungsgrößen werden die realen Abgußergebnisse herangezogen.

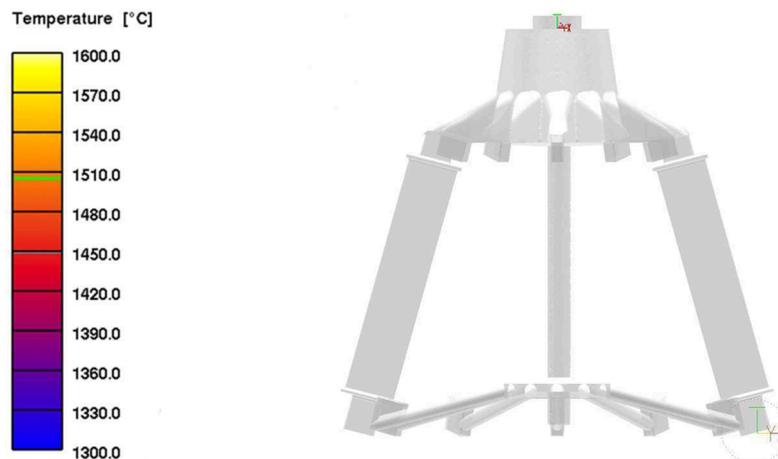
Bevor der Verlauf des simulierten Formfüllvorgangs analysiert wird, sind in **Tabelle 4.12** zunächst die Anfangs- und Randbedingungen angegeben, welche für die Berechnungen verwendet wurden. Weitere materialspezifische Größen wie beispielsweise die Viskosität werden der STAR-Cast Materialdatenbank entnommen. Der Wärmeübergangskoeffizient zwischen der keramischen Formschale und dem gegossenen Bauteil basiert auf entsprechenden Gießversuchen [58].

**Tabelle 4.12:** Anfangs- und Randbedingungen der numerischen Simulationen

Parameter	GE 48-2-2	45-2-2 XD
Anfangstemperatur der Formschale [°C]	1050	
Drehtischgeschwindigkeit [U/min]	250	
Druck beim Guss [mbar]	$6 \cdot 10^{-2}$	$1 \cdot 10^{-1}$
Anfangstemperatur der Schmelze [°C]	1570	
Schmelzemenge [kg]	8,5	
Liquidustemperatur [°C]	1505	1525
Solidustemperatur [°C]	1448	1462

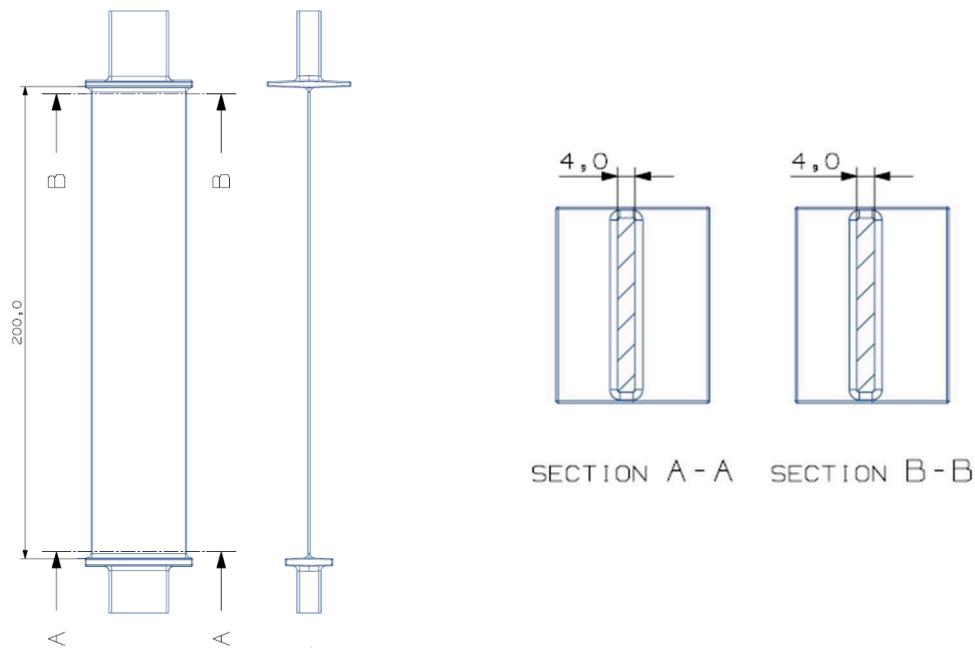
Zur Verminderung des Rechenaufwandes wird lediglich die Formfüllung und Erstarrung des Gießaufbaus simuliert, während der KIT sowie der Trichter der Gießanlage Leicomelt 5 TP vernachlässigt werden. **Abbildung 4.37** zeigt den

entsprechenden Simulationsaufbau zum Zeitpunkt  $t = 0$  s und somit unmittelbar vor Eintritt der Schmelze in den Formhohlraum über den Schmelzeverteiler.



**Abbildung 4.37:** Ansicht des Simulationsergebnisses zum Zeitpunkt  $t = 0$  s

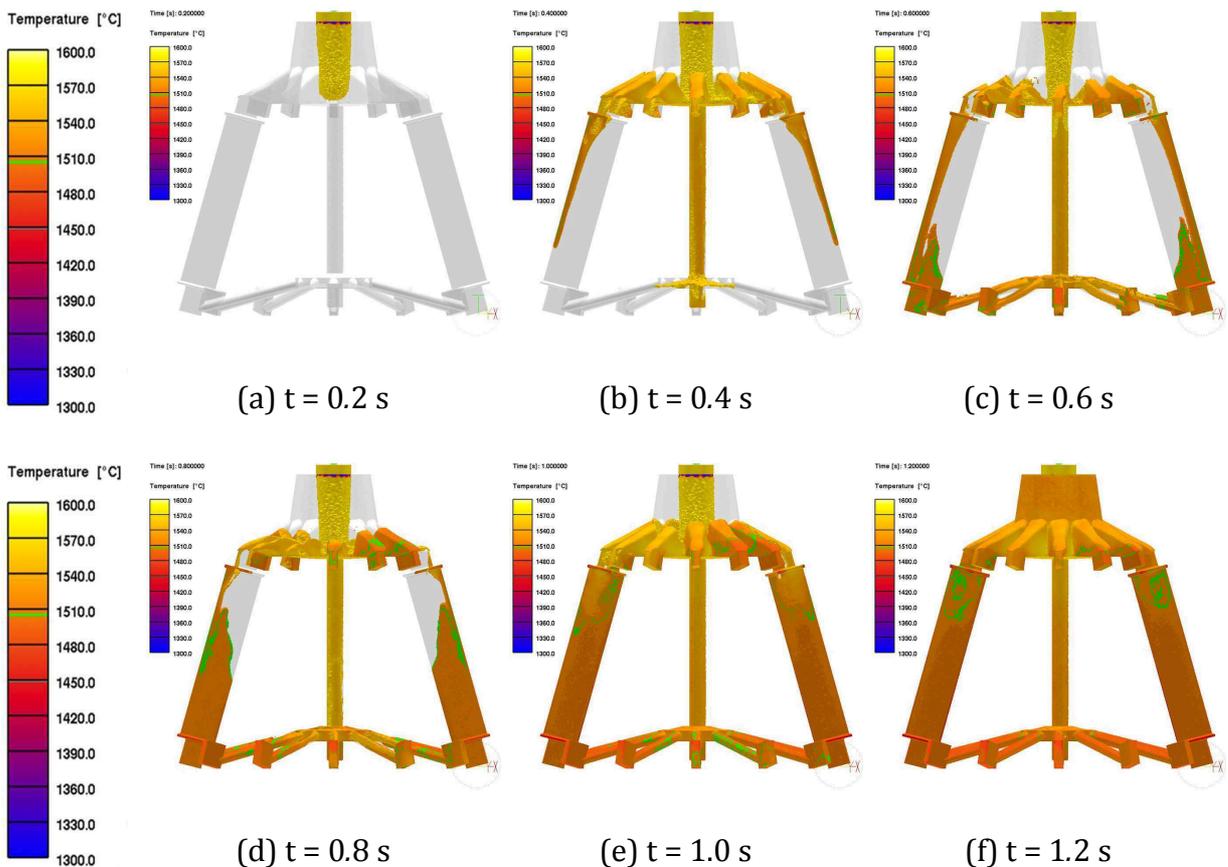
Ausgehend von **Abbildung 4.37** wird in **Abbildung 4.39** der zeitliche Ablauf der Formfüllung exemplarisch an Variante VI der Probekörpergruppe A mit der Plattendicke  $d = 4$  mm für die Legierung GE 48-2-2 betrachtet. **Abbildung 4.38** zeigt diese Geometrie noch einmal im Detail. Um einen optimalen Einblick auf den Füllvorgang zu erhalten sind zunächst die Formfüllung und Erstarrung des gesamten Gießaufbaus simuliert und erst im Postprocessing die Plattenbereiche der Dicke  $d = 4$  mm freigeschnitten worden.



**Abbildung 4.38:** Probekörper der Gruppe A

0.2 s nach Eintritt der Schmelze in den Schmelzeverteiler der rotierenden, vorgeheizten keramischen Formschale erreicht das flüssige Metall den Boden des Schmelzeverters sowie den zentralen Stab des Clusters (**Abbildung 4.39a**).

Der nachfolgende in **Abbildung 4.39b** dargestellte Simulationsschritt offenbart die Einwirkung der Schleuderkräfte bei der Formfüllung. So werden die Probekörper eindeutig über die vom Clusterzentrum fort zeigenden Kanten gefüllt. Zudem hat die Schmelze zu diesem Zeitpunkt den zentralen Stab vollständig durchflossen und trifft auf den Bodenverteiler, um in Richtung Bauteildeckbänder weitergeleitet zu werden.



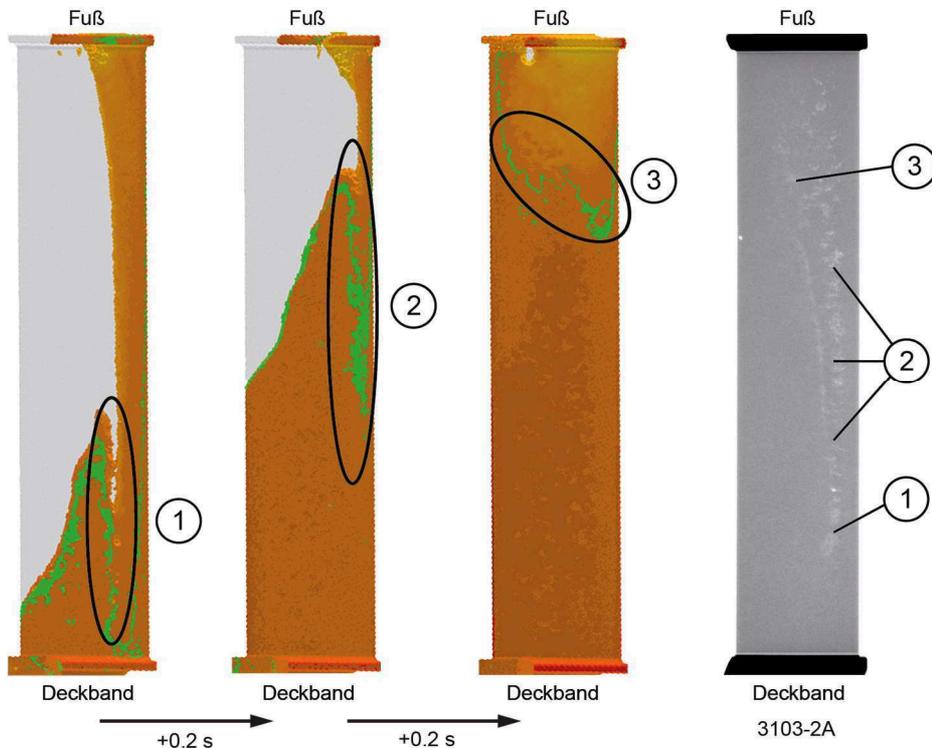
**Abbildung 4.39:** Simulierter zeitlicher Ablauf der Formfüllung beispielhaft dargestellt für die Variante A VI mit der Legierung GE 48-2-2

Nach  $t = 0.6$  s treffen die Schmelzefronten im Bereich des Deckbandes aufeinander und führen in der Folge zu einem steigendem Guss der übrigen Probekörperareale. Dies ist sehr gut aus dem Zeitschritt bei  $t = 0.8$  s gemäß **Abbildung 6.33d** ersichtlich. Auch hierbei zeigt sich der Einfluss des Schleudergussverfahrens auf die Formfüllung, da die Schmelze an der Außenseite vorausseilt.

Bei ca.  $t = 1.0$  s (**Abbildung 4.39e**) sind die Probekörper erstmals vollständig mit Schmelze gefüllt. Im Anschluss daran wird der Schmelzeverteiler gefüllt und der Formfüllungsvorgang ist als abgeschlossen anzusehen (**Abbildung 4.39f**).

Prinzipiell gilt es im Hinblick auf ein homogenes Gussgefüge und ein defektfreies Gussteil eine turbulente Formfüllung zu vermeiden. Wie **Abbildung 4.39** offenlegt, ist beim vorliegenden Gießaufbau trotz steigendem Guss keine ruhige Formfüllung auszunehmen. Als besonders kritisch im Hinblick auf fehlerverursachende Einflüsse ist die Zeitspanne zwischen  $t = 0.6 - 1.0$  s.

Vor diesem Hintergrund zeigt **Abbildung 4.40** die Zeitschritte  $t = 0.6$  s,  $t = 0.8$  s und  $t = 1.0$  s sowie die Röntgenaufnahme (**Abbildung 4.40** rechts) eines real mit der Legierung GE 48-2-2 gegossenen Probekörpers der Plattendicke  $d = 4$  mm.



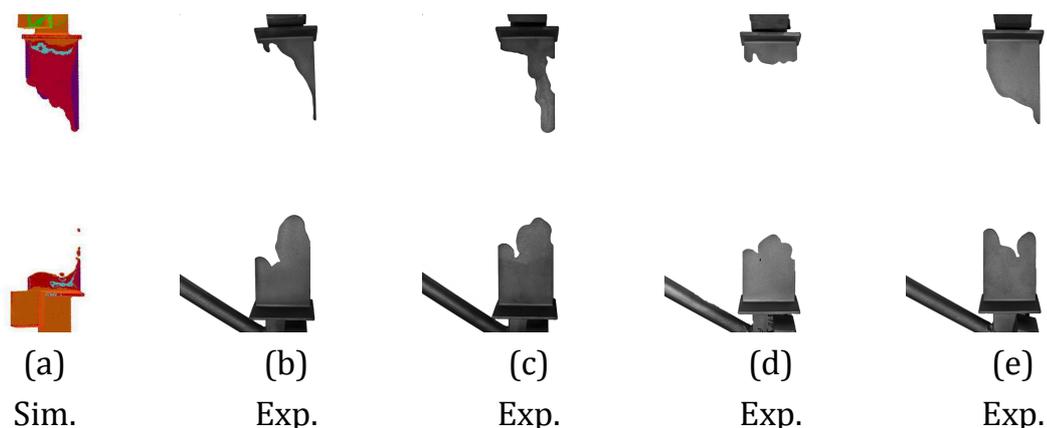
**Abbildung 4.40:** Evaluierung des simulierten Formfüllvorgangs unter Verwendung einer geeigneten Röntgenaufnahme [58, 59]

Beim Zeitschritt  $t = 0.6$  s (**Abbildung 4.40** links) treffen die Schmelzfronten innerhalb des simplifizierten Schaufelblattes aufeinander. Dieser mit Punkt 1 in **Abbildung 4.40** gekennzeichnete Bereich des Bauteils ist besonders defektgefährdet. Durch das Zusammentreffen von flüssigen und teilerstarrten Schmelzbereichen entsteht in der Regel eine inhomogene Mikrostruktur, welche auch durch nachfolgende Wärmebehandlungen nur schwerlich beseitigt werden kann. Zudem sind derartige Gebiete für das Auftreten von inneren Defekten prädestiniert. Wie aus Punkt 2 in **Abbildung 4.40** erkennbar, setzt sich diese Formfüllungsart über die Blattlänge  $l$  in Richtung Fuß fort. Im weiteren Verlauf trifft zusätzlich vom Fußbereich Schmelze auf die vom Deckband her durch das Blatt steigende Schmelzefront, sodass sich ein in Schaufelblattquerrichtung verlaufender Fließfrontenverlauf ergibt (Punkt 3) [58, 59].

Das Röntgenbild des entsprechenden Bauteils zeigt die drei kritischen Areale deutlich. So sind exakt in Schaufelblattlänge  $l$  gemäß **Abbildung 4.40** die Porositäten nach Abguss im Röntgenbild lokalisiert. Zusätzlich breitet sich der defektbehaftete Bereich in der Nähe von Punkt 3 in Schaufelblattbreite  $s$  aus. In Bezug auf möglichst lunkerfreie und qualitativ hochwertige Gussstücke ist eine derart vorliegende Formfüllungsart zwingend zu vermeiden. Dies kann beispielsweise durch eine Optimierung im Gießdesign ermöglicht werden [58, 59]. Neben der Beschreibung des Füllvorgangs steht besonders die Aussagekraft der numerischen Simulation bezüglich des Endfüllgrads der untersuchten Probekörper im Fokus der vorliegenden Arbeit. Deswegen werden im Folgenden diejenigen Prüfkörper der Probekörpergruppe A betrachtet, welche beim realen Abguss eine unvollständige Formfüllung aufwiesen. Gemäß den Ergebnissen aus **Kapitel 4.4.1.1** und vor dem Hintergrund einer Vergleichbarkeit der legierungsspezifischen Auswertung sind die Probekörper mit den Plattendicken  $d = 1\text{mm}$ ,  $1.5\text{mm}$  und  $2\text{mm}$  heranzuziehen.

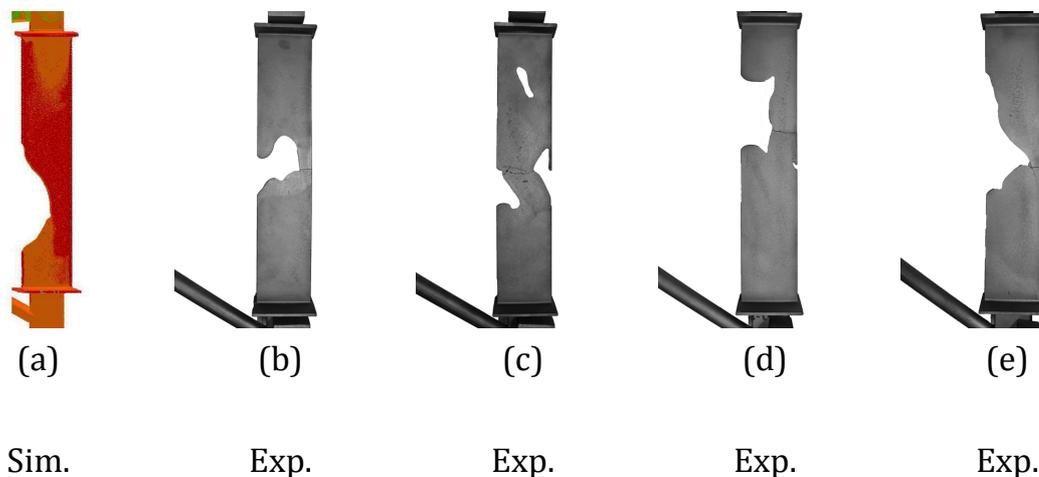
Die **Abbildungen 4.41** bis **4.43** stellen die Abgussresultate den Ergebnissen der numerischen Simulation für die Legierung GE 48-2-2 in Abhängigkeit von der Plattendicke  $d$  gegenüber. Die **Abbildungen 4.44** bis **4.46** bilden die entsprechenden Ergebnisse für die Legierung 45-2-2 XD ab.

Bei allen gezeigten Abbildungen befindet sich gemäß der Clustermontage der Schaufelfuß an der Oberseite, das Deckband an der Unterseite. Die Simulationsergebnisse sind jeweils farbig links dargestellt und die Abgussresultate rechts daneben [58–60].



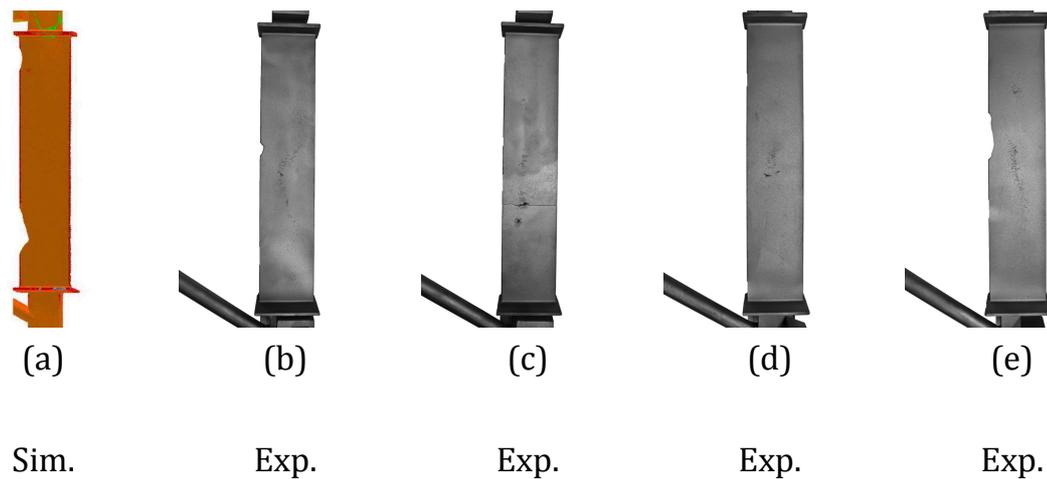
**Abbildung 4.41:** Gegenüberstellung der numerisch berechneten Formfüllung mit der Gestalt realer Gussteile mit  $d = 1\text{mm}$  für die Legierung GE 48-2-2 [58–60]

Die Ergebnisse der parametrisierten numerischen Simulation für die Legierung GE 48-2-2 bilden die Realität verhältnismäßig gut ab. So erlauben sie eine qualitative Aussage zu möglichen Kaltläufen und beschreiben die Formfüllung hinreichend genau. Als Beispiel hierfür sei **Abbildung 4.41e** im Vergleich zu **Abbildung 4.41a** angeführt. Der über den Fußbereich gefüllte Probekörperbereich zeigt eine nahezu identische Ausprägung. **Abbildung 4.41b** und **4.41d** zeigen ebenfalls ein vergleichbares Füllverhalten entlang der vom Clusterzentrum nach außen weisenden Kante der Prüfkörper [58–60].



**Abbildung 4.42:** Gegenüberstellung der numerisch berechneten Formfüllung mit der Gestalt realer Gussteile mit  $d = 1.5\text{mm}$  für die Legierung GE 48-2-2 [58–60]

Auch bei einer Plattendicke von  $1.5\text{mm}$  erlaubt die Simulation eine Vorhersage über die Kaltlaufgestalt und die Lokalisierung am Bauteil. **Abbildung 4.42c** ist als Ausreißer zu werten, da auch Kaltläufe in Bauteilarealen auftreten, in denen die Schleuderkräfte ihre maximale Ausprägung besitzen. Auch die Ergebnisse in **Abbildung 4.43** bestätigen eine grundsätzliche Eignung der Simulation zur Beschreibung der Kaltlaufausprägung in Ort und Gestalt [58–60].



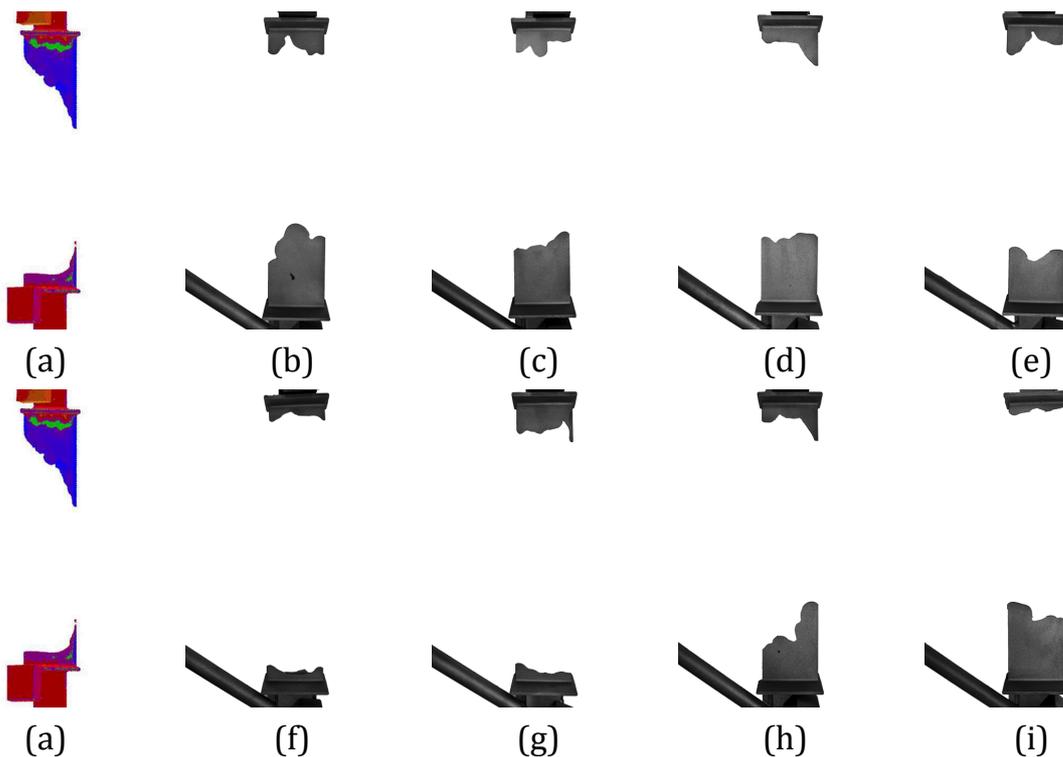
**Abbildung 4.43** : Gegenüberstellung der numerisch berechneten Formfüllung mit der Gestalt realer Gussteile mit  $d = 2\text{mm}$  für die Legierung GE 48-2-2 [58–60]

Trotz der vielversprechenden Erkenntnisse ist der Vergleich der Abgussergebnisse mit den Berechnungen aus der Simulation kritisch zu beleuchten. Dies betrifft speziell die nicht gegebene absolute statistische Sicherheit aufgrund der relativ geringen Anzahl von praktisch durchgeführten Abgüssen (siehe **Kapitel 4.2.4**). So darf nicht unterschlagen werden, dass die Simulationsergebnisse ein statistisches Mittel aus einer sehr großen Grundgesamtheit widerspiegeln und beim Abgleich mit nur einem Abgussresultat stets eine gewisse Abweichung vorhanden ist [58–60].

Überdies ist zuvor darauf hingewiesen worden, dass aus Gründen der Rechenkapazität die Einlassbedingungen am Schmelzeverteiler idealisiert und vereinfacht worden sind. Schlussendlich sind die Simulationen mit der Dimensionierung des CAD-Modells erstellt worden, d.h. ohne die Berücksichtigung der prozessbedingten Schwindungen.

Unter Anbetracht der oben geschilderten Einflussfaktoren sind die Simulationsergebnisse für die Legierung GE 48-2-2 abschließend als durchweg positiv zu bewerten. Eine weitere Kalibrierung sollte insbesondere auf den in **Abbildung 4.41** dargestellten Deckbandbereich zielen, da trotz geringerer Probekörperdimensionierung eine signifikant höhere Formfüllung beim realen Abguss auftritt [58–60].

Angelehnt an die geschilderten Einflussgrößen folgt die Beurteilung der Simulationsergebnisse für die Legierung 45-2-2 XD. Im Gegensatz zur Legierung GE 48-2-2 führt die größere statistische Masse je Plattendicke zu einer verbesserten Evaluierung der Simulation durch eine größere statistische Sicherheit.



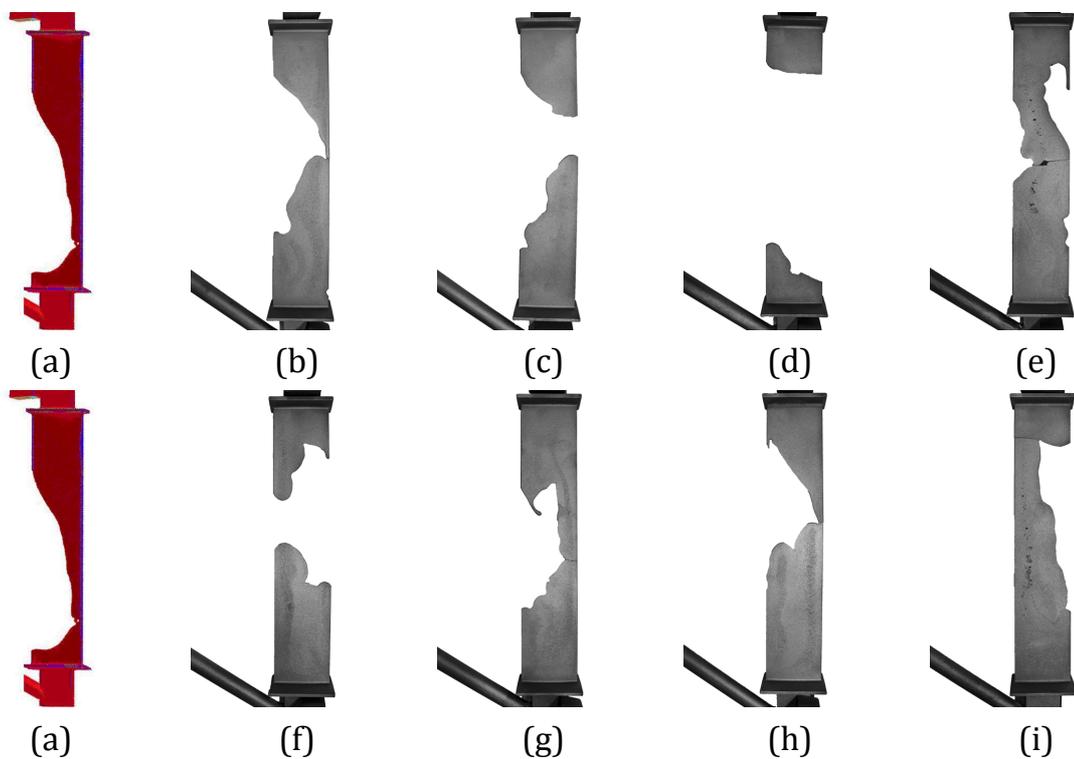
**Abbildung 4.44:** Gegenüberstellung der numerisch berechneten Formfüllung mit der Gestalt realer Gussteile mit  $d = 1\text{mm}$  für die Legierung 45-2-2 XD

**Abbildung 4.44** zeigt im Deckbandbereich der Probekörper ein vergleichbares Bild wie bei der Legierung GE 48-2-2. Demnach liegt außer bei **Abbildung 4.44f** und **4.44g** im angesprochenen Probekörpergebiet eine verbesserte Formfüllung beim Realabguss gegenüber der Simulation vor. Mit einem klaren legierungsspezifischen Optimierungsbedarf ist die fußseitige Prüfkörperfüllung anzusehen. Hier zeigt sich über die Gesamtheit der Abgüsse in **Abbildung 4.44** keine klare Auswirkung der Schleuderkräfte auf die Formfüllungsart, während die Simulation einen Schmelzefluss unter starkem Einwirken der Schleuderkräfte prophezeit.

Für die Plattendicke  $d = 1.5\text{mm}$  offeriert **Abbildung 4.45** ebenfalls den deutlich geringeren Einfluss der Schleuderkräften bei der in Erscheinung tretenden Formfüllungsart.

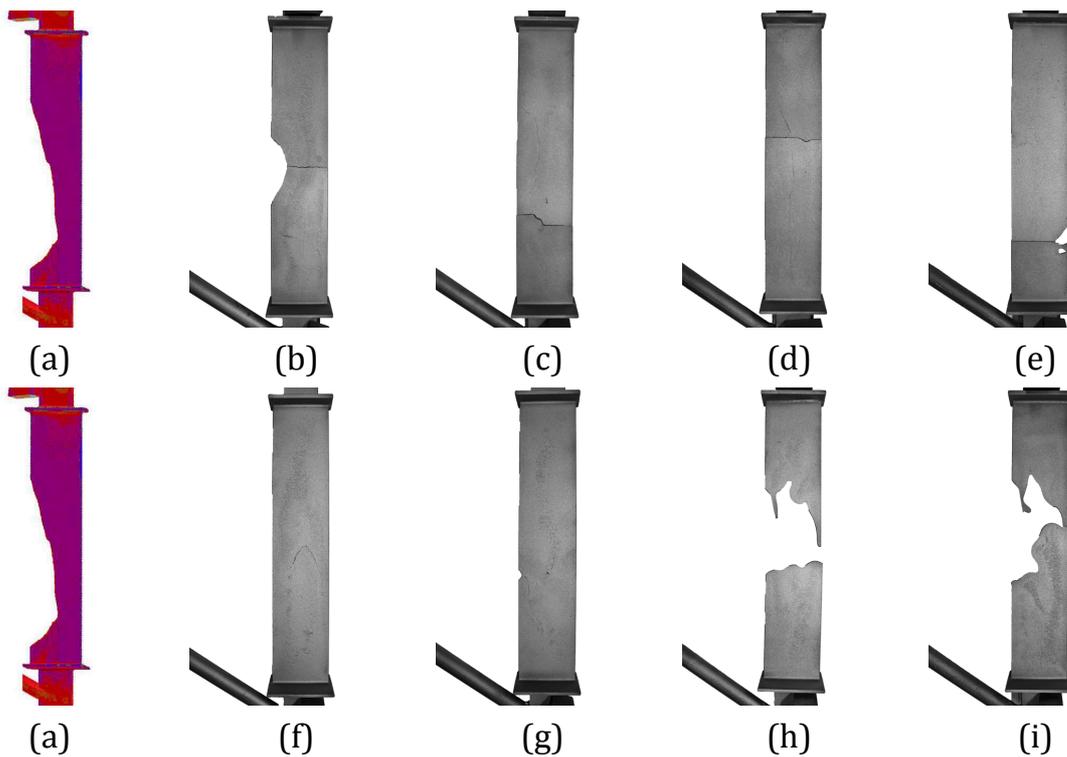
Die in **Abbildung 4.45e**, **4.45f** und **4.45i** gezeigten Abgussergebnisse weisen in den zum Schleuderezentrum gerichteten Plattensektoren eine vollständigere Formfüllung auf, als die in Schleuderrichtung zeigenden Areale. **Abbildung 4.45e** kann jedoch ähnlich wie zuvor bei der Legierung GE 48-2-2 (**Abbildung 4.42c**) als ein der turbulenten Formfüllung Rechnung tragender Ausreißer gewertet werden.

Zusammenfassend fällt es schwer, auf Grundlage der Simulationsergebnisse die Defektgestaltung und den Fehlerort bei der Legierung 45-2-2 XD vorausszusagen.



**Abbildung 4.45:** Gegenüberstellung der numerisch berechneten Formfüllung mit der Gestalt realer Gussteile mit  $d = 1.5\text{mm}$  für die Legierung 45-2-2 XD

Diese Problematik wird insbesondere durch die Ergebnisse in **Abbildung 4.46** bestätigt. Nach der numerischen Simulation ist mit verhältnismäßig groß ausfallenden Kaltläufen zu rechnen, während die Hälfte der realen Abgüsse vollständig, und die Mehrheit nahezu vollständig mit Schmelze gefüllt sind.



**Abbildung 4.46:** Gegenüberstellung der numerisch berechneten Formfüllung mit der Gestalt realer Gussteile mit  $d = 2\text{mm}$  für die Legierung 45-2-2 XD

Vor dem Hintergrund, dass die Simulation für die Legierung GE 48-2-2 im Hinblick auf die Prozessgrößen erfolversprechend parametrisiert wurde, scheinen für die Legierung 45-2-2 XD die legierungsspezifischen Kenngrößen noch nicht in ausreichendem Maße kalibriert zu sein. Diese Thematik wird dadurch bekräftigt, dass die prozessbedingten Parameter wie zum Beispiel die Formschalentemperatur und die Drehtischgeschwindigkeit legierungsunabhängig eingestellt worden sind. Einzig die Anfangstemperatur und der Druck beim Abguss kann prozesseitig für die Legierung 45-2-2 XD im Vergleich zur GE 48-2-2 abweichen.

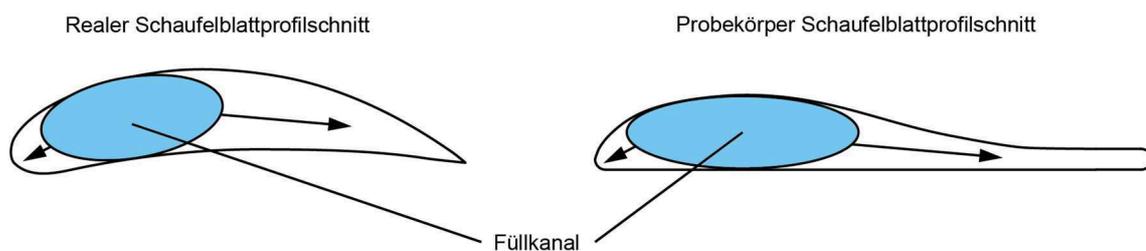
Schlussendlich ist eine optimierte Parametrisierung der Anfangs- und Randbedingungen bei der Simulation für beide untersuchten Legierungen anzustreben, sodass der Ansatz zum Aufzeigen der geometrischen Gestaltungslimits bei der Auslegung von Niederdruckturbinenschaufeln aus  $\gamma$ -TiAl-Legierungen auch mittels numerischer Berechnungen verfolgt werden kann.

#### 4.4.1.2 Probekörpergruppe B

Wie in **Kapitel 4.2.3** vorgestellt, dienen die Probekörper der Gruppe B primär der Charakterisierung des Lunkerverhaltens. In diesem Kapitel wird deshalb die Lunkerverteilung in Abhängigkeit von der geometrischen Gestaltung der Prüfkörper und der Legierungen untersucht.

#### Lunkerverhalten

Die Probekörper der Gruppe B sind in Anlehnung an reale Turbinenschaufeln entworfen worden. Einen besonderen Stellenwert im Hinblick auf den Gießprozess besitzt das in **Kapitel 4.2.1** eingeführte spezielle Design der Niederdruckturbinenschaufeln. So bleibt die maximale Profildicke ( $d_{\max}$ ) entlang der Schaufelblattlänge stets auf dem vorderen Viertel der Skelettlängenlänge des jeweiligen Profilschnitts. Daraus resultiert der in **Abbildung 4.47** schematisch dargestellte Füllkanal, entlang welchem die Schmelze im Zuge der Erstarrung die dünnwandigen Bereiche der Schaufel (Vorder- und Hinterkante) speisen kann. Die Prüfkörper der Probekörper B verfügen über denselben Füllkanal und erlauben daher eine Vergleichbarkeit des darin auftretenden Volumendefizits mit realen Turbinenschaufeln.



**Abbildung 4.47:** Schematischer Vergleich der Lokalisierung des Füllkanals beim realen Schaufelblattprofilschnitt und Probekörperprofilschnitt

Relevant ist in diesem Zusammenhang, dass die Schmelze beim Beginn der Formfüllung nicht primär über den angesprochenen Füllkanal in den Formhohlraum transportiert wird, sondern dieser lediglich am Ende des Formfüllvorganges die größte Materialanhäufung darstellt. Da er somit gewissermaßen das Wärmezentrum im Schaufelblatt bildet, wird dort die

Erstarrung zuletzt ablaufen. Die Folge ist eine erhöhte Gefahr der Lunkerbildung aufgrund des damit einhergehenden Volumendefizits.

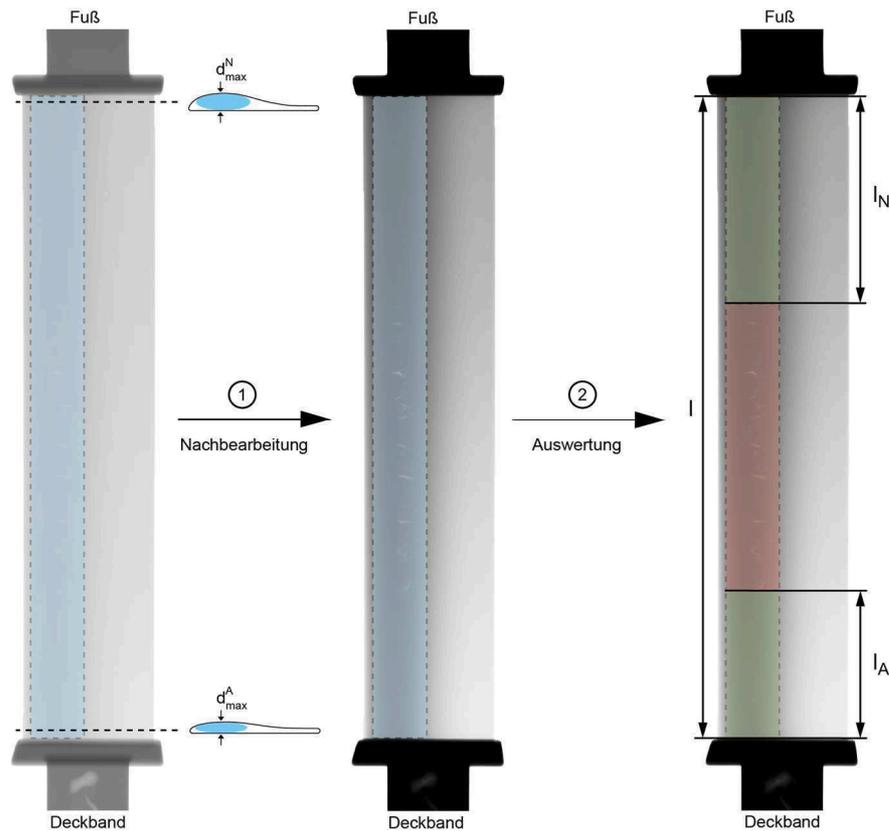
**Abbildung 4.48** zeigt beispielhaft die Röntgenaufnahme eines Probekörpers der Legierung 45-2-2 XD sowie das entsprechende Gussbauteil. Deutlich zu erkennen ist ein Makrolunker im Deckbandbereich.



**Abbildung 4.48:** Exemplarische, unbearbeitete Röntgenaufnahme eines Gruppe B-Probekörpers

Für die nachfolgende Analyse des Lunkerverhaltens besitzt jedoch der zuvor beschriebene Schaufelblattbereich des Füllkanals die größte Relevanz. Aus diesem Grund ist in **Abbildung 4.49** im linken Teilbild die Lage des Füllkanals hervorgehoben. Weiterhin offenbaren die Schnitte in Fuß- und Deckbandnähe schematisch die Gestaltung des Schaufelblattes. Beim betrachteten Röntgenbild handelt es sich um dasselbe Bauteil wie bei **Abbildung 4.48**.

Bevor eine klare Aussage zum Lunkerverhalten getroffen werden kann, werden die Röntgenaufnahmen digital nachbearbeitet. Wie aus dem mittleren Teilbild in **Abbildung 4.49** erkennbar, sind in Folge dessen die inneren Porositäten deutlicher herausgestellt. Im nächsten Schritt erfolgt die Auswertung (rechtes Bild in **Abbildung 4.49**). Von Interesse ist primär der defektfreie Bereich des Füllkanals im Schaufelblatt.



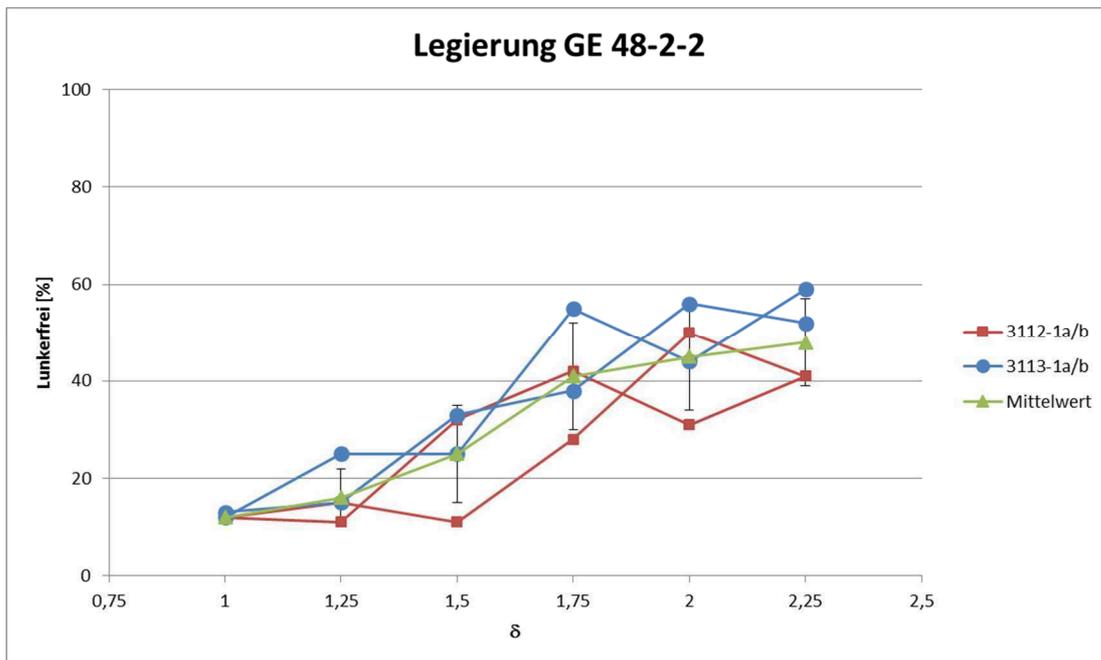
**Abbildung 4.49:** Ablauf der röntgenographischen Auswertung der Lunkerverteilung im Füllkanal

Vor diesem Hintergrund wird die Länge vom Fuß bis zum ersten auftretenden inneren Defekt  $l_N$  sowie die Länge vom Deckband bis zum ersten Defekt  $l_A$  ermittelt. Mit Hilfe der Gesamtlänge  $l$  des Schaufelblattes ist anschließend der prozentuale lunkerfreie Schaufelblattanteil  $LF$  in Abhängigkeit von  $\delta$  für die Legierungen GE 48-2-2 sowie 45-2-2 XD nach Gleichung 4.5 errechnet worden.

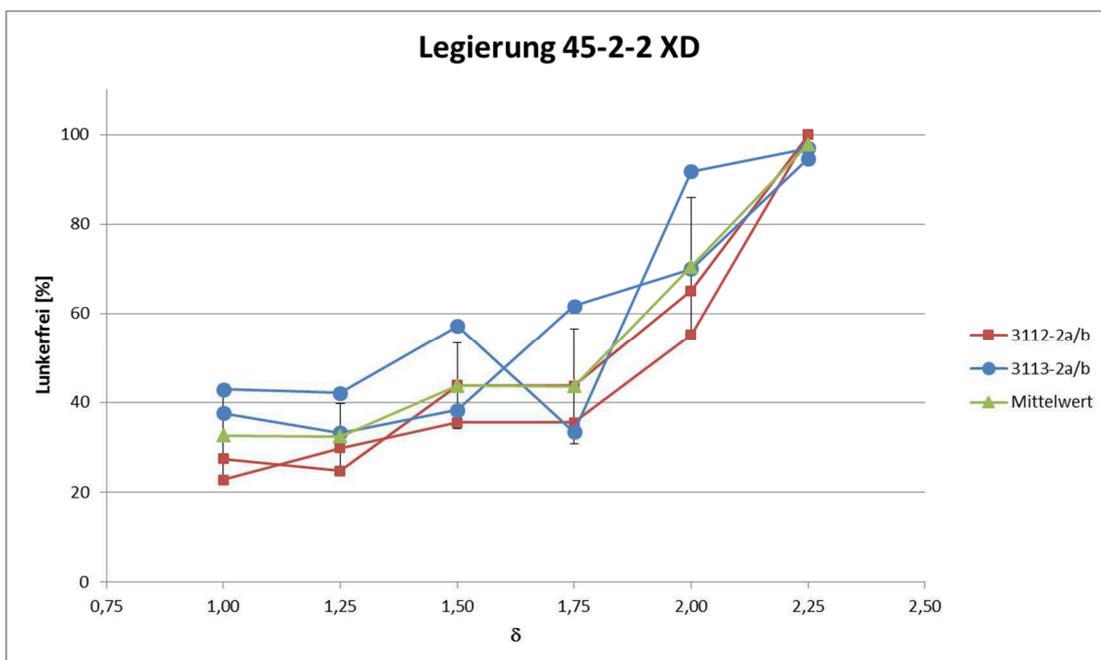
$$LF = \frac{l_N + l_A}{l} * 100\% \quad (4.5)$$

Nach **Kapitel 4.2.3** werden bei der Probekörpergruppe B sechs Varianten im Intervall  $\delta = 1 - 2.25$  unterschieden. Gemäß dem Versuchsplan in **Kapitel 4.2.4** sind pro Legierung je Variante vier Probekörper abgegossen worden. In den **Abbildungen 4.50** und **4.51** ist der berechnete lunkerfreie Schaufelblattanteil  $LF$  der einzelnen Abgussergebnisse gegen den geometrischen Gestaltungsfaktor  $\delta$  aufgetragen. Überdies wurde das arithmetische Mittel  $LF$  je  $\delta$  errechnet und mit

dem Schätzwert der Standardabweichung der Grundgesamtheit in das Diagramm eingetragen.



**Abbildung 4.50:** Legierungsspezifisches Lunkerverhalten in Abhängigkeit vom Gestaltungsfaktor  $\delta$

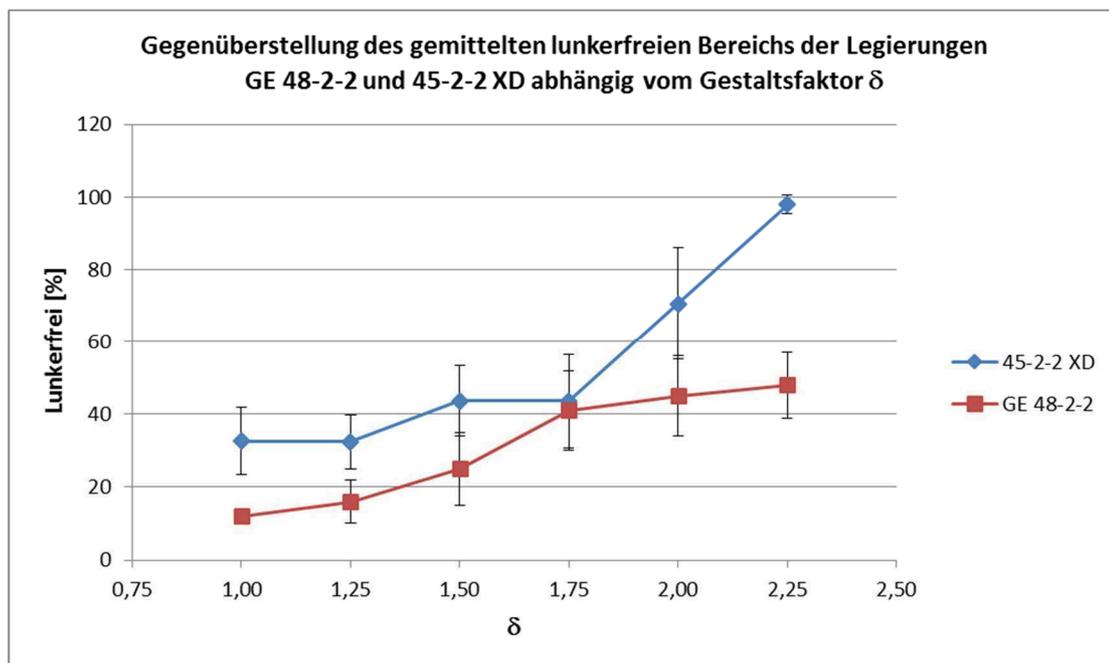


**Abbildung 4.51:** Legierungsspezifisches Lunkerverhalten in Abhängigkeit vom Gestaltungsfaktor  $\delta$

Zunächst ist unabhängig von der Legierung eine verhältnismäßig große Streubreite aus den **Abbildung 4.50** und **4.51** ersichtlich. Lediglich für  $\delta = 1$  bei der GE 48-2-2 und für  $\delta = 2.25$  bei der 45-2-2 XD liegen relativ geringe Standardabweichungen (1 % bzw. 3 %) vor. Bei der Gegenüberstellung der arithmetischen Mittelwerte L $\bar{F}$  beider Legierungen in einem Diagramm (**Abbildung 4.52**) zeigt sich zunächst, dass eine legierungsunspezifische Verbesserung des Lunkerhaltens mit zunehmendem  $\delta$  existiert.

Als Begründung für die tendenziell volumenfehlerfreieren Gussstücke mit wachsendem  $\delta$  ist bei der damit einhergehenden Gestaltänderung der Probekörper zu suchen. So beschreibt  $\delta$  prinzipiell die Keilförmigkeit des Füllkanals des Schaufelblattes. Bei  $\delta = 1$  ist ein paralleler Profilverlauf entlang der Schaufelblattlänge  $l$  gegeben, während bei  $\delta = 2.25$  die maximale Profildicke am Nabenschnitt um den Faktor 2.25 größer gegenüber der maximalen Profildicke am Außenschnitt ausfällt.

Besonders zeigt sich der legierungsspezifische Einfluss bei  $\delta$ -Werten  $\geq 1.75$ . So erreichen die zwei untersuchten Legierungen bei  $\delta = 1.75$  einen nahezu gleichwertigen lunkerfreien Schaufelblattanteil (ca. 40 %). Bis  $\delta = 2.25$  steigert sich die Lunkerfreiheit für die 45-2-2 XD sogar auf nahezu 100 %, während für die GE 48-2-2 lediglich ca. 50 % der Füllkanals im Inneren defektfrei erscheinen.

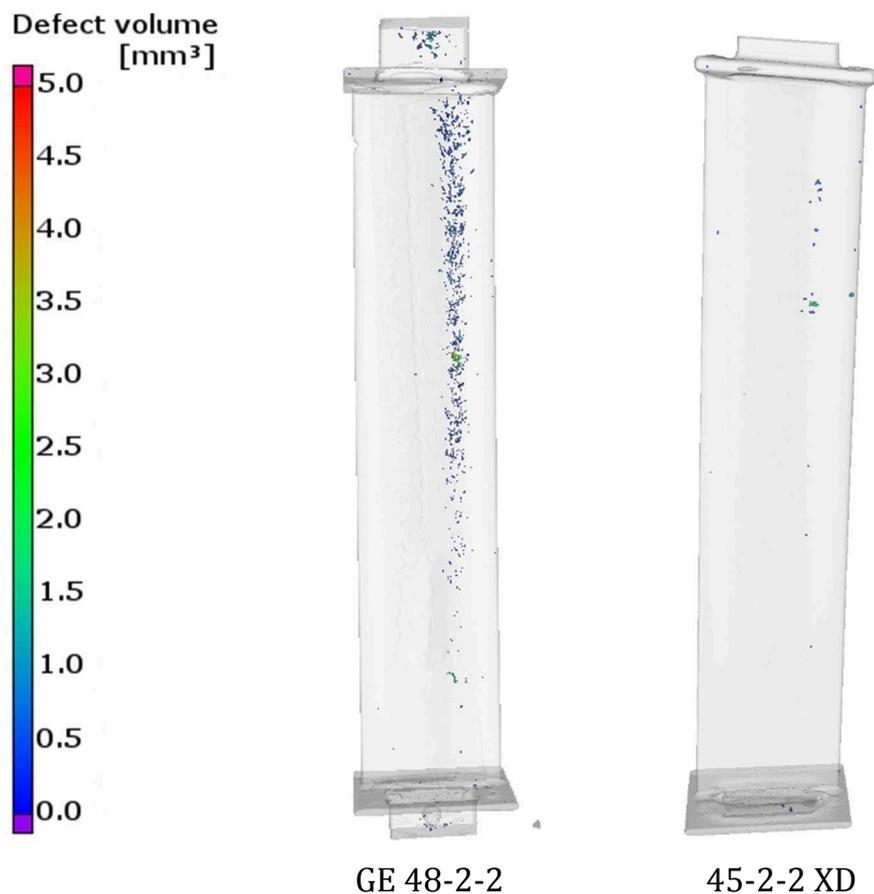


**Abbildung 4.52:** Gegenüberstellung des gemittelten lunkerfreien Bereichs der Legierungen GE 48-2-2 und 45-2-2 XD abhängig vom Gestaltungsfaktor  $\delta$

Diese legierungsspezifischen Unterschiede bei identischer geometrischer Probekörpergestaltung sind dem verschiedenartigen Speisungsvermögen der Legierungen zuzuschreiben. Hierbei wird das Speisungsvermögen entscheidend von der Erstarrungsmorphologie geprägt.

In **Kapitel 4.4.1.1** wurde das deutlich geringere Formfüllungs- und Fließvermögen der Legierung 45-2-2 XD im Vergleich zur GE 48-2-2 herausgestellt. Die nun in Bezug auf das Lunkerverhalten gewonnenen Erkenntnisse offenbaren, dass bei einer vollständigen Formfüllung das Ausmaß der Dichtspeisung für die Legierung 45-2-2 XD dominant ist.

Dieses bessere Formfüllungsvermögen zeigt sich auch in einer CT-Aufnahme der entsprechenden Bereiche (**Abbildung 4.53**). Bei gleicher Probekörpergeometrie treten bei der Legierung 45-2-2 XD praktische keine inneren Defekte mehr auf.



**Abbildung 4.53:** CT-Vergleich der Defektausbildung

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass für die Auslegung von Turbinenschaufeln aus TiAl bei der Legierung 45-2-2 XD besonders die

geometrische Gestaltung des Bauteils hinsichtlich einer Sicherstellung der vollständigen Formfüllung Priorität hat, während für die GE 48-2-2 speisungstechnische Belange eine zentrale Rolle einnehmen sollte.

#### 4.4.1.3 Probekörpergruppe C

Nach den Ausführungen in **Kapitel 4.2.3** basieren die Probekörper der Gruppe C auf der geometrischen Gestaltung der Variante IV der Probekörpergruppe B und werden daher im Folgenden unter Einbeziehung dieser Variante ausgewertet.

#### Formfüllungs- und Fließvermögen

Bei realen Niederdruckturbinenschaufeln resultiert jedwede Abweichung von der vollständigen Formfüllung unmittelbar in der Aussortierung des betroffenen Bauteils. Da die Auslegung der Probekörper der Gruppe C auf der Gestaltung realer Turbinenschaufelgeometrien beruht, wird anders als bei der Bewertung des Formfüllungs- und Fließvermögens im Rahmen der Probekörpergruppe A der zentrale Fokus nicht auf die exakte Defekt- bzw. Kaltlaufgestaltung gelegt.

Vielmehr rückt das absolute Auftreten von unvollständiger Formfüllung in Abhängigkeit von der Schaufelblatthinterkantengestaltung in den Vordergrund der Analyse, d.h. primär die Ausschussrate. Gemäß dem in **Kapitel 4.2.4** vorgestellten Versuchsplan sind insgesamt vier Probekörper pro Variante für die Legierung GE 48-2-2 und vier für die Legierung 45-2-2 XD gegossen worden. **Tabelle 4.13** zeigt die Ausschussanzahl für die Variante I - IV der Probekörpergruppe C sowie der Variante IV der Probekörpergruppe B. Die Hinterkantendicke  $d_H$  liegt konstant bei 1.5 mm, während die Profilparallelität  $x$  variiert wird.

**Tabelle 4.13:** Anzahl fehlerhafter Gussstücke mit  $d_H = 1.5\text{mm}$  in Abhängigkeit von der Profilparallelität  $x$  und der Legierung

Legierung	$x = 0\text{mm}$	$x = 2\text{mm}$	$x = 4\text{mm}$	$x = 6\text{mm}$	$x = 8\text{mm}$
GE 48-2-2	0 von 4	0 von 4	0 von 4	0 von 4	2 von 4
45-2-2 XD	1 von 4	0 von 4	0 von 4	1 von 4	0 von 4

Trotz der nicht zu 100 % gefüllten Prüfkörper bei  $x = 6\text{mm}$  bei der Legierung 45-2-2 XD und bei  $x = 8\text{mm}$  bei der Legierung GE 48-2-2, kann von einem ausreichend hohen Füllvermögen gesprochen werden. So sind die Gründe für eine unvollständige Formfüllung im Wesentlichen durch Prozessschwankungen bedingt, wodurch auch der nicht komplett gefüllte Formhohlraum bei  $x = 0\text{mm}$  für die Legierung 45-2-2 XD begründet ist. Speziell der Vergleich zwischen den Legierungen bei  $x = 8\text{mm}$  zeigt, dass das Ausmaß der Formfüllung einem klaren Prozesseinfluss unterliegt.

So offenbaren die Ergebnisse von **Kapitel 4.4.1.1** und **4.4.1.2** eine signifikant bessere Ausprägung sowohl im Formfüllungs- als auch im Fließvermögen für die Legierung GE 48-2-2 gegenüber der 45-2-2 XD. Somit ist das aus **Tabelle 4.13** ersichtliche geringe Formfüllungsvermögen für die Legierung GE 48-2-2 bei  $x = 8\text{mm}$  hinfällig.

Anhand der Resultate gemäß **Tabelle 4.13** zeigt sich insgesamt, dass im betrachteten Intervall von  $x = 0\text{mm}$  bis  $x = 8\text{mm}$  für eine Hinterkantendicke  $d_H$  von  $1.5\text{mm}$  legierungsunabhängig eine vollständige Formfüllung angenommen werden kann. Unter Anbetracht der Gesamtschaufelbreite  $s$  von  $40\text{mm}$  nimmt der kritisch zu füllende Bereich bei der  $x = 8\text{mm}$  Variante bereits 20 % der Breite ein. Bei realen Turbinenschaufelgeometrien wird eine derartige Größe der nahezu Profilparallelität nur in seltenen Fällen überschritten, sodass die gewonnenen Ergebnisse in **Tabelle 4.13** durchaus positiv zu bewerten sind. Die kritische Grenzlänge für  $x$  ist oberhalb von  $8\text{mm}$  zu veranschlagen.

Die Analyse der absoluten Formfüllung in Abhängigkeit von einer variablen Hinterkantendicke  $d_H$  bei konstanter Profilparallelität  $x = 4\text{mm}$  bringt ein anderes Ergebnis zum Ausdruck. **Tabelle 4.14** führt die ermittelte Fehlproduktion legierungsspezifisch in Abhängigkeit von der geometrischen Gestaltung auf.

**Tabelle 4.14:** Anzahl fehlerhafter Gussstücke mit  $x = 4\text{mm}$  in Abhängigkeit von der Hinterkantendicke  $d_H$  und Legierung

Legierung	$d_H = 1\text{mm}$	$d_H = 1,25\text{mm}$	$d_H = 1,5\text{mm}$
GE 48-2-2	4 von 4	2 von 4	0 von 4
45-2-2 XD	4 von 4	1 von 4	0 von 4

Zunächst ist auch hier kein klarer Legierungseinfluss auszumachen, sodass die nachfolgende Auswertung für beide Legierungen gleichermaßen Gültigkeit besitzt. Als kritische Größe für die Gestaltung der Hinterkantendicke  $d_{Hkrit}$  folgt aus **Tabelle 4.14** ein Wert von 1.25mm mit einer Ausschussrate von ca. 50 %. So ist für  $d_H < d_{Hkrit}$  keine sichere Formfüllung gewährleistet, während für  $d_H > d_{Hkrit}$  der Grad der vollständigen Formfüllung zunimmt und bei  $d_H = 1.5\text{mm}$  eine 100 %ige Formfüllung vorliegt.

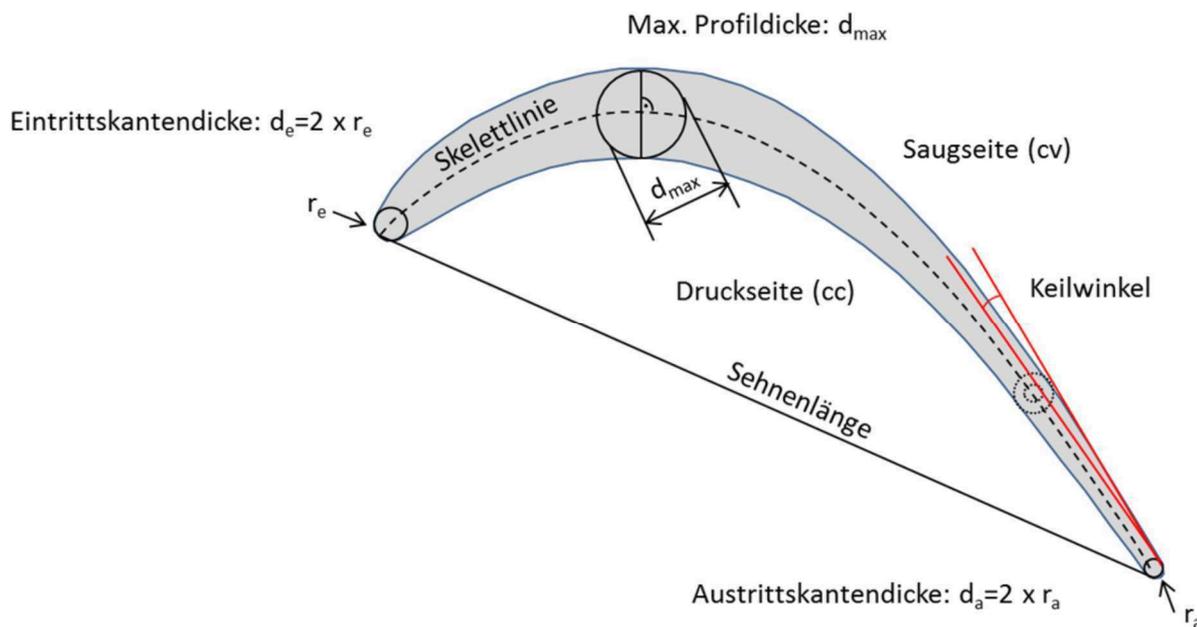
Die Ergebnisse aus **Tabelle 4.14** sind bei der Auslegung der Hinterkante von realen Niederdruckturbinenschaufeln von großer Relevanz. So zeigt sich unter Einbezug der Erkenntnisse aus **Tabelle 4.13**, dass die Hinterkantendicke  $d_H$  einen deutlich größeren Einfluss auf die Ausschussrate hat als die Profilparallelität  $x$ . Folglich ist nicht so sehr der nahezu parallel verlaufende Längenschnitt an der Hinterkante eines Schaufelprofilschnitts als kritisch zu erachten, sondern viel mehr die absolute Dicke an der Hinterkante. Ist für einen fehlerfreien Abguss eine Aufdickung des Schaufelprofils unumgänglich, so muss das Übermaß nicht entlang des gesamten Profilverlaufs eines Schaufelprofilschnitts erfolgen, sondern tatsächlich nur im Areal nahe der Hinterkante. In der bisherigen Praxis ist man jedoch dazu übergegangen, das Schaufelprofil umlaufend aufzudicken, nicht zuletzt deshalb, um für die spätere Bearbeitung des Profils das nötige Aufmaß zu haben. Das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Auslegungstool strebt jedoch eine gesamtheitliche Anpassung des Schaufelprofils unter Berücksichtigung der zuvor ermittelten Gießlimits an, so dass ein net-shape Guss möglich ist und somit der anschließende Bearbeitungsaufwand minimiert wird.

Gemäß dem Versuchsplan in **Kapitel 4.2.4** sind die Probekörpergruppen A und C mit identischem Gießprogramm, Vorwärmkonzept und Schleuderschleuderzahl vergossen worden und erlauben dadurch eine direkte Vergleichbarkeit. Wie die Ergebnisse der Probekörpergruppe A in **Kapitel 4.4.1.1** zeigen, ist davon auszugehen, dass die vorherrschenden thermischen Bedingungen für eine vollständige Füllung der Hinterkantendicke von 1mm ausreichend sein sollte. Die auftretenden Kaltläufe bei einer Hinterkantendicke  $d_H$  von 1.5mm bei der Probekörpergruppe C haben folglich prozessbedingte und weniger thermische Ursachen. Diesbezüglich ist – wie bereits in **Kapitel 4.4.1.1** im Rahmen der Simulationsergebnisse zum Formfüllungsverlauf angedacht – eine Optimierung des Gießaufbaus anzustreben, um die einwirkenden Schleuderkräfte zu maximieren und in Folge des höheren Schleuderdruckes eine vollständige Formfüllung an der Hinterkante zu erreichen.

Für den maßgeblichen Einfluss der Prozessgrößen aus der Anlagentechnik in Kombination mit der Gießaufbaugestaltung spricht auch, dass kein klarer legierungsabhängiger Einfluss an den Probekörpern der Gruppe C herausgestellt werden kann. Die Probekörper der Gruppe A zeigten eine signifikante Abweichung im Formfüllungs- und Fließvermögen der Legierungen GE 48-2-2 und 45-2-2 XD, sodass auch bei der Probekörpergruppe C ein legierungspezifisches Füllverhalten zu erwarten war. Die vorliegenden Ergebnisse zeigen diesbezüglich jedoch keine eindeutige Tendenz.

#### 4.4.2 Bewertung der Untersuchung weiterer geometrischer Limitierungen

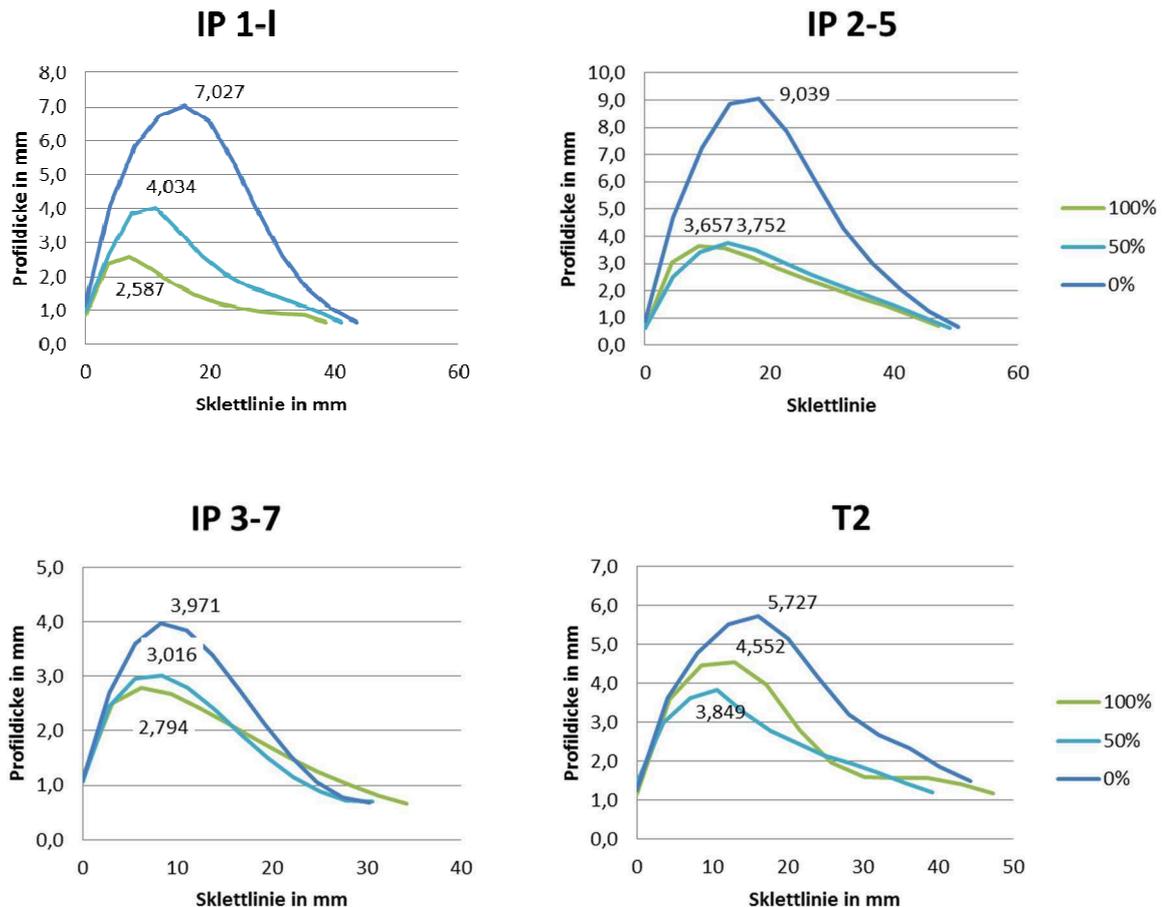
Zunächst werden die Verläufe der einzelnen Parameter über die Schaufelhöhe betrachtet und untereinander verglichen. Diese Parameter veranschaulicht noch einmal **Abbildung 4.54**. Aus Gründen der Übersichtlichkeit sind diese Verläufe im Anhang zu finden. Anschließend werden einzelne Parameter gegenüber gestellt und mögliche Besonderheiten herausgearbeitet und beschrieben.



**Abbildung 4.54:** Relevante geometrische Parameter eines Schaufelprofils [7]

#### 4.4.2.1 Verläufe der Profildicke entlang der Skelettlinie

Um die Veränderung und Verschiebung des Dickenprofils der Schaufeln darzustellen, werden die Verläufe der Profildicke im 0%- und 100%-Schnitt gegen die Skelettlinienlänge aufgetragen. Bei den NDT-Schaufeln wird zusätzlich der Verlauf bei 50 % der Höhe miteinbezogen (beispielhaft in **Abbildung 4.55**).



**Abbildung 4.55:** Veränderung der Profildicke mit der Höhe

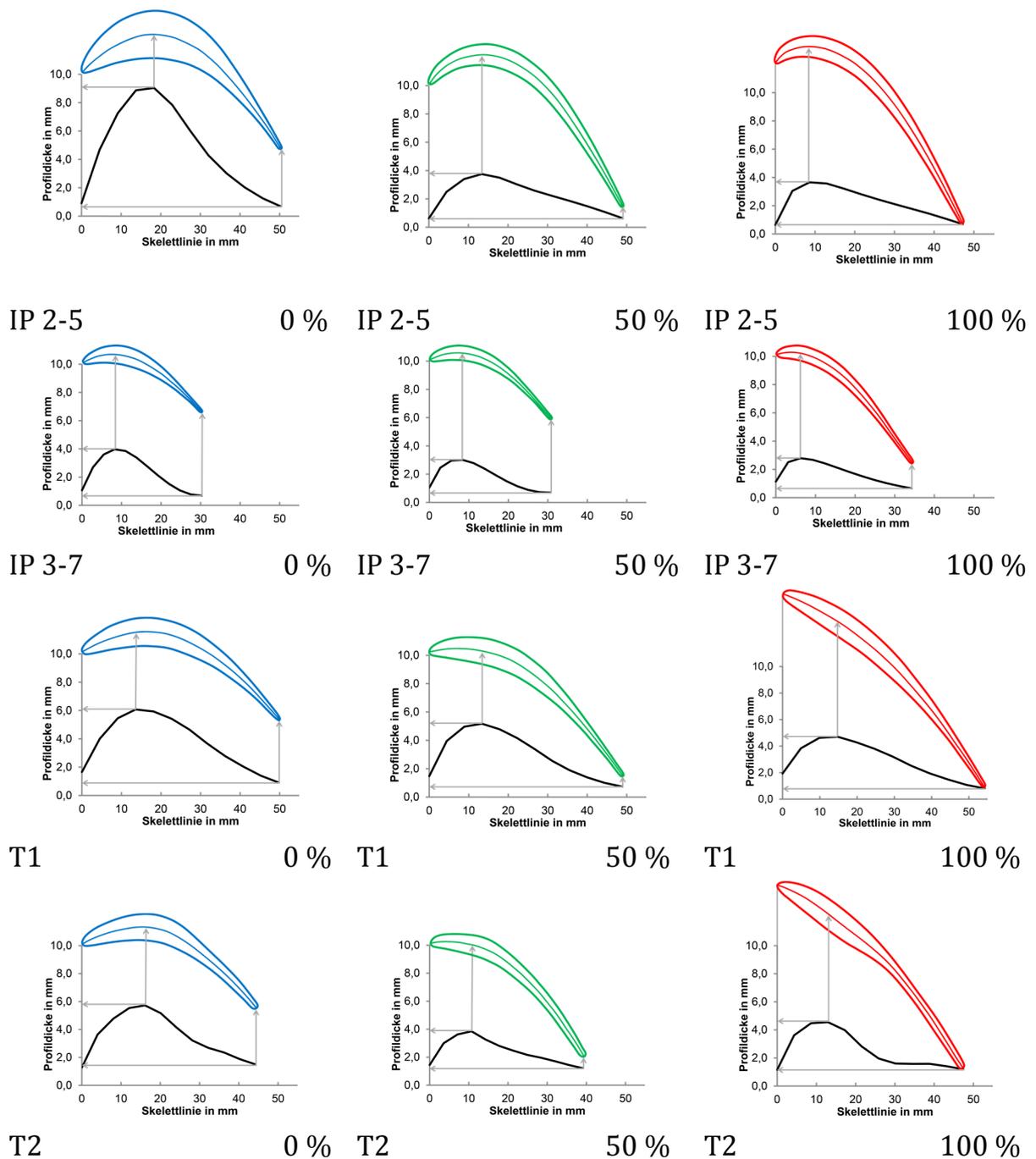
Es ist deutlich zu erkennen, dass die Profildicke zum Deckband hin abnimmt. Dabei sinkt sie entweder gleichmäßig (Designs IP 1-k, IP 1-l, IP 3-6, T1) oder fällt bis zum 50%-Schnitt stark ab und bleibt dann annähernd gleich (IP 2-5, IP 2-6, IP 3-7). Die einzige Ausnahme bildet dabei T2. Bei diesem Design liegt der Verlauf des 100%-Schnitts über dem des 50%-Schnitts. Des Weiteren zeigen alle Profile eine

zunehmende Parallelität an der Austrittskante mit ansteigender Höhe. Bei den meisten Schaufeln (IP 1-k, IP 1-l, IP 2-5, IP 2-6 und leicht bei IP 3-7) verschiebt sich zusätzlich die Position der maximalen Profildicke auf der Skelettlinie nach vorne. Die Maxima der 50%-Schnitte befinden sich im Bereich der ersten 30 % der Skelettlinie und die der 100%-Schnitt im Bereich der ersten 20 % (von der Eintrittskante aus gesehen). Am Fuß liegen nur die maximalen Profildicken der IP 1- und IP 2-Designs, sowie T2 oberhalb von 30 % der Skelettlinienlänge. Bei T1 und IP 3-7 fällt zusätzlich auf, dass im Bereich der Austrittskante die Profildicken der 100%-Schnitte über denen der 50%-Schnitte liegen bzw. teilweise sogar über denen der 0%-Schnitte.

Kombiniert man diese Auftragung mit Bildern der Schaufelquerschnitte (mehr dazu in **Kapitel 4.4.2.2**) erhält man einen guten Eindruck von dem Zusammenhang zwischen Profilform und Dickenverlauf. **Abbildung 4.56** zeigt diese Darstellungen. Die verwendeten Schaufelgeometrien zeichnen sich dabei durch unterschiedliche Faktoren aus. Das Design IP 2-5 hat einen sehr dicken Fuß, der dann mit zunehmender Höhe deutlich dünner wird. Zudem ist das Profil stark gewölbt v.a. im 50%-Schnitt. IP 3-7 hingegen ist sehr dünn mit einer geringen Skelettlinienlänge, die allerdings mit der Höhe zunimmt. T1 ist am Fuß (mit IP 2-5 verglichen) dünn und wird mit der Höhe immer länger, dünner und flacher (Abnahme der Wölbung). Bei beiden T-Profilen wird zudem ersichtlich, dass die Skelettlinie zum 50%-Schnitt abnimmt und dann am Deckband wieder länger wird. Beim Design T2 zeigt sich die „keulenartige“ Form der Schaufel bei 100 % der Höhe an dem deutlichen Abfall des Profildickenverlaufs nach seinem Maximum.

#### 4.4.2.2 Optische Auswertung der Designs

**Abbildung 4.57** zeigt (leicht vergrößert) die Querschnitte der verschiedenen NDT-Schaufeldesigns. Die Ausrichtung in y-Richtung entspricht der unterschiedlichen Anströmungsrichtung. Je nach Veränderung über die Höhe werden entweder zwei oder drei Querschnitte (0%-, 100%- und optional 50%-Schnitt) übereinander gelegt um die Übersichtlichkeit zu bewahren. So ist es möglich die Entwicklung über die Höhe zu betrachten und die Schaufeldesigns untereinander zu vergleichen. Einige der in **Kapitel 4.4.2.1** beschriebenen Parameter und deren Ausprägung sind dabei gut erkennbar, andere nicht.



**Abbildung 4.56:** Zusammenhang von Form und Profildickenverlauf

Gut erkennbar sind die tendenzielle Abnahme der Fläche (außer bei den T-Geometrien), der Wölbung und des Eintrittskantenwinkels, sowie die Zunahme des Austrittskantenwinkels, der Sehnenlänge (abgesehen von IP 2-6) und der Parallelität vom Fuß aus über die Höhe. Des Weiteren wird die Verdrehung der

Profile und die entsprechende Drehrichtung deutlich. Die Veränderungen der Austrittskantenradien über die Höhe, die besonders deutlich bei IP 2-6 und den T-Profilen auftreten, sind dagegen nicht erkennbar. Ebenfalls sind keine signifikanten Unterschiede der Parallelität am Fuß zwischen den verschiedenen Schaufeln sichtbar.

Das Design IP 1-k hat sowohl am Fuß als auch am Deckband die schmalsten Eintrittskanten und zeigt keine Verdrehung. Bei IP 1-l hingegen ist eine starke Verdrehung sichtbar. Zudem nimmt die Wölbung des Querschnitts mit zunehmender Höhe deutlich ab. Die Fläche nimmt von einem „großen“ Fuß stark ab. Des Weiteren ist eine starke Abflachung des Eintrittskantenwinkels erkennbar.

Am Design IP 2-6 fällt auf, dass es besonders im 50%- und 100%-Schnitt sehr schmal ist. Zudem zeigt es am Deckband eine sehr ausgeprägte Parallelität. Über die Höhe ist auch die Abnahme der Skelettlinienlänge erkennbar.

IP 2-5 zeichnet sich durch die größte Fläche und maximale Profildicke am 0%-Schnitt aus, welche beide mit zunehmender Höhe deutlich abnehmen. Zudem nimmt die Keilung deutlich ab. Ein großer Eintrittskantenwinkel und eine starke Wölbung am Fuß sind ebenfalls erkennbar.

IP 3-6 besitzt eine sehr lange Skelettlinie und eine starke Wölbung v.a. im 100%-Schnitt. Zudem zeichnet sich die Schaufel durch die erkennbar kleinsten Austrittskantendicken am Fuß und Deckband aus. Nicht erkennbar hingegen ist der vorhandene zweitgrößte Keil aller Designs. Die Schaufel IP 3-7 ist ein eher kleines Design. Es hat eine sehr geringe Fläche sowie eine sehr kurze Sehnenlänge und Skelettlinie. Augenfällig ist auch der Eintrittskantenwinkel, der am Deckband annähernd mit der x-Achse übereinliegt.

Die Schaufel T1 hat einen sehr großen Querschnitt, v.a. bei 100 % der Höhe. Nicht erkennbar hingegen ist, dass sie die dickste Eintrittskante besitzt). Bei beiden T-Designs nimmt die Wölbung im Vergleich der 0%- und 100%-Schnitte ab, wobei sie am Deckband minimal wird. Ebenfalls bei beiden Designs überschreitet der Eintrittskantenwinkel mit zunehmender Höhe deutlich die x-Achse. Eine zusätzlich erkennbare Besonderheit des Designs T2 ist die vom Fuß aus zunächst abnehmende Fläche, die dann ab dem 50%-Schnitt wieder zunimmt. Gleiches gilt auch für die Sehnenlänge, die Skelettlinie und die maximale Profildicke.

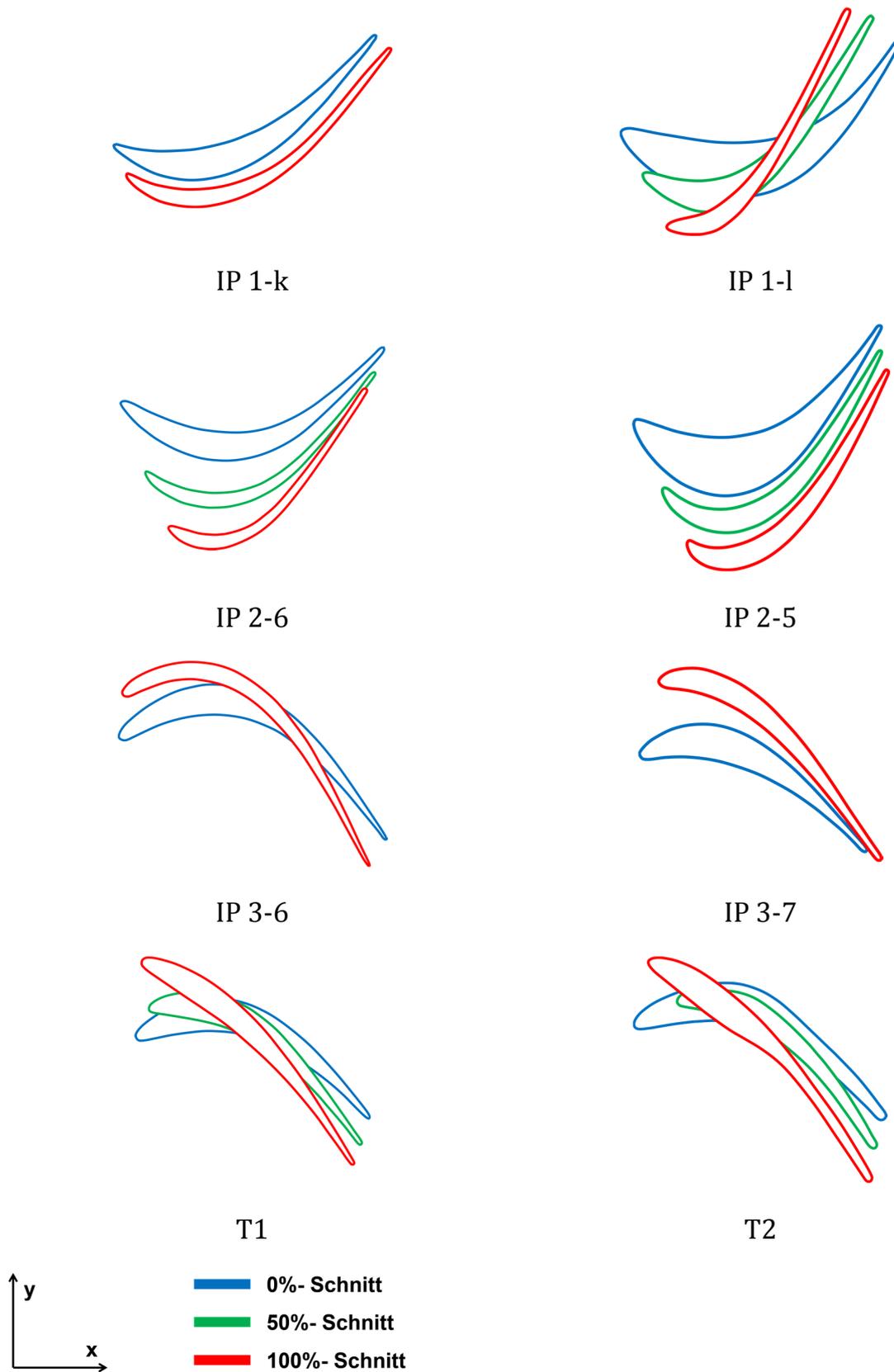


Abbildung 4.57: Verlauf und Vergleich der Querschnitte der NDT-Schaufeln

Auffällig am 100%-Schnitt von T2 ist zudem die relativ ungleichmäßige Abnahme der Profildicke zur Austrittskante hin („keulenförmig“). Deutlich zu erkennen über die gesamte Höhe ist ebenfalls die mit Abstand höchste Austrittskantendicke mit einer hohen Parallelität und einer geringen Keilgröße.

#### 4.4.2.3 Gießversuche

Einen Überblick über die untersuchten und gegossenen Schaufeln gibt **Tabelle 4.15**. Dabei stammen die Schaufeln der Designs IP 2-5, IP 3-7 und T1 aus früher durchgeführten Abgüssen. Insgesamt werden 35 Schaufeln aus 12 verschiedenen Abgüssen betrachtet. In diesem Kapitel findet auch die  $\gamma$ -TiAl Legierung TNM Erwähnung. Dies ist jedoch nur der Tatsache geschuldet, da diese Legierungen von den jeweiligen OEM für den Guss vorgegeben sind und in diesem Kapitel nur geometrische Belange behandelt werden.

**Tabelle 4.15:** Übersicht über die gegossenen Schaufeln

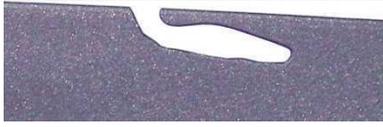
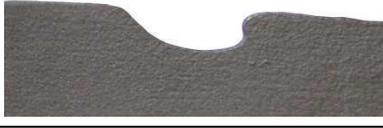
Design	Losnummer	Legierung	Cluster
IP 1-k	3709	TNM	12er
IP 1-l	3710	TNM	12er
IP 2-5	3550, 3586	XD 45-2-2	6er
IP 3-6	3711	GE 48-2-2	12er
IP 3-7	3631, 3632 3633, 3634, 3639	GE 48-2-2	12er
T1	3390, 3511	GE 48-2-2	6er, 4er

#### Untersuchung der Fehlerhäufigkeit und Ausprägung

Bei den gegossenen Schaufeln sind ausschließlich diese von Interesse, welche Gussfehler an der Austrittskante aufweisen. Der hier betrachtete Gussfehler ist der Kaltlauf (also die vorzeitige Erstarrung der Schmelze), der zu einer unvollständigen Formfüllung führt.

**Tabelle 4.16** gibt die Kategorisierung der Kaltläufe nach Größe wieder. Die Größe der Kaltläufe entspricht dabei der Länge der unvollständig gefüllten Kante, welche manuell gemessen wird und daher einer gewissen Ungenauigkeit unterliegt.

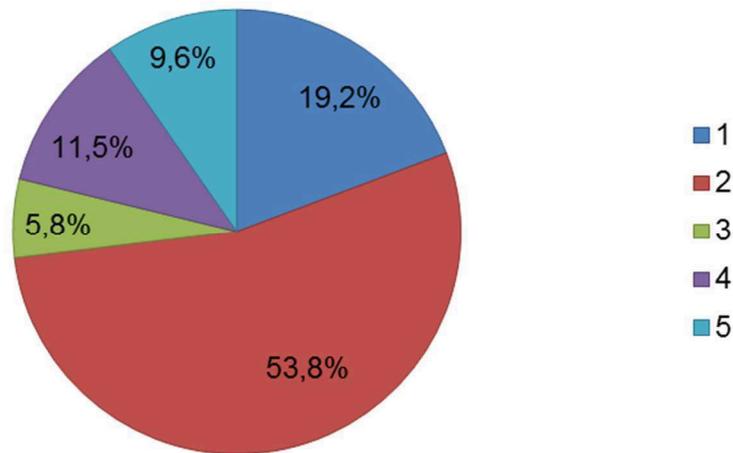
**Tabelle 4.16:** Kategorisierung der Kaltläufe nach Größe

Nr.	Größe	Ausprägungsbeispiele	
1	0-5mm		
2	6-15mm		
3	15-25mm		
4	26-35mm		
5	> 36mm		

Bei der Betrachtung aller untersuchten Schaufeln (insgesamt 52 Kaltläufe) fällt auf, dass Kaltläufe der Kategorie 2 mit Abstand am Häufigsten (53,8 %) und die der Kategorie 3 am wenigsten (5,8 %) auftreten (**Abbildung 4.58**). Dabei sind innerhalb der Kategorie 2 71,4 % der Defekte kleiner bzw. gleich 10 mm lang.

Die Ausprägung der Kaltläufe unterscheidet sich dabei z.T. stark zwischen den einzelnen Schaufeln: Das Design IP 3-7 hat ausschließlich kleine Fehler (5x Nr.1, 3x Nr.2). IP 2-5 und IP 1-l weisen, abgesehen von jeweils einer Ausnahme, ebenfalls nur kleine Kaltläufe auf (IP 2-5: 3x Nr.2, 1x Nr.4; IP 1-l: 1x Nr.1, 5x Nr.2, 1x Nr.5). Bei der Geometrie IP 1-k liegen Fehler der Kategorien 2 bis 5 vor (4x Nr.2, 1x Nr.3, 1x

Nr.4, 1x Nr.5) und bei den Designs IP 3-6 und T1 Kaltläufe aller Kategorien (T1: 1x Nr.1, 4x Nr.2, 1x Nr.3, 1x Nr.4, 2x Nr.5; IP 3-6: 3x Nr.1, 9x Nr.2, 1x Nr.3, 3x Nr.4, 1x Nr.5).



**Abbildung 4.58:** Fehlerstatistik nach Kategorien

**Tabelle 4.17** gibt eine Übersicht darüber, wie viele Kaltläufe je Schaufel (statistisch) auftreten. Dabei weist T1 die mit Abstand meisten Defekte je Schaufel auf, gefolgt von IP 1-l, IP 3-6 und IP 1-k.

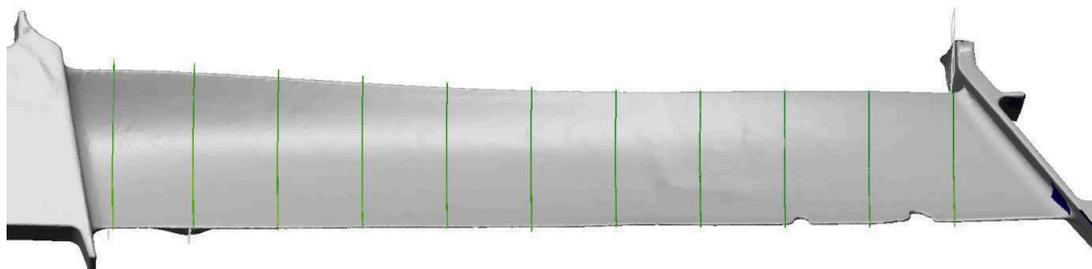
**Tabelle 4.17:** Fehlerhäufigkeit je Schaufel

Schaufelgeometrie	IP 1-k	IP 1-l	IP 2-5	IP 3-6	IP 3-7	T1
Defekte/ Schaufel	1,4	1,75	1	1,7	1	2,25

### Vergleich der CAD-Modelle mit den gegossenen Schaufeln

Um einen Rückschluss von den Gussfehlern auf eine (mögliche) geometrische Limitierung ziehen zu können, werden die gegossenen und digitalisierten Schaufeln mit den Höhenschnitten der CAD-Modelle der aufgedickten Schaufeldesigns bzw.

bei T1 mit dem Originaldesign verglichen (Beispiel in **Abbildung 4.59**). Dafür wird wie zuvor Polyworks IMInspect verwendet.



**Abbildung 4.59:** Höhengsnitte an gescannter T1-Schaufel (3390-2D)

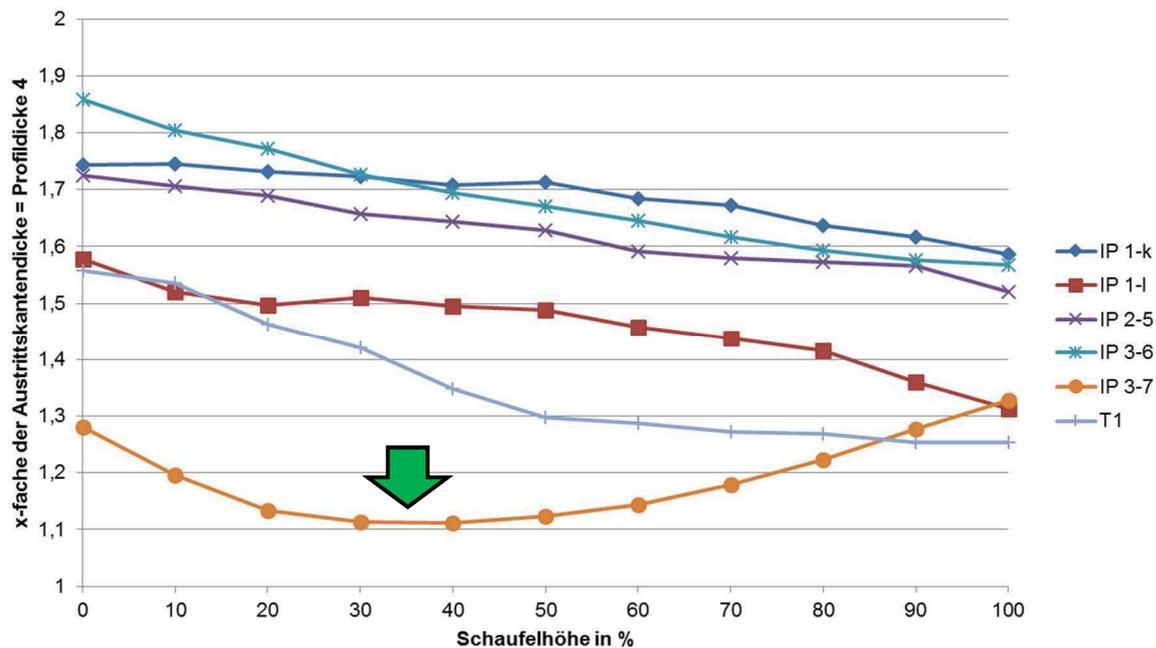
Die so ermittelten Schnitte bzw. Bereiche, in denen die meisten Kaltläufe liegen, sind je Schaufeldesign in **Tabelle 4.18** aufgeführt. Die Häufigkeit gibt an, wie viele der Defekte in dem genannten Bereich liegen.

**Tabelle 4.18:** Lage und Häufigkeit der Gussfehler

Schaufeldesign	Lage	Häufigkeit
IP 1-k	0-10 %	4 von 7
	80-100%	3 von 7
IP 1-l	70-100%	5 von 7
IP 2-5	30-40%	2 von 4
IP 3-6	0-20%	9 von 17
	40-60%	6 von 17
IP 3-7	20-60%	6 von 8
T1	60-100%	7 von 9

Im Vergleich der kritischen Höhenbereiche mit den Verläufen der aus den CAD-Modellen ermittelten Parametern (**Kapitel 4.4.2.1**) lassen sich einige Besonderheiten erkennen. Im Fall des Schaufeldesigns IP 3-7 fällt auf, dass es zwischen 20 und 60 % der Höhe die höchste Parallelität aller gegossenen Schaufeln

aufweist (**Abbildung 4.60**), was eine mögliche Ursache für die große Anzahl an Kaltläufen in dieser Lage ist.



**Abbildung 4.60:** Verläufe der Parallelität über die Höhe (ohne Aufdickung)

Bei der Auftragung der Wölbung gegen die Schaufelhöhe fallen zwei andere Geometrien auf- die Designs IP 2-5 und T1 (**Abbildung 4.61**). Das Design IP 2-5 durchläuft bei seiner kritischen Höhe (30-40 %) den maximalen Absolutwert der Wölbung. T1 hingegen ist in seinem kritischen Bereich zum Deckband hin außergewöhnlich flach. Eine mögliche Erklärung dafür ist, dass auf der einen Seite eine starke Wölbung zu stärkeren Turbulenzen bei der Formfüllung führt und ein flaches Profil auf der anderen Seite die (von unten) steigende Formfüllung abbremst, was beides zu Kaltläufen führen kann.

Im kritischen Höhenbereich der Schaufel IP 1-l (70-100 %) fallen zwei Parameter auf. Zum einen die starke Verdrehung des Profils (**Abbildung 4.62**), die ebenfalls zu einer deutlich turbulenteren Formfüllung führen kann, und die kleine Keilgröße in diesem Bereich (**Abbildung 4.63**).

Alle bisher genannten Besonderheiten der verschiedenen Schaufeln sind dabei sowohl in den Verläufen der Originaldesigns als auch in denen der aufgedickten Designs zu finden, wobei sie z.T. weniger deutlich ausgeprägt sind.

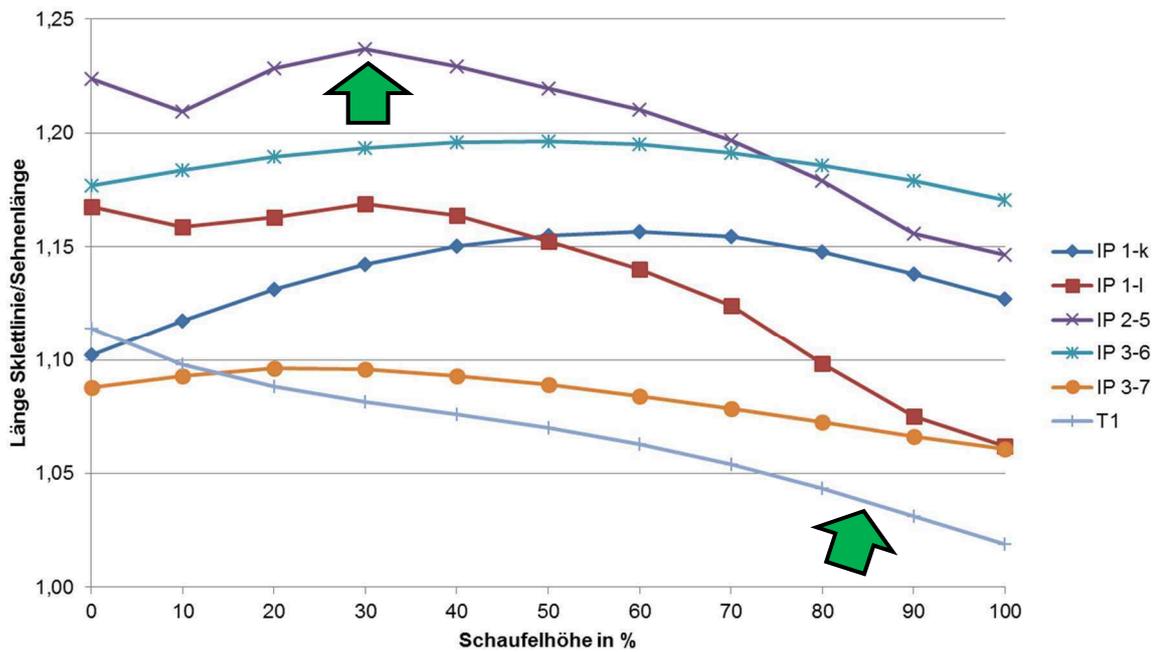


Abbildung 4.61: Verläufe der Wölbung über die Höhe (ohne Aufdickung)

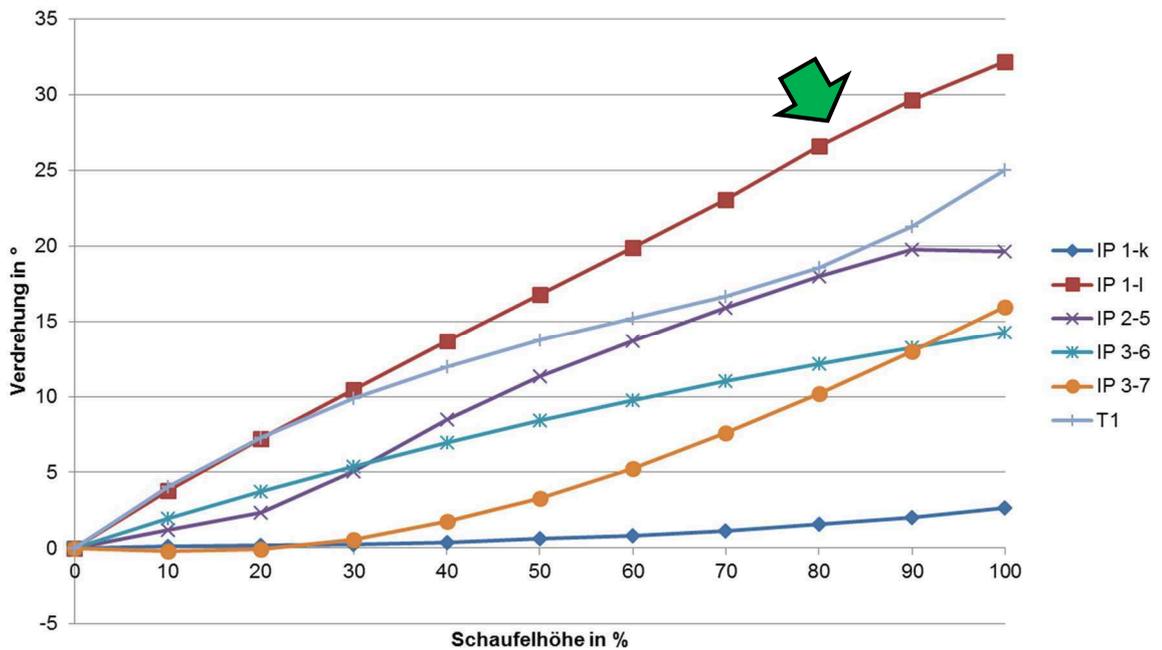
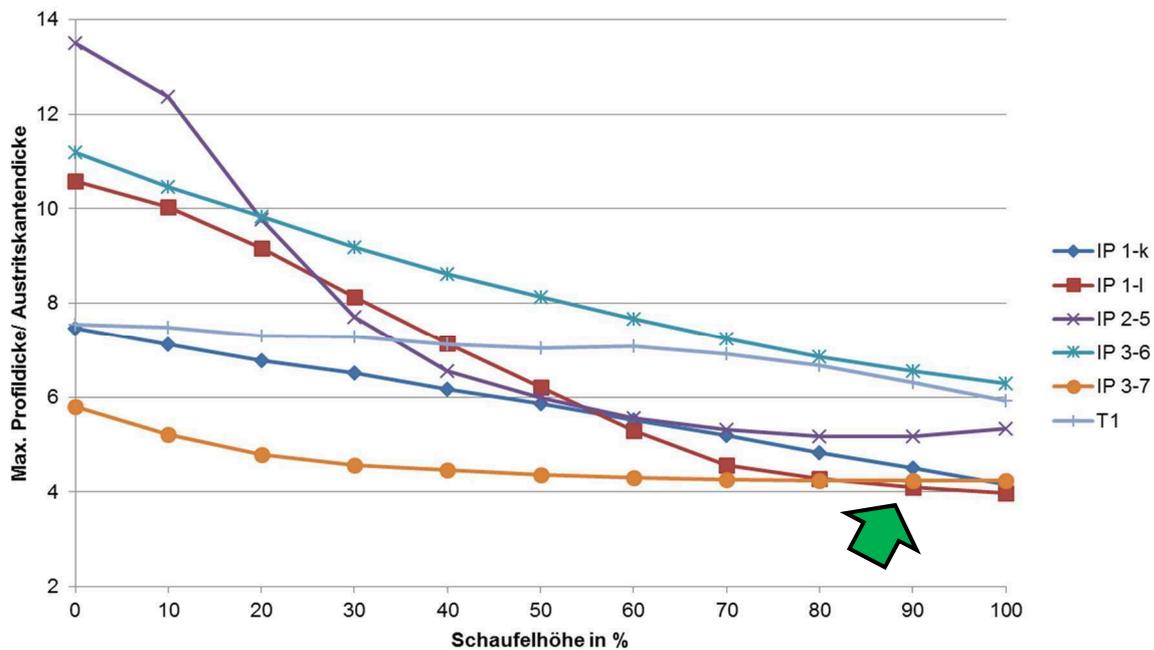


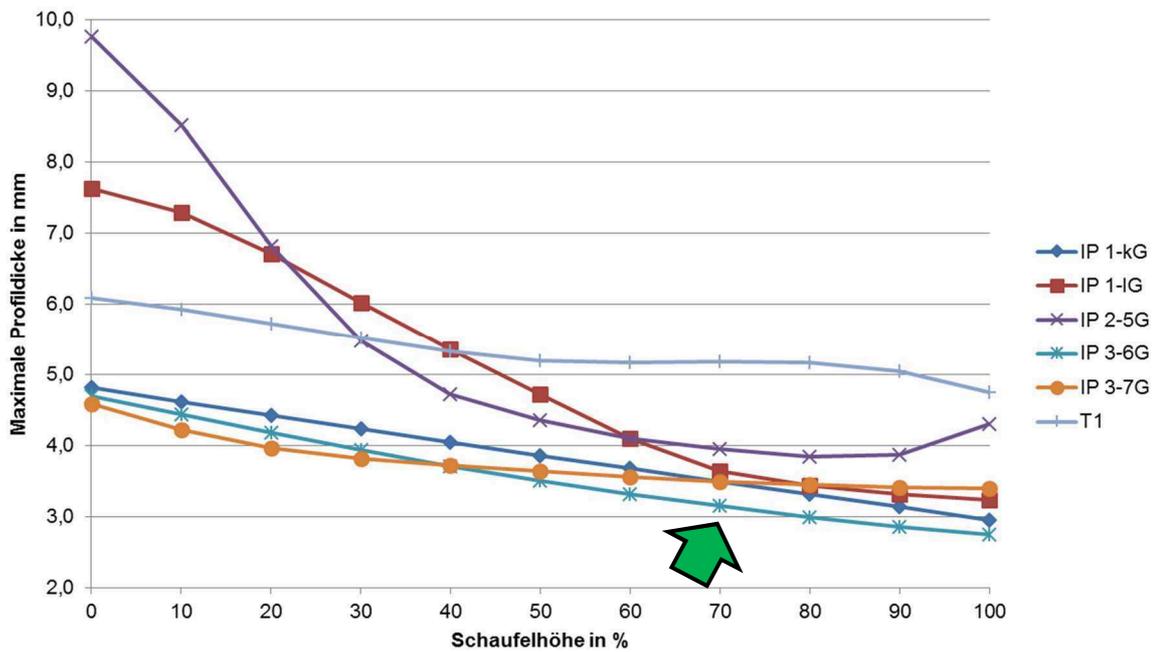
Abbildung 4.62: Verläufe der Verdrehung über die Höhe (ohne Aufdickung)



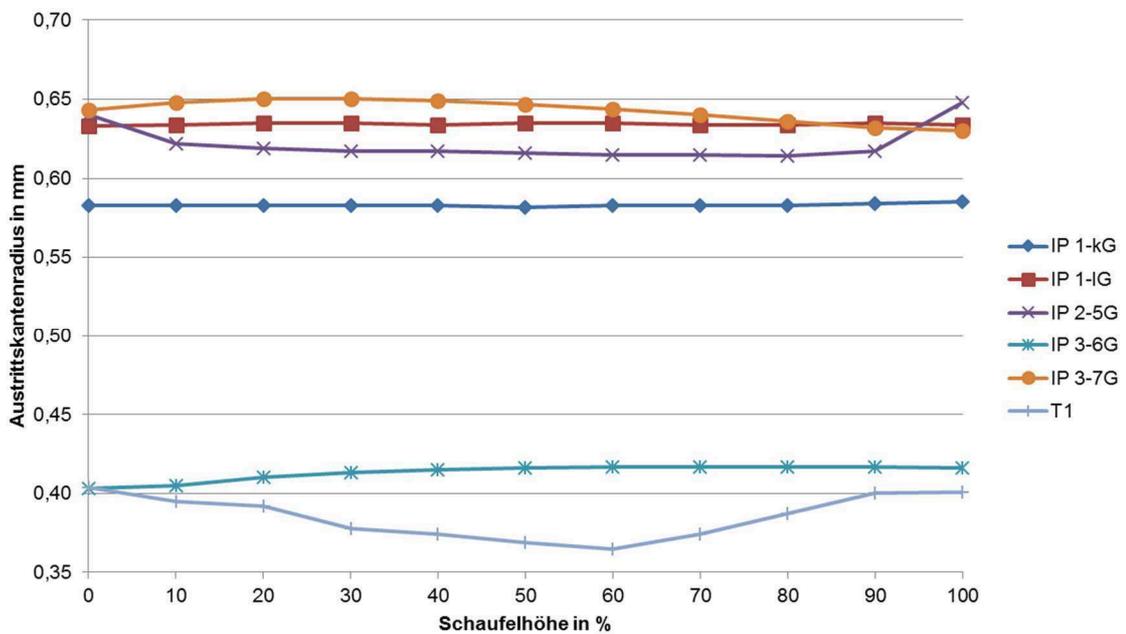
**Abbildung 4.63** Verläufe der Keilgrößen über die Höhe (ohne Aufdickung)

Bei den Designs IP 1-k und IP 3-6 hingegen lässt sich keine eindeutige Korrelation zwischen Kaltläufen und geometrischen Besonderheiten feststellen. Das Design IP 1-k besitzt zwar im kritischen Bereich (80-100 %) einen sehr kleinen Keil und eine geringe maximale Profildicke, die allerdings im Gussdesign nicht die kleinste darstellt. IP 3-6 hingegen hat zwar ab 50 % der Höhe die kleinste maximale Profildicke, was aber nicht exakt mit dem kritischen Höhenbereich von 40-60 % übereinstimmt (**Abbildung 4.64**).

Der Einfluss der Austrittskantendicke ist ebenfalls nicht ganz eindeutig (**Abbildung 4.65**). T1 und IP 3-6 haben die mit Abstand kleinsten Austrittskantenradien aller gegossenen Schaufeln, was grundsätzlich zu einer hohen Defektneigung führt (vgl. **Tabelle 4.17**). Die Designs mit den wenigsten Defekten je Schaufel, IP 3-7 und IP 2-5, haben mit die größten Austrittskantenradien. Die Austrittskantendicke allein lässt aber keine Bewertung der Gießbarkeit zu, dies zeigt sich beim Design IP 2-l, welches trotz eines großen Radius eine hohe Defektzahl aufweist. Eine mögliche Ursache dafür könnte die für diese Schaufel verwendete Legierung TNM sein, die im Grunde keine Gießlegierung ist, sondern vornehmlich als Legierung für geschmiedete Schaufeln verwendet wird.



**Abbildung 4.64:** Verläufe der maximalen Profildicken über die Höhe (mit Aufdickung)



**Abbildung 4.65:** Verläufe der Austrittskantenradien über die Höhe (mit Aufdickung)

Vergleicht man die Lage der Kaltläufe mit den Auftragungen der verschiedenen Parameter über die Schaufelhöhe (**Kapitel 4.4.2.1** und **4.4.2.2**) zeigt sich, dass bei mehreren Parameter ein Zusammenhang zwischen den Defekten und den entsprechenden Größen festgestellt werden kann. Dabei spielen zum einen die Absolutwerte einiger Größen, als auch das Verhältnis einiger Parameter zueinander eine Rolle.

**Tabelle 4.19:** Ermittelte geometrische Grenzen

Parameter	Gussgeometrie
Austrittskantenradius in mm	> 0,61
Max. Profildicke in mm	> 3,4
Keilgröße*	> 2,61
Parallelität**	> 1,07
Wölbung***	$1,06 < x < 1,23$
Verdrehung in °	< 23

(\*Max.Profildicke/Austrittskantendicke \*\*Profildicke<sup>4</sup>/Austrittskantendicke \*\*\*Länge Skelettlinie/Sehnenlänge)

**Tabelle 4.19** gibt die Parameter wieder, bei denen eine Korrelation zwischen den Kaltläufen und der Schaufelgeometrie festgestellt werden konnte. Die gefundenen geometrischen Grenzen sind für die tatsächlich gegossene Schaufel (Gussgeometrie) angegeben.

Die Parameter für Austrittskantenradius, maximale Profildicke sowie Parallelität bestätigen die Ergebnisse aus **Kapitel 4.4.1.3**. Zusätzlich ist bei der Auslegung einer Niederdruckturbinenschaufel jedoch in verstärktem Maße auf die Ausprägung von Wölbung und Verdrehung zu achten.

## 4.5 Zusammenfassung der Ergebnisse zu Gießsimulation und Gießversuchen

Die durchgeführten Simulationen und Testabgüsse der ausgelegten Niederdruckturbinenschaufel bestätigen die bisher gemachten Erfahrungen beim Feinguss von Turbinenschaufeln aus TiAl. Die hier auftretenden

Austrittskantendicken von 0,9-1,0mm sind in diesem Maßstab im Schleuderguss gießtechnisch nicht zuverlässig darstellbar. Aus diesem Grund ist die Ermittlung gießtechnischer Limits für die gängigen Gusslegierungen GE 48-2-2 und 45-2-2 XD erforderlich.

Mit Hilfe der entworfenen Probekörper ist es im Laufe der Untersuchungen gelungen, die oben genannten Legierungen eingehend in ihren gießspezifischen Eigenschaften (Formfüllungs- und Fließvermögen sowie Lunkerverhalten) zu charakterisieren. So deutet sich bei einem gegenüberstellenden Vergleich ein generell besseres Formfüllungs- und Fließvermögen für die Legierung GE 48-2-2 an. Im Gegenzug erscheint das Ausmaß der Dichtspeisung bei vollständiger Formfüllung für die Legierung 45-2-2 XD dominanter.

Angelehnt an das Design und die Auslegung realer Niederdruckturbinenschaufeln sind weiterhin diverse Probekörpergeometrien entwickelt worden, welche einerseits möglichst realitätsnah gestaltet und dimensioniert sind, andererseits aber eine verhältnismäßig einfache mathematische Beschreibbarkeit erlauben. Die Ergebnisse der Experimente mit derartig simplifizierten Turbinenschaufeln zeigen, dass insbesondere die Hinterkante eines Schaufelblattes aufgrund ihrer filigranen Dimensionierung für die Formfüllung als kritischer Bereich zu erachten ist. Das Ausmaß einer unvollständigen Formfüllung hängt allerdings entscheidend von der Gestaltungsart ab. So hat die Hinterkantendicke  $d_H$  des Schaufelprofils einen deutlich größeren Einfluss auf die Ausschussrate als die Profilparallelität  $x$  an der Hinterkante. Folglich ist nicht so sehr der nahezu parallel verlaufende Längenabschnitt an der Hinterkante eines Schaufelprofilschnittes als kritisch zu erachten, sondern viel mehr die absolute Dicke an der Hinterkante.

Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen fand eine Kalibrierung der internen Simulationssoftware STAR-Cast mit Hilfe der realen Abgußergebnisse statt. Die numerische Simulation für die Legierung GE 48-2-2 erscheint im Zuge der Arbeit erfolgversprechend parametrisiert worden zu sein. Für die Legierung 45-2-2 XD fällt es dagegen schwer auf Grundlage der Simulationsergebnisse Defekte zielgerichtet vorauszusagen.

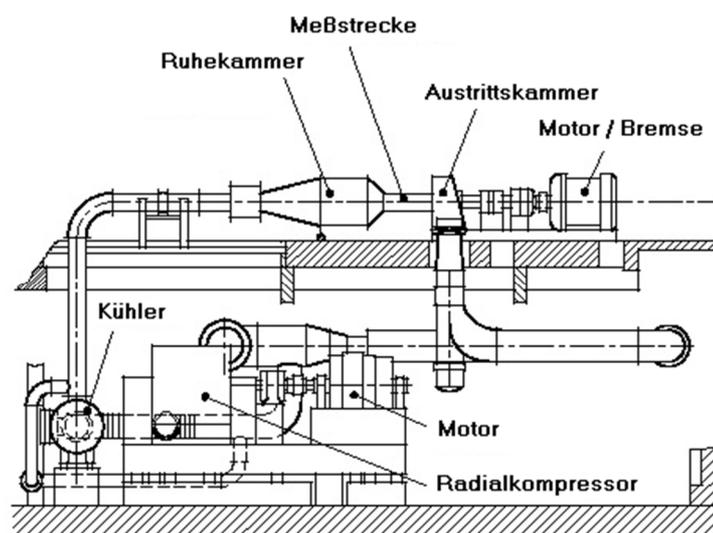
Weiterhin konnten wichtige und interessante Ergebnisse bezüglich der Schaufelblattgeometrie und deren Einfluss auf die Gießbarkeit ermittelt werden. Es wurde festgestellt, dass die ermittelten Parameter (Fläche, Skelettlinienlänge etc.) fast aller untersuchten Schaufeln in einer ähnlichen Größenordnung liegen und sich (meist) mit zunehmender Schaufelhöhe tendenziell ähnlich verändern.

Ein Zusammenhang zwischen den geometrischen Parametern und den aufgetretenen Kaltläufen bei den abgegossenen Schaufeln konnte partiell gefunden werden. Dabei sind die Ergebnisse mit einer großen Unsicherheit behaftet, da die statistische Gesamtmenge an Schaufeln sehr gering war und die Gießversuche eher Stichproben-Charakter hatten.

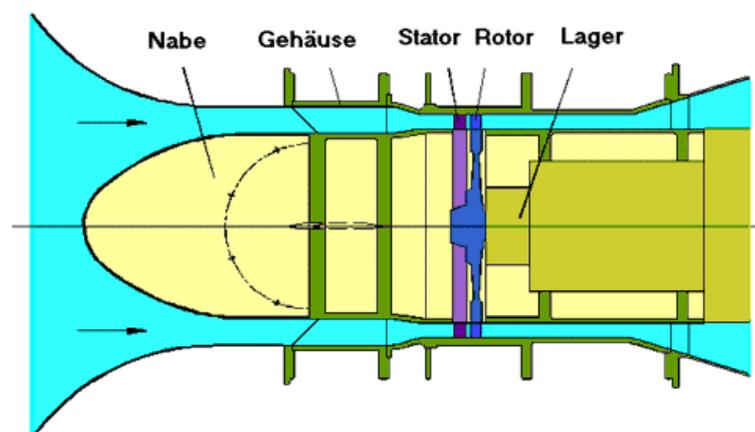
Dennoch konnten geometrische Grenzen für die Gießbarkeit von NDT-Schaufeln ermittelt werden. Diese Werte beziehen sich auf die Parameter Austrittskantenradius, maximale Profildicke, Keilgröße, Parallelität, Wölbung und Verdrehung der Schaufel bzw. des Schaufelblattprofils. Zudem konnten die verschiedenen Verläufe der Profildicke entlang der Skelettlinie dargestellt werden.

## 5. Validierung der Prozesskette

Zur Validierung der Prozesskette, d.h. zur Überprüfung der Funktionalität des Auslegungstools, ist anhand von Demonstratorschaufeln ein Testlauf auf einem Turbinenprüfstand bei DLR-AT in Göttingen vorgesehen. Bei diesem Prüfstand können jedoch nur Hochdruck-Turbinenschaufeln (HPT) eingesetzt werden. Daher war es erforderlich, die bereits etablierte Auslegungskette für Niederdruckturbinenschaufeln, auf eine Hochdruckschaufel anzuwenden. Die **Abbildungen 5.1** und 5.2 zeigen den entsprechenden Prüfstand.



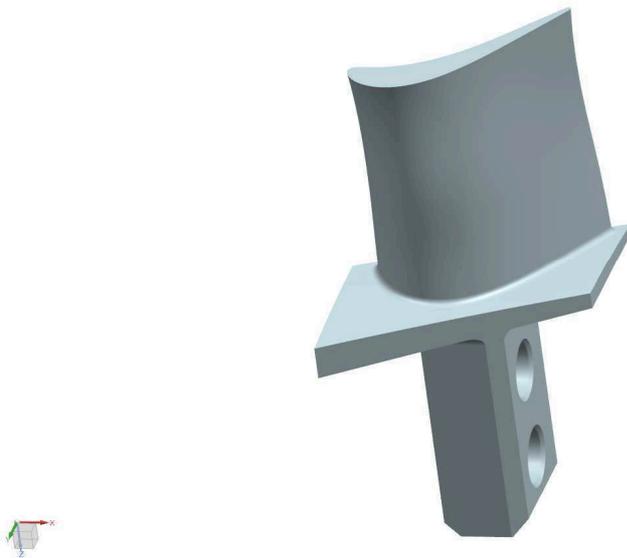
**Abbildung 5.1:** Turbinenprüfstand mit geschlossenem Strömungskreislauf



**Abbildung 5.2:** Messstrecke mit eingebauter Turbinenstufe

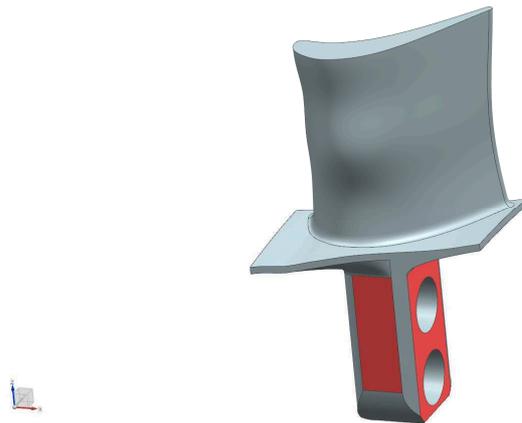
## 5.1 CAD-Design

**Abbildung 5.3** zeigt das bisher verwendete Design der Hochdruckschaufel, die auf dem Prüfstand in Göttingen bisher montiert war. Diese war aus einer Ni-Basis Legierung gefertigt und wurde nur für aerodynamische Messungen verwendet.



**Abbildung 5.3:** Original-Design der Hochdruckschaufel

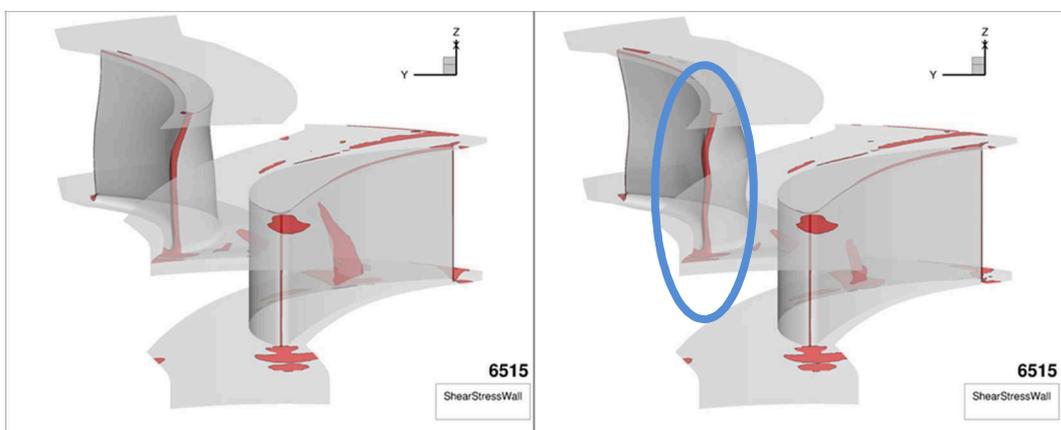
Die DLR Institute für Werkstoffforschung in Köln, Aerodynamik in Göttingen und Strukturmechanik in Stuttgart erzeugten unter Anwendung des Auslegungstools eine modifizierte Turbinenschaufel, die aerodynamisch optimierte, strukturmechanisch überprüfte und unter Berücksichtigung von Gießlimits ausgelegte HDT-Schaufel. In der nachfolgenden **Abbildung 5.4** ist die CAD-Zeichnung der Schaufel im endbearbeiteten Zustand dargestellt. Die Turbinenschaufel im „Endzustand“ soll insgesamt frei von Rissen sein und insbesondere auf der konvexen Seite keine Gussporen aufweisen, da dies die optimale Umströmung des Profils stören würde. Des Weiteren geht aus den Vorgaben hervor, dass der Rauigkeitswert der Oberfläche bei  $R_a=1,6$  und die geometrische Dimensionierung der strömungsrelevanten Elemente (insbesondere das Schaufelblatt) innerhalb eines Toleranzintervalls von  $\pm 0,1$  mm liegen soll.



**Abbildung 5.4:** HPT-Turbinenschaufel im Endzustand

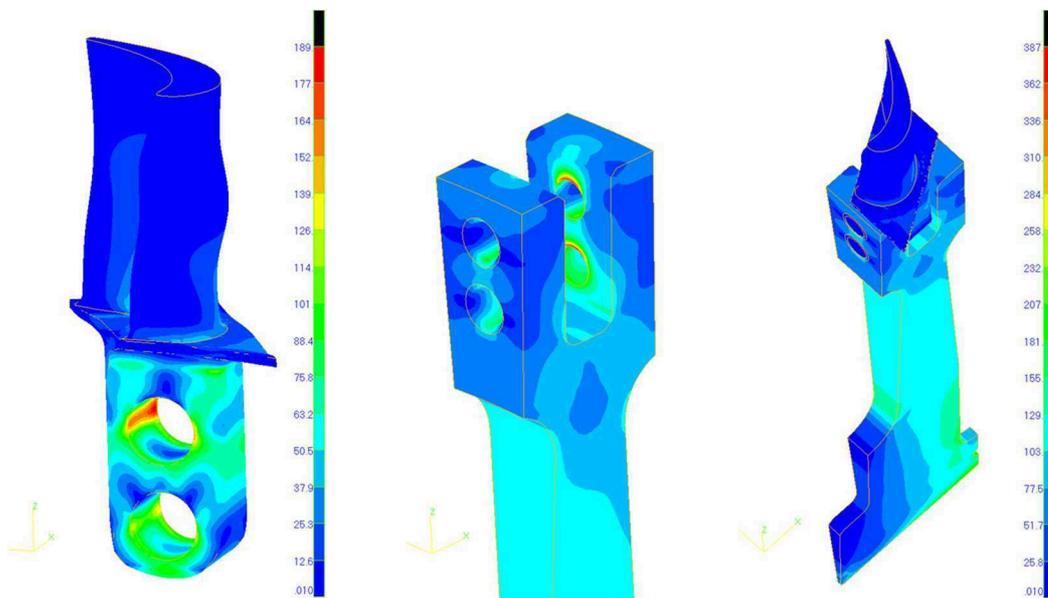
In **Abbildung 5.5** ist das Ergebnis der aerodynamischen Optimierung der HPT-Schaufel zu sehen. Im linken Bild ist der Ausgangszustand der bisher verwendeten Schaufel zu sehen, rechts das optimierte Design. Es ist zu sehen, dass trotz der Verwendung von Gießlimits die Performance der Stufe sogar zugenommen hat, deutlich erkennbar an der Minimierung der roten Strömungsablösegebiete (die für Leistungseinbußen verantwortlich sind), vor allem am Stator.

Markant ist vor allem die blau markierte Veränderung der Eintrittskante der Schaufel. Durch die aerodynamische Optimierung hat sich ein stark geschwungener Verlauf eingestellt. Bei realen Anwendungen kann man an dieser Stelle entsprechende Parameter modifizieren um die Gießbarkeit zu verbessern. Im Rahmen dieser Arbeit wurde das so ausgelegte Design jedoch weiterwendet.



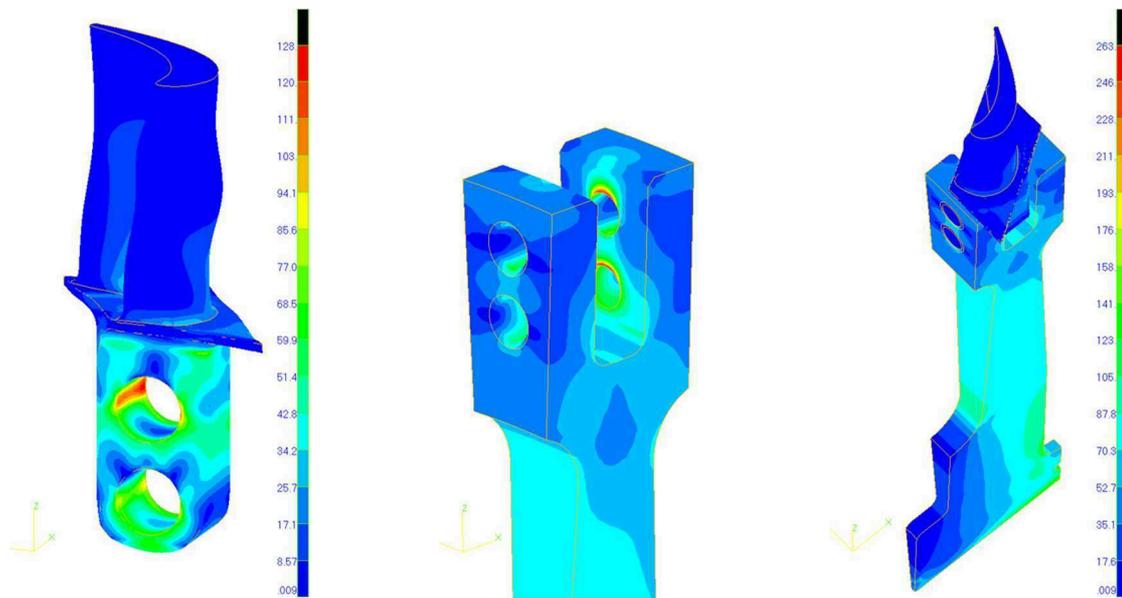
**Abbildung 5.5:** Aerodynamisch optimierte HPT-Schaufel

An diese aerodynamische Optimierung schloss sich auch bei der HDT-Schaufel eine strukturmechanische Überprüfung des Bauteils an. Wie schon bei der NDT-Schaufel wird eine FEM-Analyse des Kompletmodells, bestehend aus Schaufelblatt mit Fuß, Buchse, Bolzen und Aufnahmescheibe, inkl. Kontaktanalyse (Bolzenverbindung) durchgeführt. Auch hier basiert die Spannungsanalyse basiert auf der „kalten“ Geometrie bei einer Drehzahl von 7894Upm (nominelle Prüfstandumdrehungsgeschwindigkeit). Unter Zugrundelegung einer Dehngrenze von  $\sim 300\text{MPa}$  ergibt sich ein Sicherheitsfaktor für das Schaufelblatt von 1,6. Das Ergebnis dieser Analyse zeigt **Abbildung 5.6**.



**Abbildung 5.6:** Spannungsanalyse der Hochdruckturbinenschaufel (7894Upm)

Zur Erlangung eines höheren Sicherheitsfaktors wurde die komplette Analyse auch für eine Drehzahl von 6515Upm durchgeführt. Dadurch ergibt sich eine Sicherheit von 2,3. Das entsprechende Ergebnis zeigt **Abbildung 5.7**.



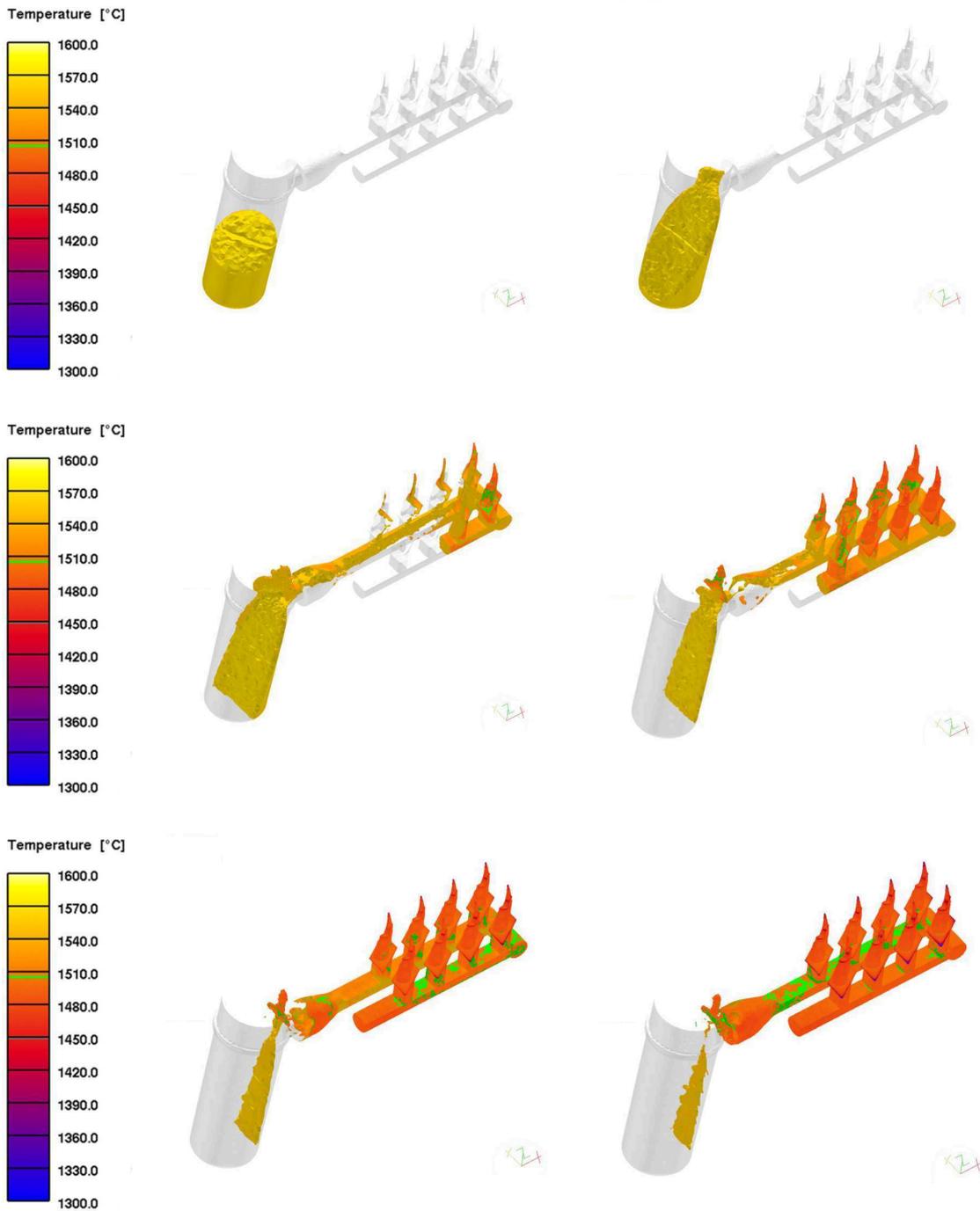
**Abbildung 5.7:** Spannungsanalyse der Hochdruckturbinenschaufel (6515Upm)

### 5.2 Validierung Guss

Anhand des vorliegenden CAD-Datensatzes der optimierten HPT-Schaufel wurde im Rahmen dieser Arbeit zunächst ein geeignetes Gießsystem aufgebaut und numerisch simuliert. **Abbildung 5.8** zeigt das Ergebnis dieser durchgeführten Simulation. Abweichend von den NDT-Schaufeln erfolgte die hier vorliegende Simulation auf Basis der Verwendung einer Linn-Schleudergießanlage.

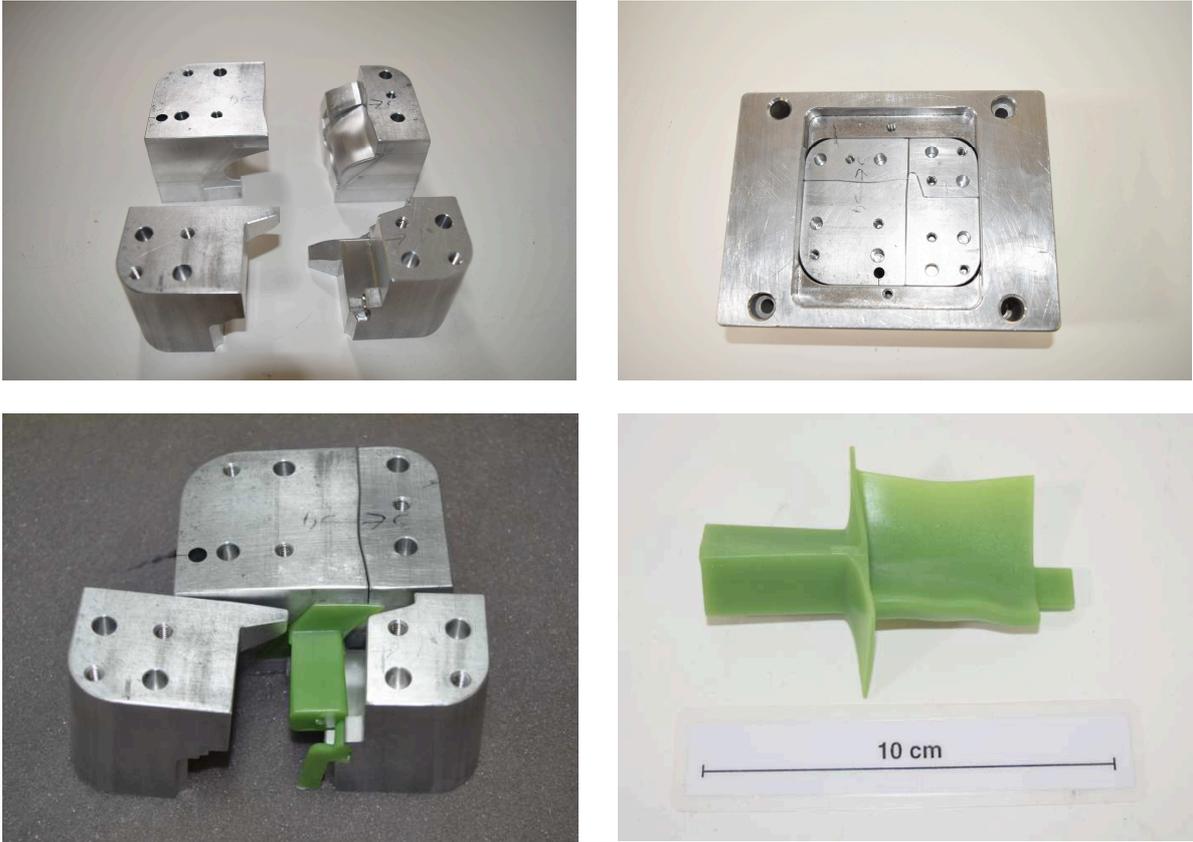
Die vorliegende Simulation ist eine von vier verschiedenen Simulationsgießaufbauten und wurde ausgewählt, weil sie das beste Formfüllungs- und Erstarrungsverhalten zeigt.

Im Anschluss an die Simulation wurden die entsprechenden Gießaufbauten gefertigt. Da die fertigen Bauteile in einen Prüfstand eingebaut wurden, wurde eine Metallmatrize gefertigt, um eine bestmögliche Qualität der Wachsmodele zu gewährleisten. **Abbildung 5.9** zeigt die verwendete Matrize.

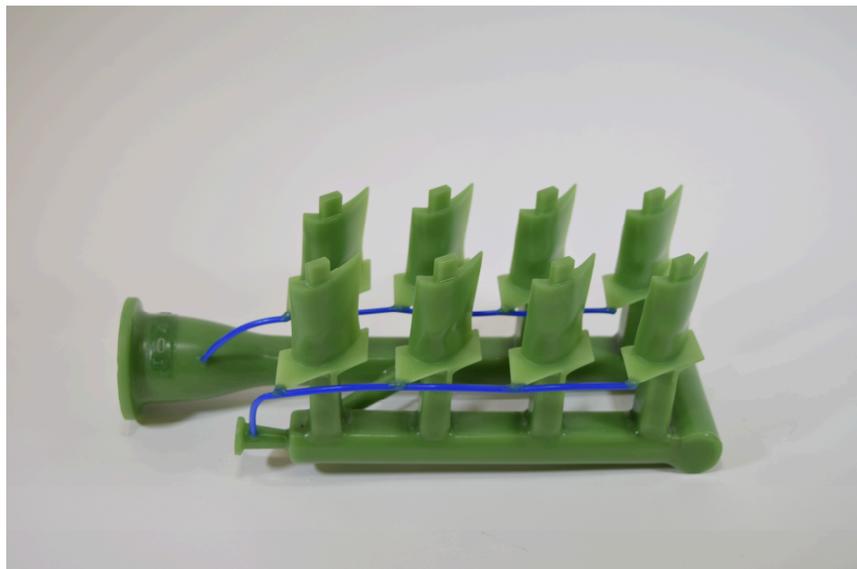


**Abbildung 5.8:** Ergebnis der Gießsimulation in 0,5s Intervallen

Die Wachsmodelle wurden dann zu entsprechenden Gießaufbauten verlötet. **Abbildung 5.10** zeigt einen solchen Aufbau mit 8 HPT-Schaufeln. Deutlich zu erkennen sind die blauen Auswachskanäle an den Plattformecken.



**Abbildung 5.9:**Matrize mit Wachsmodell



**Abbildung 5.10:** Wachskluster mit 8 HPT-Schaufeln

Im weiteren Verlauf wurden auf Basis dieser Modelle keramische Formschalen hergestellt und auf einer Linn-Schleudergussanlage vergossen. Die **Abbildungen 5.11** und **5.12** zeigen die Formschalen sowie das verwendete Linn Schleudergießaggregat.

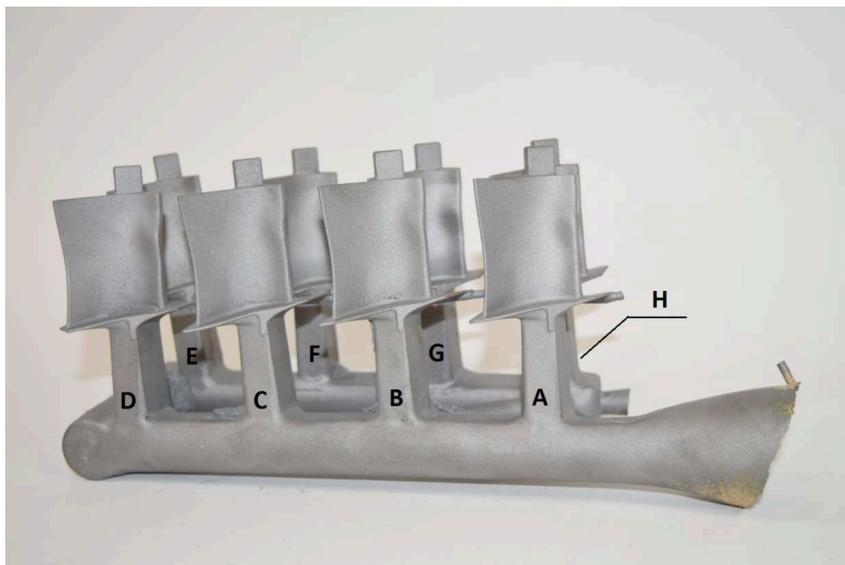


**Abbildung 5.11:** Keramische Formschale mit 8 HPT-Schaufeln

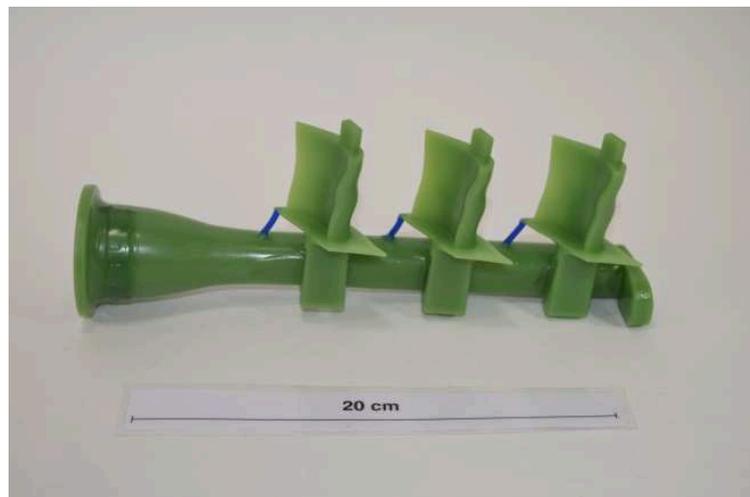


**Abbildung 5.12:** Linn Supercast und Schleuderkammer

**Abbildung 5.13** zeigt ein sandgestrahltes Gussbauteil mit 8 Schaufeln. Aufgrund eines technischen Defekts an der Gießanlage musste ein neuer Gießaufbau konzipiert werden, da die zweite Schleudergießanlage ein wesentlich geringeres Einsatzgewicht erlaubte. Die **Abbildungen 5.14** und **5.15** zeigen dieses alternative Konzept.



**Abbildung 5.13:** Sandgestrahlter Aufbau, konkave Seite

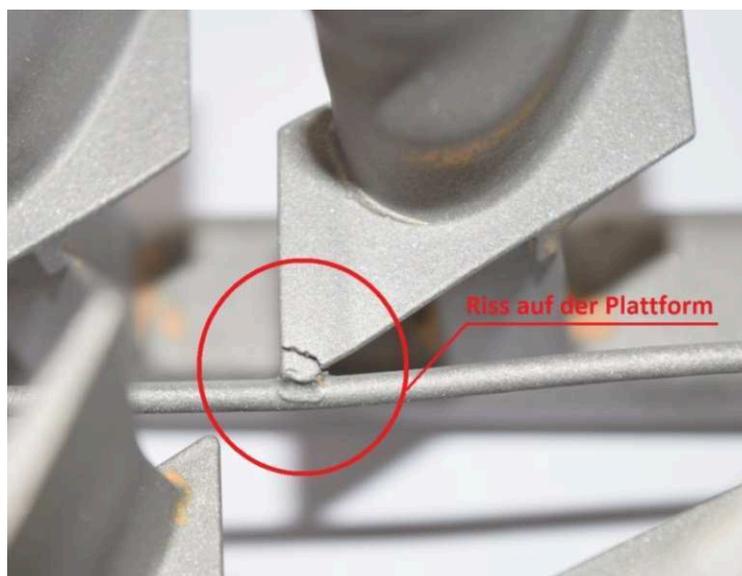


**Abbildung 5.14:** 3er Cluster Alternativkonzept

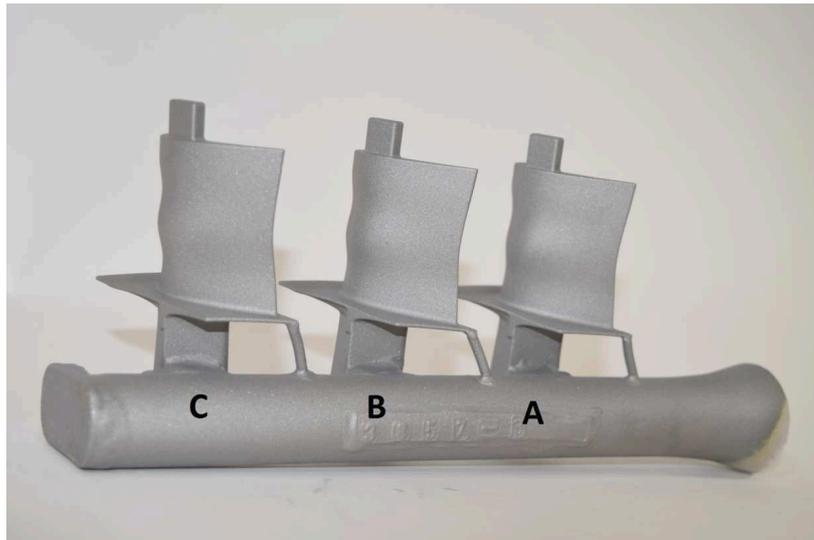


**Abbildung 5.15:** Keramische Formschale Alternativkonzept

Mit diesem Gießaufbau wurden die weiteren Bauteile vergossen. Durch die Modifizierung der Auswachsöffnungen (**siehe Abb. 5.10**) konnten zudem die bei dem ersten Konzept auftretenden Fehler an den Plattformecken minimiert werden (**Abbildung 5.16**). Das entsprechende Gussbauteil zeigt **Abbildung 5.17**.



**Abbildung 5.16:** Plattformdefekt (Konzept 1) bedingt durch Auswachsöffnung

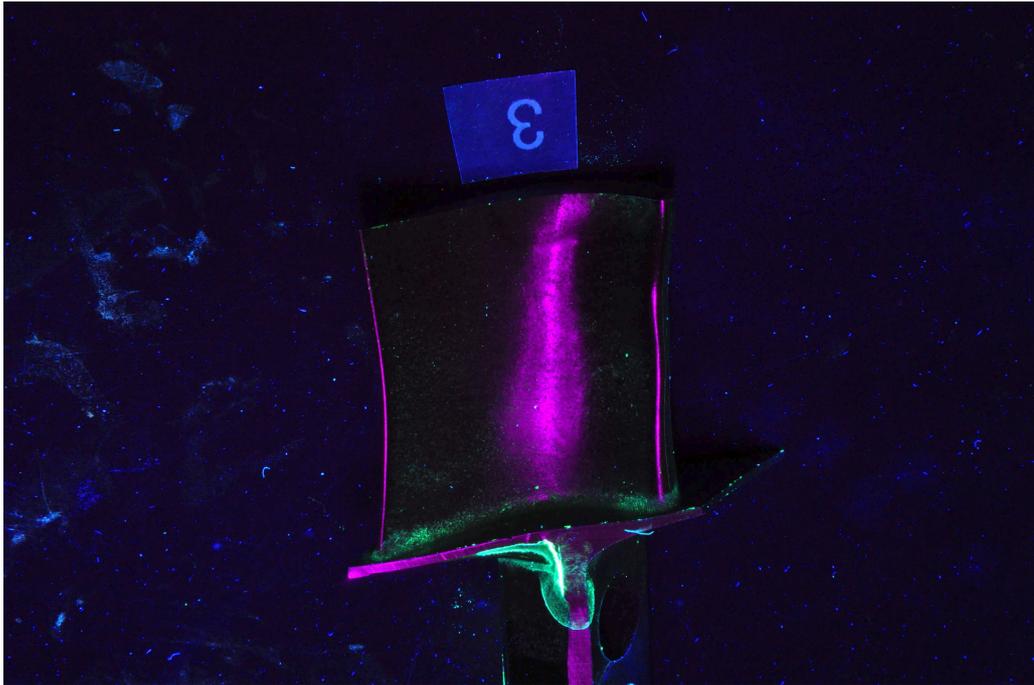


**Abbildung 5.17:** Sandgestrahlter Aufbau, konvexe Seite

Die vergossenen Bauteile wurden standardmäßig einer HIP-Behandlung unterzogen, anschließend vom Anguss getrennt und optisch geprüft. Weiterhin wurden die Bauteile einer Röntgenprüfung unterzogen, um die Bauteile auf innere Defekte hin zu untersuchen sowie einer Fluorescent Penetration Inspection Prüfung (**FPI**) zur Feststellung von Rissen (**Abbildung 5.18 und 5.19**).



**Abbildung 5.18:** Röntgenaufnahme einer Gusschaufel



**Abbildung 5.19:** FPI-Foto einer bearbeiteten Schaufel

Sowohl die Röntgen- als auch die FPI-Untersuchung zeigen keine Defekte, insbesondere innere Porositäten sowie Risse sind nicht zu erkennen. Die zu erkennenden leichten Porositäten sind noch im tolerierbaren Bereich. Schließlich wurden die Gussteile geschliffen und poliert, um die erforderliche Oberflächenrauigkeit zu erreichen. An verschiedenen Punkten der Prozesskette wurde zudem eine optische 3D-Messung zur Sicherstellung der Maßhaltigkeit der Bauteile durchgeführt. Dies geschah an den Wachsmodellen, nach HIP sowie am endbearbeiteten Bauteil.

**Abbildung 5.20** zeigt ein fertigbearbeitetes Bauteil. 64 solcher HPT-Schaufeln sind für die Bestückung des Prüfstandes erforderlich.

Die komplett mit dem ursprünglichen Design bestückte Rotorscheibe des Prüfstandes zeigt **Abbildung 5.21**. Die Schaufeln werden mit jeweils zwei Bolzen auf der Scheibe befestigt.



**Abbildung 5.20:** Endbearbeitete HPT-Schaufel



**Abbildung 5.21:** Mit 64 HPT-Schaufeln bestückte Rotorscheibe des Prüfstands

### 5.3 Bewertung der Prozesskette

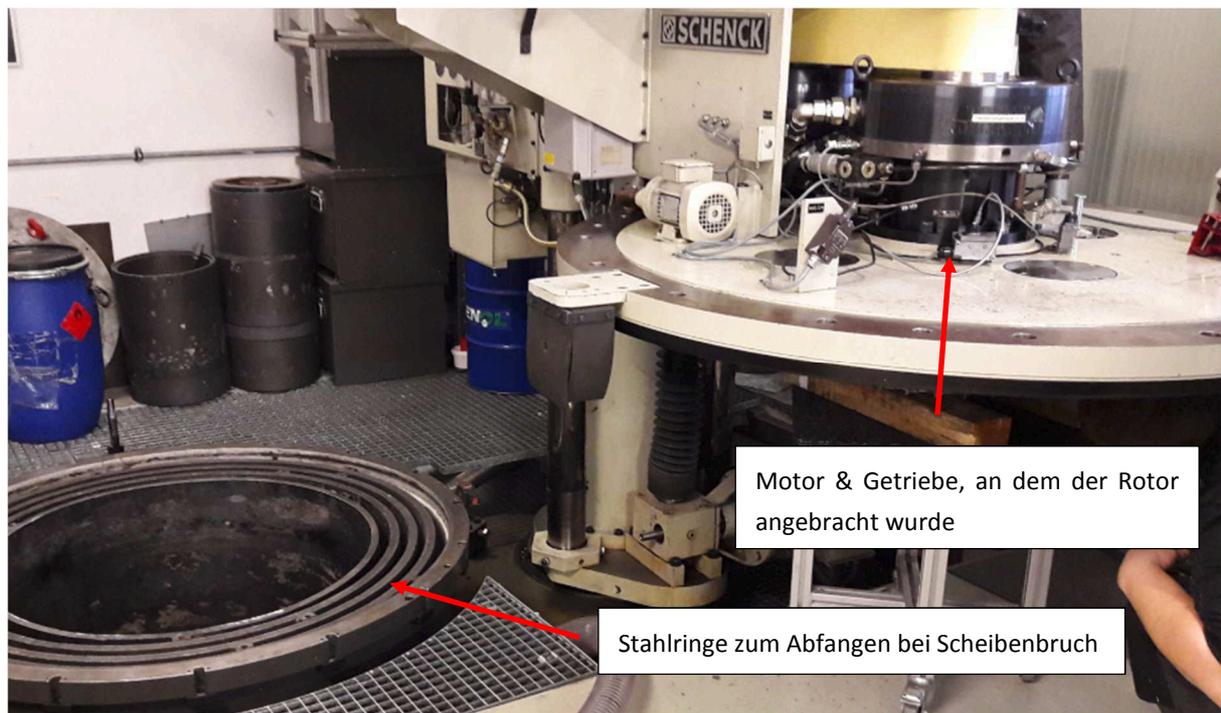
Bei der Herstellung der Hochdruckturbinenschaufeln für den Prüfstandtest beim DLR-AT in Göttingen kam das komplette Auslegungstool zur Anwendung. Die Schaufel wurde aerodynamisch, unter Berücksichtigung der Gießlimits, ausgelegt, anhand der Werkstoffkennwerte strukturellmechanisch überprüft und mittels Gießsimulation auf Gießbarkeit validiert. Die hergestellten HDT-Schaufeln waren größtenteils defektfrei, Defekte im Fußbereich, die vereinzelt zu beobachten waren, können durch entsprechende Modifikation des Gießaufbaus abgestellt werden. Dies war jedoch im Rahmen der Erstellung des Auslegungstools zweitrangig.

Die Auslegungskette funktionierte größtenteils reibungsfrei und lieferte gute Ergebnisse. Entsprechende Feinabstimmungen bei der Optimierung der einzelnen Tools sowie deren Implementierung auf der Softwareplattform sind noch erforderlich, grundsätzlich zeigen die Resultate jedoch die Einsatztauglichkeit bei der Auslegung von Turbinenschaufeln und bestätigen das Potential des Auslegungstools.

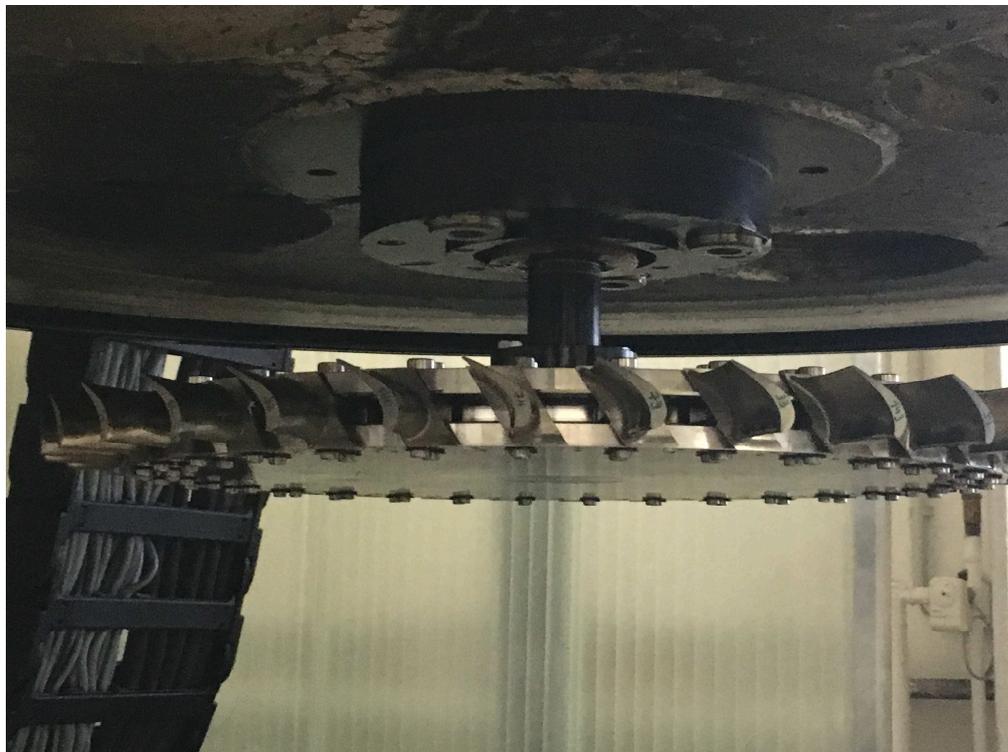
In einem weiteren Schritt erfolgte die Anwendung des Tools auf ein weiteres NDT-Design, welches im Rahmen eines Projektes des LuFo-Programms verwendet wird. Die Ergebnisse hierzu werden in **Kapitel 6** vorgestellt.

Die im Rahmen dieser Arbeit gefertigten HPT-Schaufeln wurden als Vorbereitung der aerodynamischen Messungen beim DLR in Göttingen einem sogenannten Schleudertest unterzogen. In diesem vom TÜV vorgeschriebenen Vor-Test müssen die Bauteile den Nachweis der Festigkeit bei der zuvor ausgelegten Prüfstand-Drehzahl (siehe **Kapitel 5.1**) erbringen, um im späteren realen Prüfstand keine Schäden zu verursachen. Die **Abbildungen 5.22** und **5.23** zeigen diese Schleudertest-Anlage.

Zunächst wurden einige Vorversuche bei einer niedrigen Drehzahl (2000Upm) durchgeführt, um das Verhalten des Rotors bzgl. eventueller Unwucht sowie Überschwingen der angefahrenen Drehzahl zu ermitteln. Eine Unwucht war nicht zu erkennen und nach Verringerung der Beschleunigungswerte trat ein Überschwingen des Systems nur noch in geringem Maße auf. Auf Basis dieser Anpassungen wurde der eigentliche Test durchgeführt. Hierzu wurde der Rotor zunächst in 210s auf eine Drehzahl von 6000Upm beschleunigt und für ca. 60s konstant gehalten.

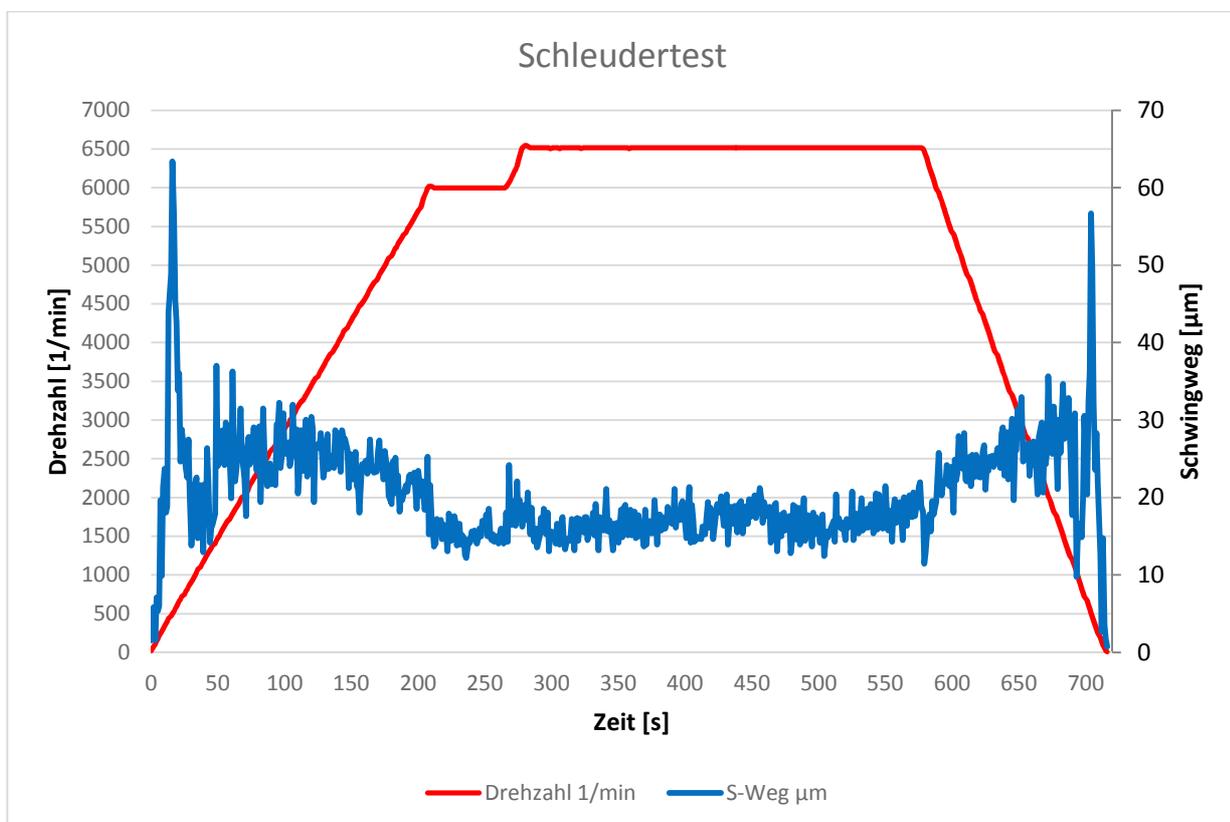


**Abbildung 5.22:** Schleudertest-Anlage



**Abbildung 5.23:** Rotor am Deckel der Schleudertest-Anlage

Zu diesem Zeitpunkt war es dann noch möglich, bei einem zu hohen Überschwingen der Drehzahl, den Versuch abubrechen. Da dies nicht der Fall war, wurde auf die Ziel-Drehzahl von 6515Upm beschleunigt und für 5Min. gehalten und anschließend abgebremst. **Abbildung 5.24** zeigt grafisch den Versuchsablauf. Als weitere wichtige Kenngröße ist in der Grafik der Schwingweg der Drehachse zu erkennen. Deutlich ist bei einer Drehzahl von ca. 500Upm die Eigenfrequenz des Systems zu erkennen, da hier die größten Ausschläge zu erkennen sind. Ansonsten läuft das System bei Nenn-Drehzahl äußerst stabil, d.h. es sind keine Unwuchten zu erkennen, die bei einem Schaufelbruch auftreten würden.



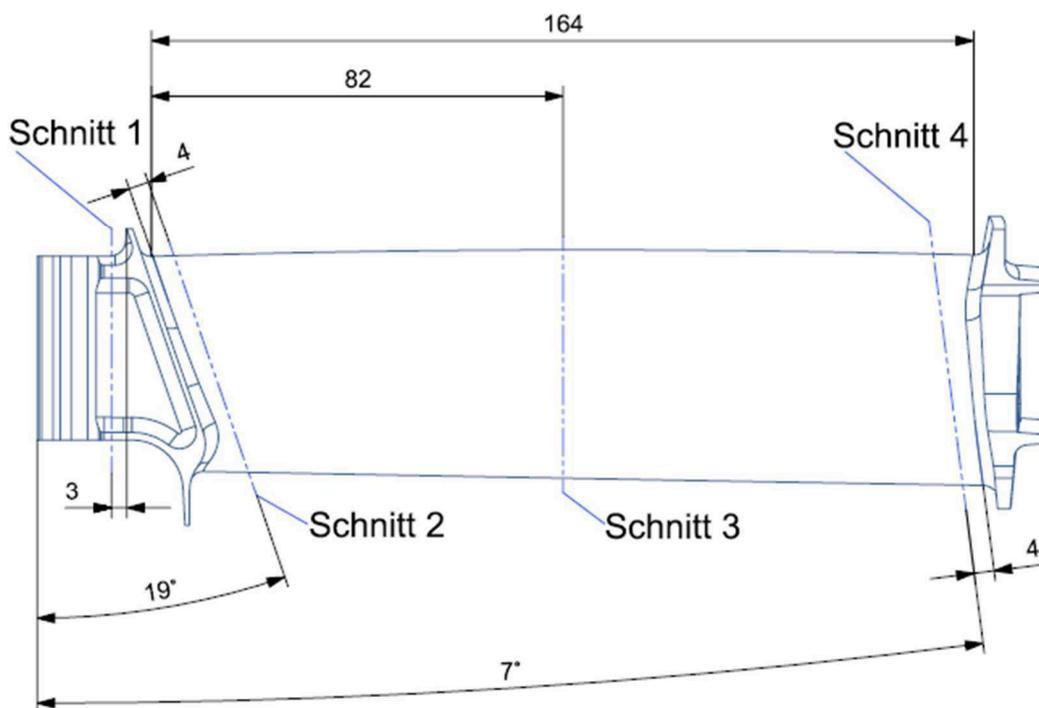
**Abbildung 5.24:** Grafische Darstellung des Schleuder-Tests

Der erfolgreiche Schleudertest bestätigt die Auslegung der Schaufeln bzgl. der erforderlichen Festigkeiten und bestätigt somit das Anwendungspotential des Auslegungstools.

## 6. Anwendung des Auslegungstools anhand eines aktuellen NDT-Designs

Zur weiteren Überprüfung der Anwendungstauglichkeit des entwickelten Tools wurde dieses auf ein weiteres Niederdruckturbinen Schaufeldesign im Rahmen des LuFo IDEAL-Projektes angewandt.

Bei dem verwendeten Design handelt es sich um eine generische Geometrie, die aus bestehenden realen Profilen von der Fa. Leitztritz abgeleitet wurde (L1-Geometrie) und somit frei verfügbar ist. **Abbildung 6.1** zeigt dieses Profil. Zu erkennen sind auch die Schnittlagen für die spätere metallographische Untersuchung.

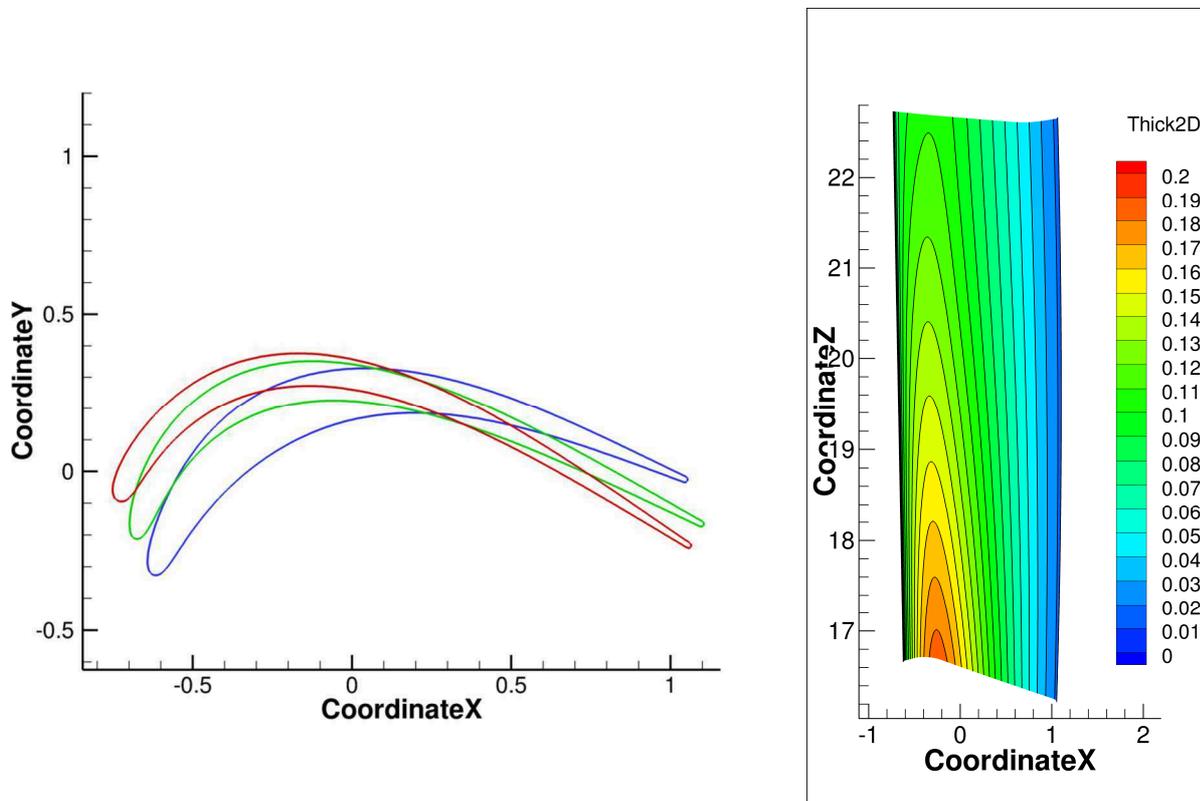


**Abbildung 6.1:** CAD-Design der L1-Geometrie

Eine vollständige Anwendung des Auslegungstools auf das vorliegende Design ist jedoch nicht möglich, da es sich um kein reales Profil handelt und somit auch keine Auslegungsdaten bzgl. der Aerodynamik, die für die Optimierung der Schaufel erforderlich sind, verfügbar sind. Eine prinzipielle Überprüfung der Gießbarkeit, die im Fokus dieser Arbeit steht, ist jedoch möglich.

## 6.1 Analyse des Profils

Hierzu wurden zunächst Schnitte an Fuß, Mitte und Deckband des Profils gelegt und die Profildicke bestimmt. Die **Abbildung 6.2** zeigt das Ergebnis dieser Analyse. Die Einheiten sind jeweils in Inch.

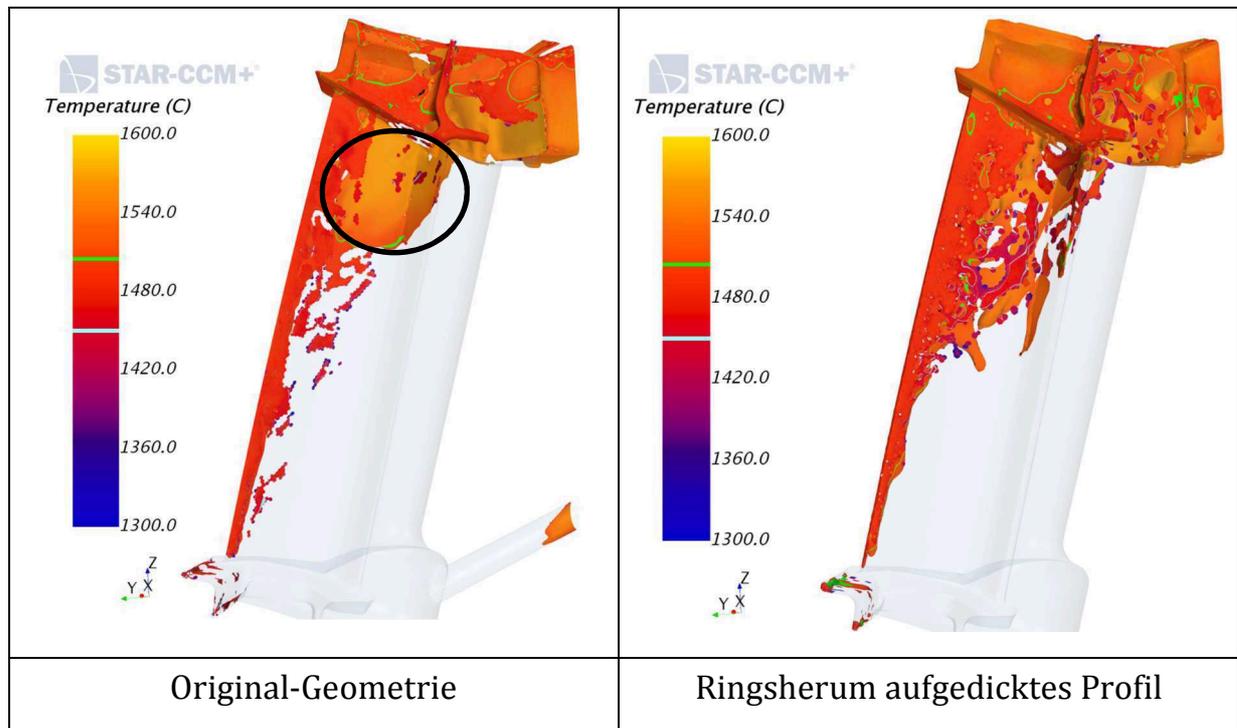


**Abbildung 6.2:** Profilquerschnitte der L1 Geometrie (blau: Fuß, grün: Mitte, rot: Deckband) und Dickenverteilung

Die Analyse der Profilschnitte sowie der Dickenverteilung zeigt eine Austrittskantendicke von ca. 0,5mm. Aus den zuvor schon beschriebenen Versuchen und aus Erfahrungswerten sind solche Austrittskanten aus TiAl nicht gießbar. Weiterhin ist die maximale Profildicke am Fuß mit 4,5mm ebenfalls sehr dünn und fällt zum Deckband hin auf ca. 2,5mm ab. Auch dieses geometrische Detail ist für die Gießbarkeit nicht förderlich. Zur Verifizierung dieser Annahme wurde eine numerische Simulation des Aufbaus sowie Gießversuche mit der Legierung GE 48-2-2 durchgeführt. Die Ergebnisse werden dem identischen, ringsum um 0,9mm aufgedickten, L1-Profil gegenübergestellt. Anschließend erfolgt noch eine metallographische Untersuchung der Gußbauteile.

## 6.2 Bewertung der Ergebnisse

**Abbildung 6.3** zeigt die Ergebnisse der numerischen Simulation zum Zeitpunkt 0,2s nach Abguss. Dabei ist links die Original-Geometrie sowie rechts die aufgedickte Variante zu sehen.



**Abbildung 6.3:** Formfüllung der verschiedenen L1-Geometrien

Deutlich ist die schlechtere Formfüllung des Original Designs zu erkennen, was vor allem an der Austrittskante zu Kaltläufen führen kann. Im Vergleich hierzu wird die aufgedickte Schaufel relativ homogen über die komplette Austrittskante gefüllt. Auch ist die Abkühlung der Schmelze am Fuß des dünnen Profils schon weiter fortgeschritten (siehe Markierung).

Die aufgrund der Simulation vermuteten Defekte werden auch durch die realen Gußteile bestätigt.

**Abbildung 6.4** zeigt das Ergebnis der Gießversuche der verschiedenen Profile.



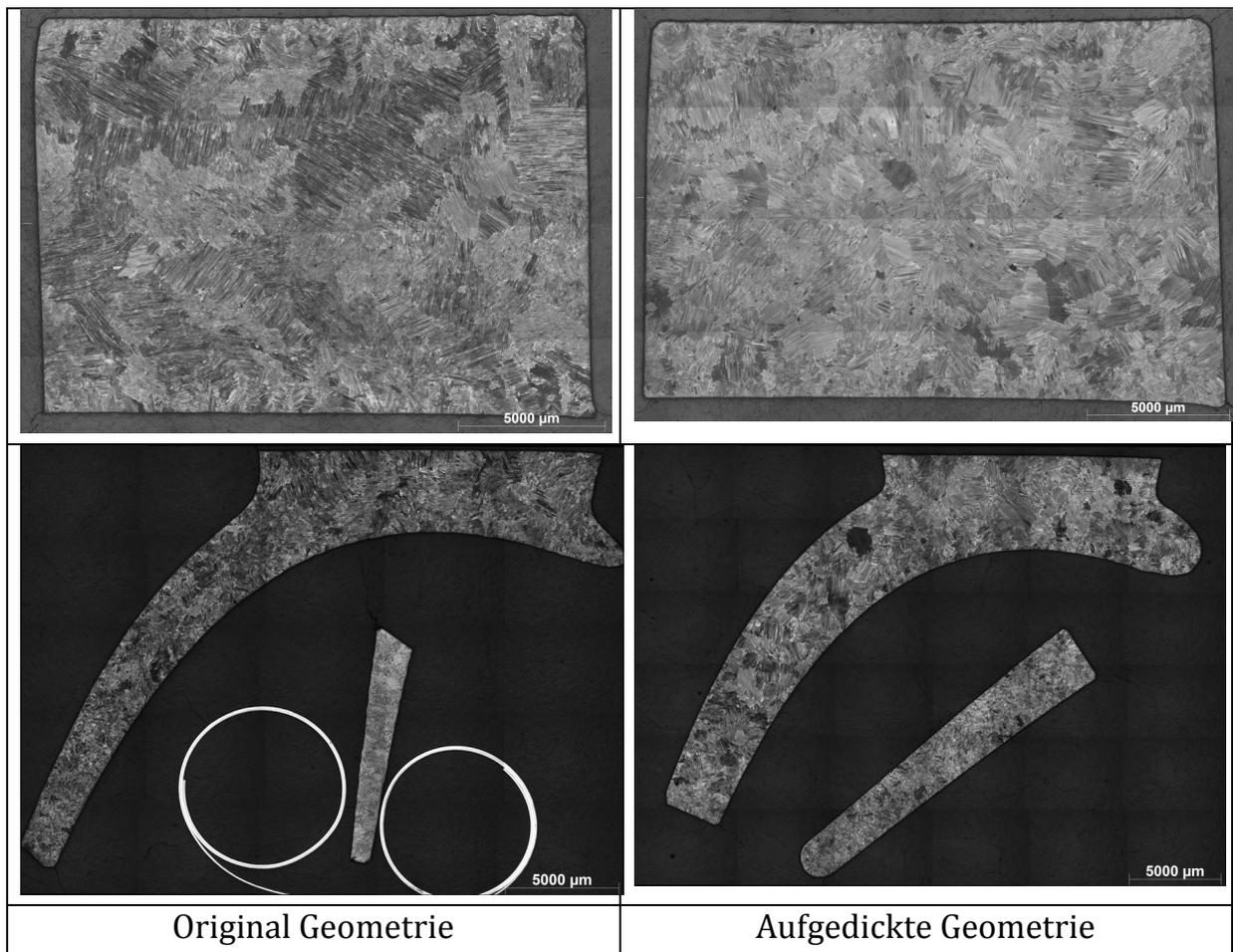
**Abbildung 6.4:** Abguss der verschiedenen L1-Geometrien

Deutlich sind die massiven Kaltläufe im dünnen Profil zu erkennen, während das aufgedickte Profil völlig fehlerfrei ist. Aufgrund der sehr dünnen Geometrie treten sogar Defekte im Blatt selbst auf.

Zur weiteren Beurteilung der verschiedenen Geometrien wurde eine metallographische Untersuchung anhand der in **Abbildung 6.1** skizzierten Schnitte der beiden Profile durchgeführt.

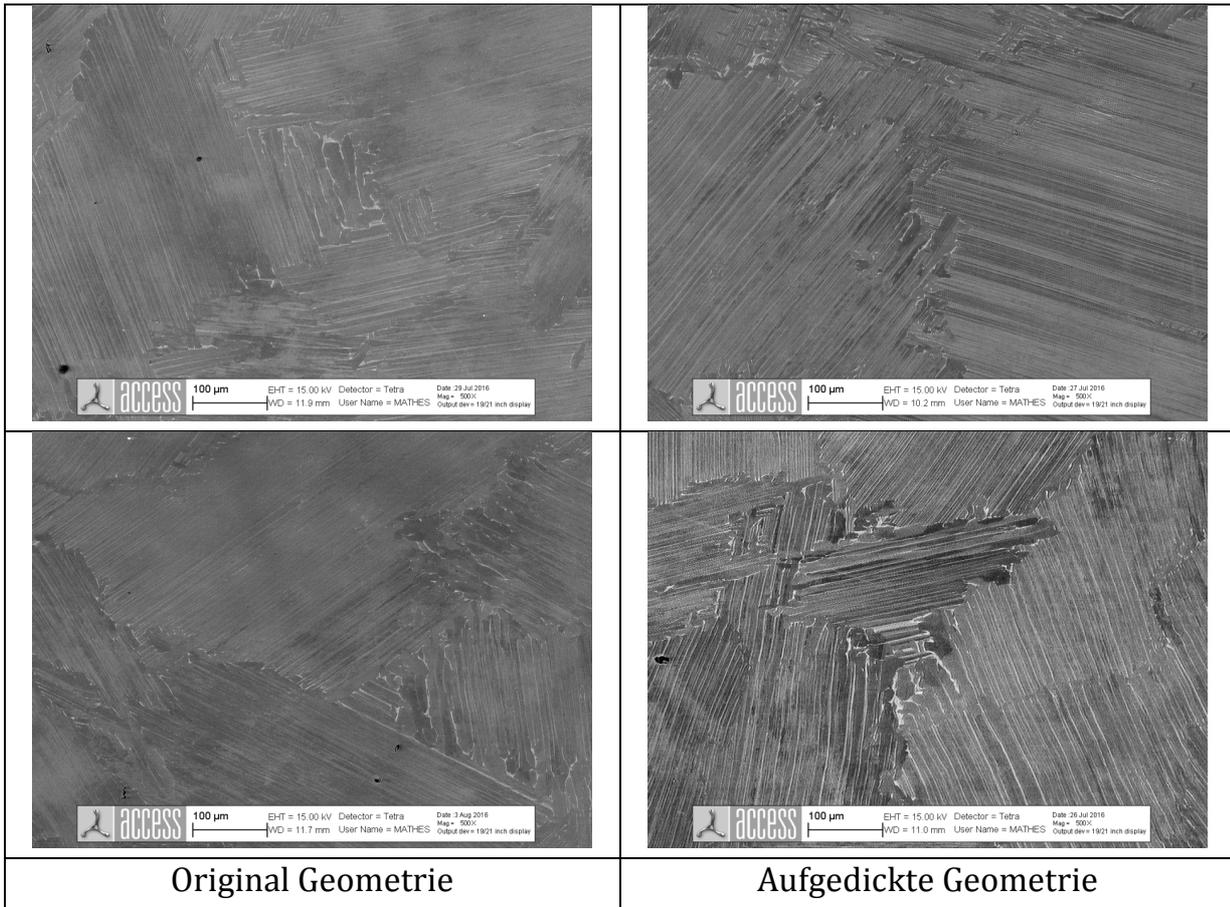
**Abbildung 6.5** zeigt exemplarisch die lichtmikroskopischen Aufnahmen des Gefüges der beiden Geometrien anhand der Schnitte 1 und 3. Deutlich ist der voll-lamellare Charakter des Gefüges zu erkennen.

Zur Verdeutlichung der Ergebnisse zeigt **Abbildung 6.6** die entsprechenden Rasterelektronenmikroskop-Aufnahmen der Schnitte 2 und 4. Die lamellare Struktur der beiden Gefüge tritt hier noch einmal in aller Deutlichkeit zu Tage. Dabei zeigt sich die Struktur, wie sie für die Legierung GE 48-2-2 im Zustand as-cast zu erwarten ist. Weiterhin ist zu erkennen, dass sich das Gefüge unabhängig von der Profildicke ausbildet, da Unterschiede in der Gefügestruktur praktisch nicht zu erkennen sind.

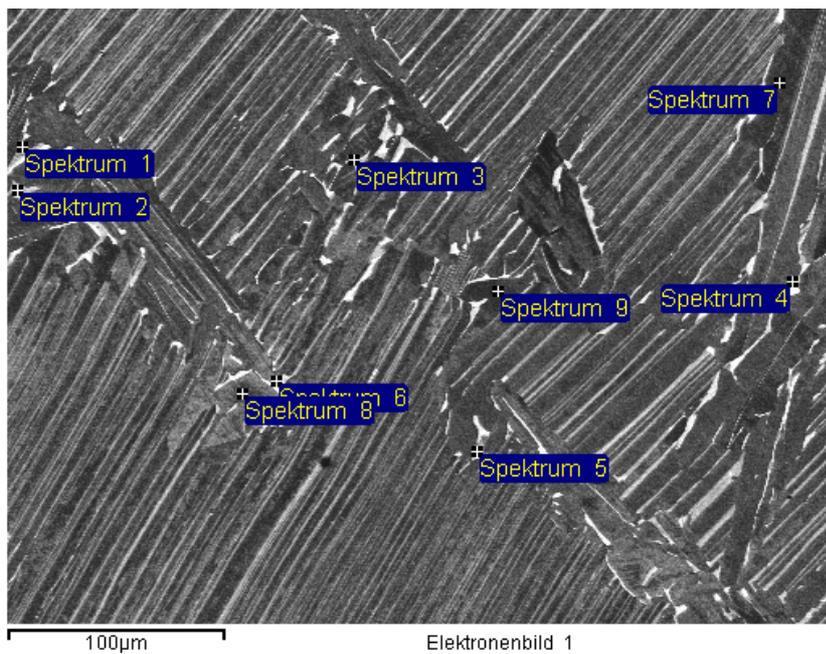


**Abbildung 6.5:** Gefügevergleich der Schaufelgeometrien (Schnitt 1 oben, 3 unten)

Sehr gut sind die dunklen Bereiche der  $\gamma$ -TiAl Phase, umgeben von der hellen  $\alpha_2$ -Ti<sub>3</sub>Al Phase, zu erkennen. Die ganz hellen bzw. weißen Bereiche sind Gebiete der  $\alpha_2+\beta$  Phase. Die  $\beta$ -Phase, auch als bcc-B2 Phase bezeichnet, ist eine Hochtemperaturphase die kubisch-raumzentriert erstarrt [61]. Die Analyse der Phasenanteile bestätigt ein zu mehr als 99%-iges voll-lamellares Gefüge. **Abbildung 6.7** zeigt eine EDX-Analyse zur Bestimmung der atomaren Zusammensetzung des Gefüges. Die entsprechenden Ergebnisse sind in **Tabelle 6.1** dargestellt.



**Abbildung 6.6:** REM-Aufnahmen der Gefügestruktur (Schnitt 2 oben, 4 unten)

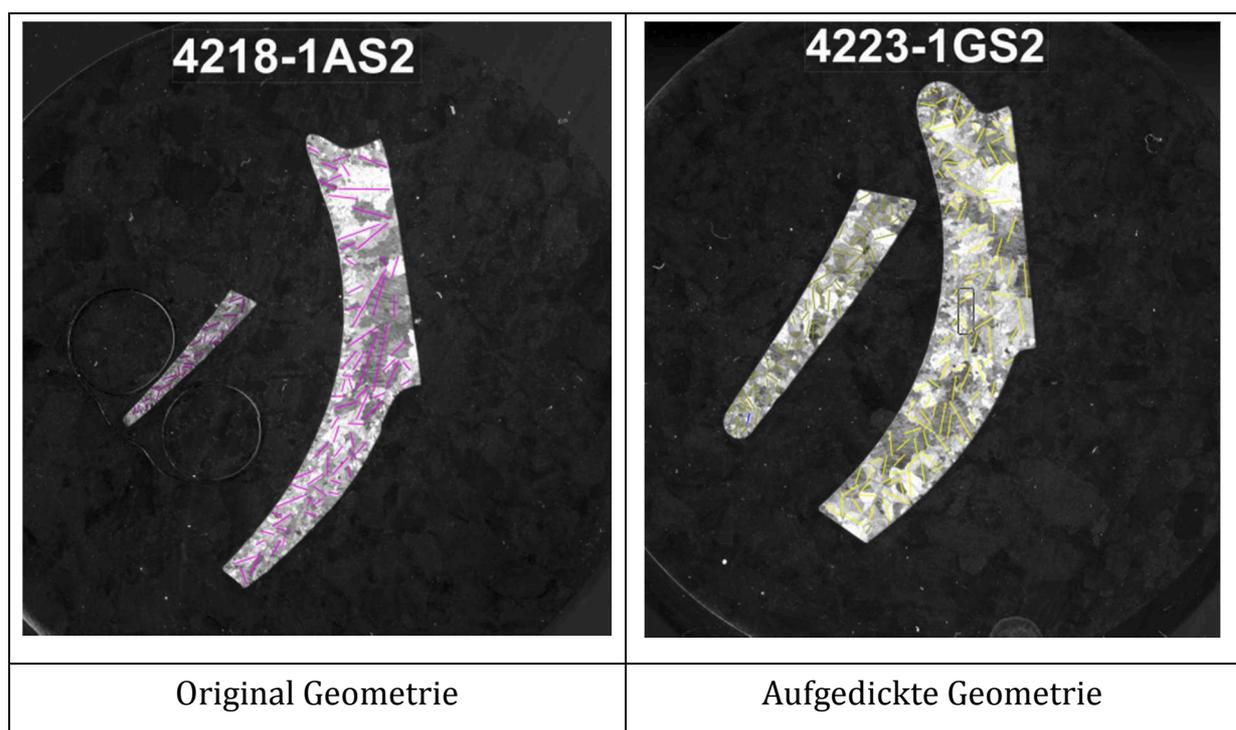


**Abbildung 6.7:** REM-Bild von Schnitt 2 zur Darstellung der Phasen

**Tabelle 6.1:** EDX-Analyse der einzelnen Phasen

Messort	Phase	Ti [at. %]	Al [at. %]	Cr [at. %]	Nb [at. %]
Spektrum 1	$\alpha_2$	55,4	39,8	2,3	2,5
Spektrum 3	$\alpha_2+\beta$	56,6	33,1	7,7	2,6
Spektrum 9	$\gamma$	49,8	46,6	1,4	2,2

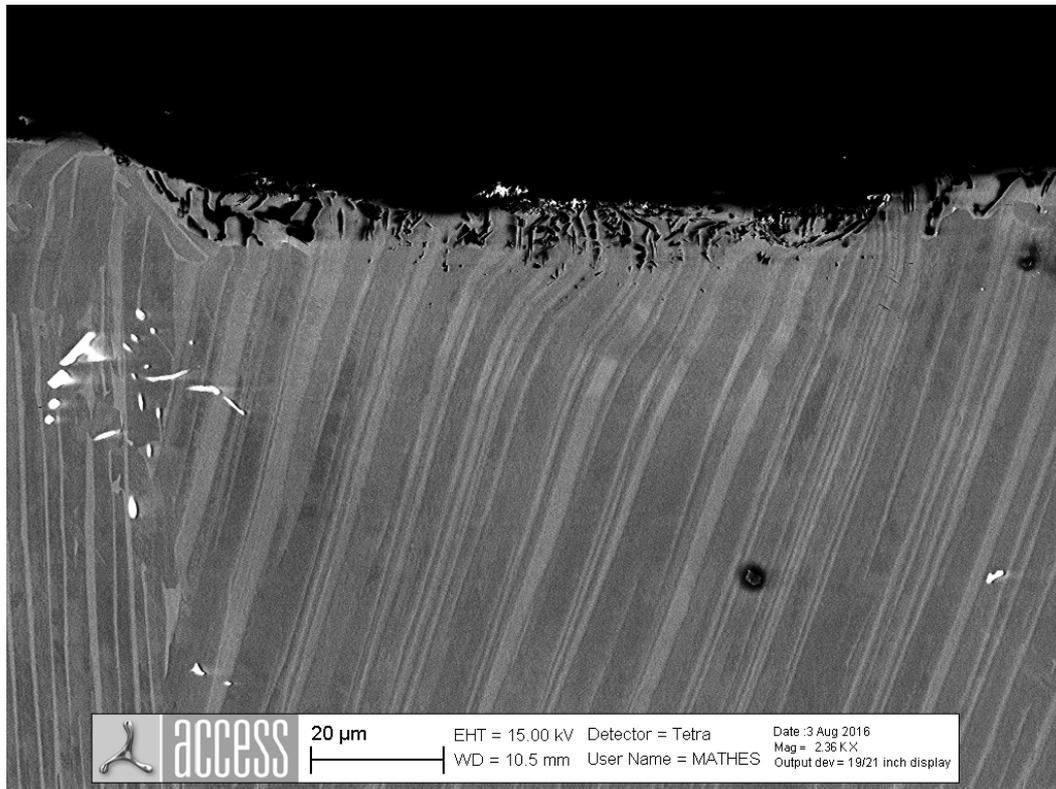
Zur weiteren Charakterisierung des Gefüges wurde noch die Lamellenlänge an verschiedenen Schnitten ausgemessen. Die **Abbildung 6.8** zeigt auch hier die für den as-cast Zustand der Legierung GE 48-2-2 typische durchschnittliche Länge der einzelnen Lamellen von 100 bis zu 500 $\mu\text{m}$ . Es ist zu erkennen, dass bei der dünnen Originalgeometrie die Lamellen zum heißen (abgetrennten) Linienblattspeiser hin länger wachsen. Teilweise erreichen diese eine Länge bis zu 1mm.



**Abbildung 6.8:** Ermittlung der Lamellenlängen

Dieser Effekt ist bei dem aufgedickten Profil aufgrund der geringeren Temperaturunterschiede nicht zu beobachten.

Abschließend zeigt **Abbildung 6.9** die Ausbildung des Gefüges an einem Kaltlauf der dünnen Original Geometrie. Deutlich ist zu erkennen, dass das lamellare Gefüge bis zum Defekt ausgebildet wird. D.h. ein Gießdefekt in Form eines Kaltlaufs ist nur geometrisch bedingt und hat keinen Einfluss auf die Ausbildung des Gefüges.



**Abbildung 6.9:** REM-Aufnahme eines Kaltlaufes im dünnen Profil

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass die metallographische Untersuchung der Gussbauteile das typische Gefüge einer TiAl-Legierung von Typ GE 48-2-2 im Zustand as cast zeigt. Unterschiede zeigen sich nur in einer größeren Länge der Lamellen im dünnen Profil im Bereich des Linienblattspeisers, da die Lamellen aufgrund der späteren Erstarrung des Speisers länger wachsen können.

### 6.3 Zusammenfassung der Ergebnisse zur Anwendungstauglichkeit

Bei der Herstellung der Hochdruckturbinenschaufeln für den Prüfstandtest beim DLR-AT in Göttingen kam das komplette Auslegungstool zur Anwendung. Die

Schaufel wurde aerodynamisch, unter Berücksichtigung der Gießlimits, ausgelegt, anhand der Werkstoffkennwerte strukturmechanisch überprüft und mittels Gießsimulation auf Gießbarkeit validiert. Die hergestellten HDT-Schaufeln waren größtenteils defektfrei, Defekte im Fußbereich, die vereinzelt zu beobachten waren, können durch entsprechende Modifikation des Gießaufbaus abgestellt werden. Dies war jedoch im Rahmen der Erstellung des Auslegungstools zweitrangig.

Die Auslegungskette funktionierte reibungsfrei und lieferte gute Ergebnisse. Dies bestätigten auch die durchgeführten Schleuderversuche.

Hierbei wurden die im Rahmen dieser Arbeit gefertigten HDT-Schaufeln einem Belastungstest bei einer Ziel-Drehzahl von 6515 Upm unterzogen. Bei diesem Test zeigten sich keine Auffälligkeiten während der Belastungsphase (5 Minuten), sodass die Auslegung der Schaufeln bzgl. der erforderlichen Festigkeiten und somit das Anwendungspotential des Auslegungstools bestätigt werden konnte.

Die Anwendungstauglichkeit des Tools bei generischen Profilen, d.h. Schaufeln die nicht für den Triebwerkseinsatz ausgelegt wurden, ist jedoch nur bedingt möglich. Hierzu wäre die Kenntnis der aerodynamischen Auslegung mit Wirkungsgrad, Massenstrom und Drehzahl erforderlich. Eine Analyse der Gießbarkeit ist dagegen möglich, sodass entsprechende fertigungsangepasste Designmodifikationen für den Guss möglich sind.

## 7. Zusammenfassung und Ausblick

Die vorliegende Arbeit konzentriert sich im Rahmen des ganzheitlichen Auslegungstools auf vertiefende Untersuchungen zum Schwerpunktthema Gießbarkeit. Hierzu wurde zunächst eine prozessspezifische Prüfmethodik zur Ermittlung der Gießeigenschaften von zwei für die Luftfahrt bereits zertifizierten -TiAl-Gusslegierungen (GE 48-2-2 und 45-2-2 XD) entwickelt. Darüber hinaus sind erste gießtechnische Gestaltungslimits bei der Auslegung von Turbinenschaufeln unter Verwendung von Probekörpern herausgestellt worden.

Mit Hilfe der entworfenen Probekörper ist es im Laufe der Untersuchungen gelungen, die oben genannten Legierungen eingehend in ihren gießspezifischen Eigenschaften (Formfüllungs- und Fließvermögen sowie Lunkerverhalten) zu charakterisieren. So deutet sich bei einem gegenüberstellenden Vergleich ein generell besseres Formfüllungs- und Fließvermögen für die Legierung GE 48-2-2 an. Im Gegenzug erscheint das Ausmaß der Dichtspeisung bei vollständiger Formfüllung für die Legierung 45-2-2 XD dominanter. Im Hinblick auf die Ursachenfindung für das unterschiedliche Formfüllungs- und Fließvermögen gilt es im Rahmen angeschlossener Arbeiten diverse physikalische und legierungsspezifische Einflüsse zu analysieren. Dazu zählen beispielsweise Viskosität oder Oberflächenspannung der Legierungen aber auch erstarrungsmorphologische Phänomene. Gefügeanalysen an den Probekörpern und eine Charakterisierung der Mikrostruktur sollten diesbezüglich Gewissheit vermitteln. Da zudem das Speisungsvermögen in starker Abhängigkeit zur Erstarrungsmorphologie steht, kann infolge derartiger Untersuchungen zusätzlich das Lunkerverhalten ursächlich beschrieben werden. Außerdem sollten die Probekörpergeometrien künftig zusätzlich zu den inneren Defekten insbesondere in ihrem äußeren Erscheinungsbild beurteilt werden.

Angelehnt an das Design und die Auslegung realer Niederdruckturbinenschaufeln sind weiterhin diverse Probekörpergeometrien entwickelt worden, welche einerseits möglichst realitätsnah gestaltet und dimensioniert sind, andererseits aber eine verhältnismäßig einfache mathematische Beschreibbarkeit erlauben. Die Ergebnisse der Experimente mit derartig simplifizierten Turbinenschaufeln zeigen, dass insbesondere die Hinterkante eines Schaufelblattes aufgrund ihrer filigranen Dimensionierung für die Formfüllung als kritischer Bereich zu erachten ist. Das Ausmaß einer unvollständigen Formfüllung hängt allerdings entscheidend von der Gestaltungsart ab. So hat die Hinterkantendicke  $d_H$  des Schaufelprofils einen

deutlich größeren Einfluss auf die Ausschussrate als die Profilparallelität  $x$  an der Hinterkante. Folglich ist nicht so sehr der nahezu parallel verlaufende Längenabschnitt an der Hinterkante eines Schaufelprofilschnittes als kritisch zu erachten, sondern viel mehr die absolute Dicke an der Hinterkante. Langfristig sind in diesem Zusammenhang potenzielle Konzepte bei der Prozesssteuerung zur nachhaltigen Erwirkung einer Bauteilqualitätssteigerung zu entwerfen und zu etablieren. Außerdem ist eine Optimierung des derzeitigen Gießaufbaus erstrebenswert, um die einwirkenden Schleuderkräfte im Bauteil zu maximieren. Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen fand eine Kalibrierung der internen Simulationssoftware STAR-Cast mit Hilfe der realen Abgußergebnisse statt. Angedacht war eine optimierte Parametrisierung der Anfangs- und Randbedingungen bei der Simulation für beide untersuchten Legierungen. Die numerische Simulation für die Legierung GE 48-2-2 erscheint im Zuge der Arbeit erfolgversprechend parametrisiert worden zu sein. Für die Legierung 45-2-2 XD fällt es dagegen schwer auf Grundlage der Simulationsergebnisse Defekte zielgerichtet vorauszusagen.

Trotzdem sollte zum Aufzeigen der geometrischen Gestaltungslimits bei der Auslegung von Niederdruckturbinenschaufeln aus  $\gamma$ -TiAl-Legierungen künftig verstärkt die numerische Simulation herangezogen werden. Hierfür ist eine weitere Parametrisierung notwendig und ein realitätsnäheres Modell zu erzeugen. Da bis dato aus Gründen des Rechenaufwandes die Formfüllung und Erstarrung allein am Gießaufbau simuliert wird, betrifft dies insbesondere die ganzheitliche Modellierung des Gussvorganges, das heißt inklusive des Schmelzestroms vom KIT über den Trichter in die Formschale. Zum Abschluss dieser Arbeit war diese ganzheitliche Modellierung des Gussvorgangs bereits in Arbeit.

Weiterhin konnten im Zuge dieser Arbeit wichtige und interessante Ergebnisse bezüglich der Schaufelblattgeometrien und deren Einfluss auf die Gießbarkeit ermittelt werden. Es wurde festgestellt, dass die ermittelten Parameter (Fläche, Skelettlinienlänge etc.) fast aller untersuchten Schaufeln in einer ähnlichen Größenordnung liegen und sich (meist) mit zunehmender Schaufelhöhe tendenziell ähnlich verändern. Nur die im Zuge des TATT-Projekts entwickelten NDT-Schaufelgeometrien weichen zum Teil, in Bezug auf die Absolutwerte, ab, wobei dies durch die vorgenommene gießtechnische Optimierung zu erklären ist.

Ein Zusammenhang zwischen den geometrischen Parametern und den aufgetretenen Kaltläufen bei den abgegossenen Schaufeln konnte partiell gefunden werden. Dabei sind die Ergebnisse mit einer großen Unsicherheit behaftet, da die

statistische Gesamtmenge an Schaufeln sehr gering war und die Gießversuche eher Stichproben-Charakter hatten. Des Weiteren wurde keine Betrachtung der Legierungseinflüsse (GE, XD, TNM) vorgenommen. Dabei haben die unterschiedlichen Legierungen aufgrund ihrer verschiedenen gießtechnischen Eigenschaften wie Formfüll- und Fließvermögen einen großen Einfluss auf den Guss eines fehlerfreien Bauteils.

Eine weitere Schwierigkeit bzw. ein weiterer Unsicherheitsfaktor sind prozesstechnisch bedingte Schwankungen, wie Schwankungen der Formschalenqualität, Umwelteinflüsse usw. Zum anderen ist die Unterteilung in prozess- sowie gießtechnisch bedingte Fehler einerseits und geometrisch bedingte Defekte andererseits sehr schwierig bzw. nicht möglich. So erschwert auch die verschiedenartige Aufdickung der Schaufeln (lokal oder ringsum) die Vergleichbarkeit der Schaufeln untereinander deutlich. Ein weiterer Faktor ist die unterschiedliche Größe der verwendeten Speiser, die die Formfüllung des Bauteils ebenfalls beeinflusst.

Dennoch konnten geometrische Grenzen für die Gießbarkeit von NDT-Schaukeln ermittelt werden. Diese Werte beziehen sich auf die Parameter Austrittskantenradius, maximale Profildicke, Keilgröße, Parallelität, Wölbung und Verdrehung der Schaufel bzw. des Schaufelblattprofils. Zudem konnten die verschiedenen Verläufe der Profildicke entlang der Skelettlinie dargestellt werden. Die im Zuge dieser Arbeit ermittelten Grenzen können bei der zukünftigen Auslegung von neuen Niederdruckturbinenschaufeln mit einbezogen werden, wodurch sich deren Entwicklungsdauer verkürzt. Eine kürzere Entwicklungsdauer der NDT-Schaukeln aus Titanaluminid ist dabei v.a. aus wirtschaftlicher Sicht erstrebenswert. Zum anderen steigert sie die Attraktivität des Werkstoffs TiAl für den Einsatz in der Turbinenschaufelherstellung. Dies ist wiederum aus umweltschutztechnischen Gründen wünschenswert, da TiAl fast halb so schwer ist wie die im Turbinenbau gebräuchlichen Nickelbasislegierungen. Eine Verringerung des Turbinengewichts führt zu einem geringeren Treibstoffverbrauch, was wiederum ökonomisch sinnvoll ist.

Zukünftig sollten nähere Untersuchungen über den Einfluss der Verdrehung und Wölbung des Schaufelblattprofils durchgeführt werden, um den Einfluss dieser Parameter auf die Formfüllung und somit auf das Auftreten von Kaltläufen genauer zu ermitteln sowie die ermittelten gießtechnischen Grenzen zu verifizieren. Des Weiteren sollte der Einfluss der verschiedenen Legierungen untersucht werden

bzw. deren gießtechnischen Eigenschaften ermittelt werden. Dies wäre nicht nur für den Guss von Turbinenschaufeln sinnvoll, sondern auch für die gießtechnische Herstellung anderer Bauteile aus Titanaluminid.

Die Berücksichtigung der erarbeiteten Gießlimits wird bereits im entwickelten Auslegungstool berücksichtigt und liefert gute Ergebnisse in Bezug auf die Gießbarkeit eines Profils. Die Berücksichtigung von Verdrehung und Wölbung eines Schaufelblattprofils bei der Auslegung ist in Planung.

Mit dem vernetzten Auslegungstool für die Herstellung von Niederdruckturbinenkomponenten aus dem Hochleistungswerkstoff TiAl ist es möglich, automatisiert eine Schaufelgeometrie zu generieren, die das Optimum aus effizienter Aerodynamik, wirtschaftlicher Herstellung, werkstoffgerechter Bauweise und langer Lebensdauer darstellt. Bisher ist diese aero-thermodynamische und strukturdynamische Auslegung von Turbinenschaufeln, insbesondere für den Werkstoff TiAl, von den Fertigungsprozessen aufgrund der Trennung von Turbinen- und Komponentenherstellern entkoppelt. Diese ganzheitliche Betrachtung führt zu einer Maximierung der Wirtschaftlichkeit im gesamten Lebensdauerzyklus.

Mit dem Auslegungstool wird die Optimierung der Bauteile unter Einbeziehung aller Aspekte schneller und effizienter erreicht. Durch den frühzeitigen Einsatz kann die Anzahl der Iterationen zwischen Auslegung und Fertigung entscheidend reduziert werden.

## 8. Literaturverzeichnis

### Literatur

- [1] Airbus S.A.A., *Global Market Forecast: 2013-2032*.
- [2] Boeing Commercial Airplanes, *Current Market Outlook: 2014-2033*.
- [3] Argüelles, P. et al, *European Aeronautics: A vision for 2020: Meeting society's needs and winning global leadership*, European Commission, Luxembourg, Luxembourg **2001**.
- [4] European Commission, *Aeronautics and Air Transport: Beyond Vision 2020 (Towards 2050)*.
- [5] Peters, M und Leyens, C., *Titan und Titanlegierungen*, Wiley-VCH, Weinheim **2002**.
- [6] N. P. Lavery, D. J. Jarvis, D. Voss, *Emission mitigation potential of lightweight intermetallic TiAl components*, Vol. 19 **2011**.
- [7] O. Kätzlitz, Technologische Entwicklung zur Herstellung von near-net shape Niederdruckturbinenschaufeln aus dem intermetallischen Werkstoff Titanaluminid im Feinguss, *Dissertation*, RWTH Aachen **2014**.
- [8] Tiefers, R. et al, *Titanium Aluminide Turbine Toolbox – A new tool to optimize the design process for gamma-TiAl low pressure turbine components*, Lugano **2014**.
- [9] G. Sauthoff, *Intermetallics*, VCH Verlagsgesellschaft mbH, Weinheim **1995**.
- [10] Witusiewicz, V.T. et al, *The Al–B–Nb–Ti system: III. Thermodynamic re-evaluation of the constituent binary system Al–Ti*, Vol. 465 **2008**.
- [11] A. Lasalmonie, *Intermetallics: Why is it so difficult to introduce them in gas turbine engines?* **2006**.
- [12] G. Dieckhues, *Intermetallische Legierungen: Schmelzmetallurgie und Feingußtechnologie für TiAl*.
- [13] Kestler H. et al, in *Titan und Titanlegierungen* (Eds: Peters, M und Leyens, C.), Wiley-VCH. Weinheim **2002**.
- [14] D. M. Dimiduk, *Gamma titanium aluminide alloys - an assessment within the competition of aerospace structural materials* **1999**.
- [15] Y.-W. Kim, *Intermetallic alloys based on gamma titanium aluminide* **1989**.

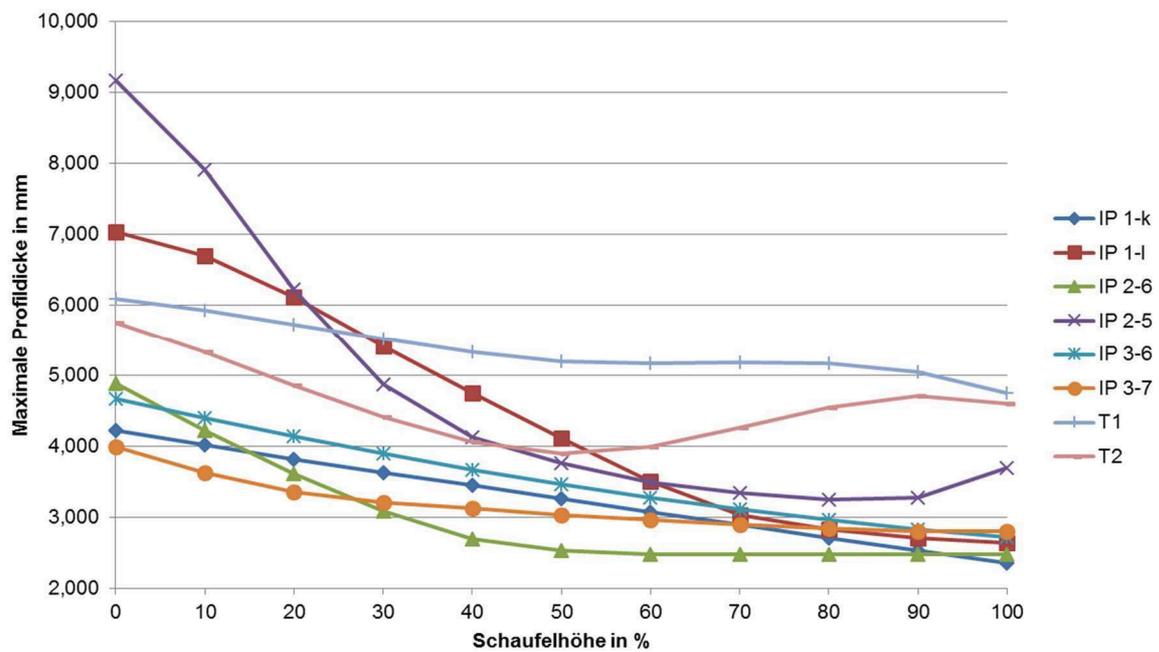
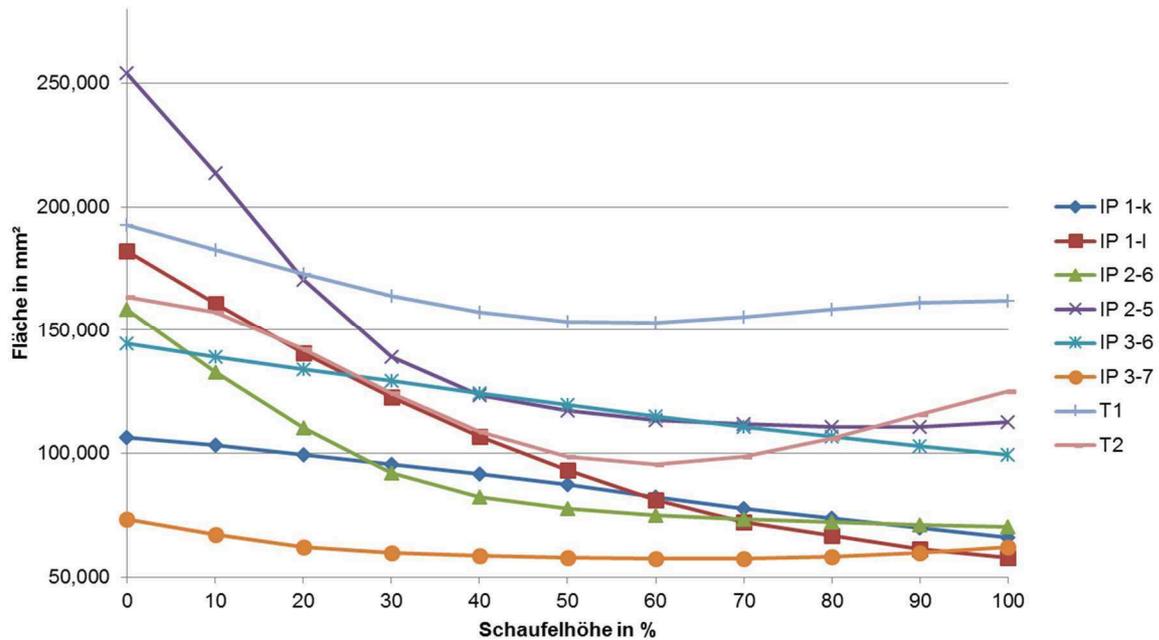
- [16] Y.-W. Kim, *Ordered Intermetallic Alloys, Part III: Gamma Titanium Aluminides* **1994**.
- [17] X. Wu, *Review of alloy and process development of TiAl alloys*, Vol. 14 **2006**.
- [18] Appel, F. et al, in *Titan und Titanlegierungen* (Eds: Peters, M und Leyens, C.), Wiley-VCH. Weinheim **2002**.
- [19] Aguilar J. et al, *Investment casting technology for production of TiAl low pressure turbine blades - Process engineering and parameter analysis* **2011**.
- [20] Cheng, T. et al, *Directionally Solidified Ti-48Al-2Cr-2Nb Made by Power Down or Bridgeman Processing* **1999**.
- [21] Bartolotta, J. et al, *The Use of Cast Ti-48Al-2Cr-2Nb in Jet Engines* **1997**.
- [22] Clemens, H. et al, *Light-Weight Intermetallic Titanium Aluminides – Status of Research and Development*.
- [23] *Handbuch Urformen - Gießen* (Eds: Bührig-Polaczek, Andreas et al) **2014**.
- [24] Hauptmann, T. et al, *Feingussystem für Titan und Titanlegierungen* **2010**.
- [25] Nicolai, H.-P. et al, in *Titan und Titanlegierungen* (Eds: Peters, M und Leyens, C.), Wiley-VCH. Weinheim **2002**.
- [26] Appel, F. et al, in *Titan-Aluminid-Legierungen: Eine Werkstoffgruppe mit Zukunft* (Eds: M. Dietrich), Forschungszentrum PTJ-NMT. Jülich **2003**.
- [27] Aue, H. et al, *Feingießen: Herstellung - Eigenschaften - Anwendung*, Vol. 33 **2008**.
- [28] Choudhury, A. et al, *Economical production of titanium-aluminide automotive valves using cold wall induction melting and centrifugal casting in a permanent mold* **1996**.
- [29] M. Vogt, Einsatz des Kaltwand-Induktions-Tiegelofens zum Schmelzen und Gießen von TiAl-Legierungen, *Dissertation* **2001**.
- [30] J. Schädlich-Stubenrauch, in *Gießereikunde* (Eds: P. Sahn) **1998**.
- [31] Voice, W. E. et al, *Gamma titanium aluminide, TNB* **2005**.
- [32] L. C. Würker, *Zur Rissbildung und Rissvermeidung bei der giesstechnischen Verarbeitung von [gamma]-Titanaluminiden [gamma-Titanaluminiden]*, Forschung, Entwicklung, Ergebnisse / Giesserei-Institut, Bd. 17, Shaker, Aachen **2000**.
- [33] Mc Quay, P. et al, in *Gamma titanium aluminides 1999: Proceedings of a symposium sponsored by the MPMD and SMD divisions of the Minerals, Metals, &*

- Materials Society (TMS) held during the 1999 TMS Annual Meeting in San Diego, California, February 28- March 4, 1999* (Eds: Y.-W. Kim, D. M. Dimiduk, M. H. Loretto), Minerals, Metals & Materials Society. Warrendale, Penn. **1999**.
- [34] Clemens, H. et al, *Intermetallische  $\gamma$ -Titanaluminid-Basislegierungen aus metallographischer Sicht – eine Fortsetzung*, Vol. 48 **2011**.
- [35] Fu, P. et al, *Centrifugal casting of TiAl exhaust valves* **2008**.
- [36] Lütjering, G. et al, *Titanium: Technological Aspects*.
- [37] Klußmann, N. et al, *Lexikon der Luftfahrt*, Springer **2012**.
- [38] J. Sieber, *Triebwerkstechnologien für den zukünftigen Luftverkehr* **2010**.
- [39] Bräunling, Willy J. G, *Flugzeugtriebwerke: Grundlagen, Aero-Thermodynamik, ideale und reale Kreisprozesse, thermische Turbomaschinen, Komponenten, Emissionen und Systeme*, 3rd ed., VDI-Buch, Springer, Dordrecht, New York **2009**.
- [40] Access e.V., *Interne Informationen*.
- [41] J. Esslinger, *Titanium in Aero Engines* **2004**.
- [42] J. Esslinger, *Materials for Competitive Aero Engines* **2011**.
- [43] Preli, F. et al, *Materials for Propulsion Systems* **2011**.
- [44] Smarsly W., *Aero Engine Materials* **2006**.
- [45] GE Aviation, *The GenX Theatre* **2012**.
- [46] Austin, C. M. et al, *Development and implementation status of cast gamma titanium aluminide* **1993**.
- [47] E. A. Loria, *Gamma titanium aluminides as prospective structural materials*, Elsevier **2000**.
- [48] Walker, N. A. et al, in *Structural intermetallics, 2001: ISSI proceedings of the Third International Symposium on Structural Intermetallics held September 23-27, 2001, at the Snow King Resort, Jackson Hole, Wyoming* (Eds: K. J. Hemker), Minerals, Metals & Materials Society. Warrendale, Pennsylvania. **2001**.
- [49] STAR-Cast, *Precision in Casting Simulation*, [www.star-cast.com](http://www.star-cast.com).
- [50] Kaune, V. et al, *Praktikum Massivwerkstoffe*.
- [51] W. J. Zhang, F. Appel, *Effect of Al content and Nb addition on the strength and fault energy of TiAl alloys*, 329-331 **2002**.
- [52] W. A. Curtin, *Tensile Strength of Fiber-Reinforced Composites: III. Beyond the Traditional Weibull Model for Fiber Strengths*, Vol. 34 **2000**.

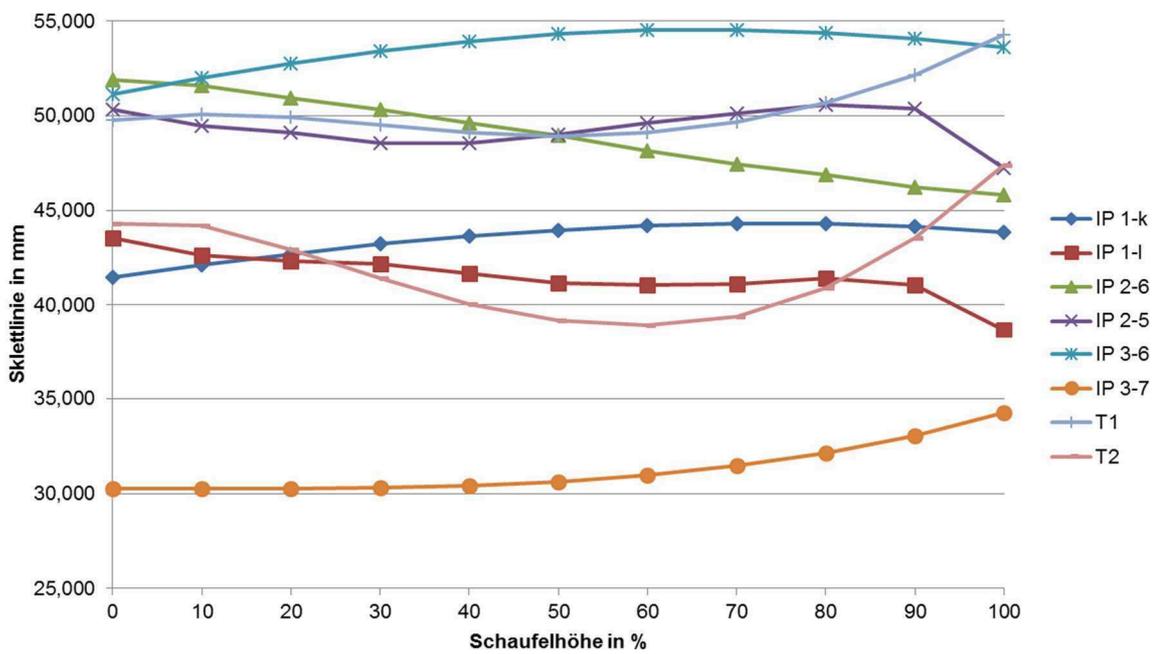
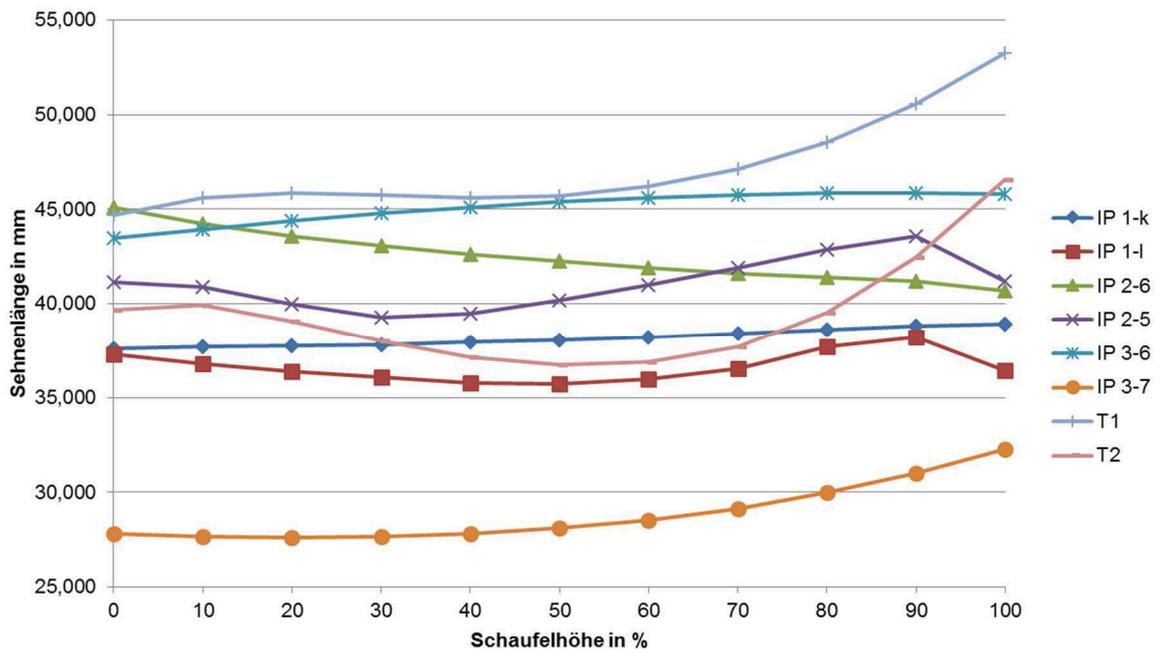
- [53] Instron, *Ermüdungsversuch*, <http://www.instron.de/wa/glossary/Fatigue-Test.aspx>.
- [54] J. M. Lessells, *Manual on fatigue testing*, ASTM STP 91, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, Pa **1949**.
- [55] P. Jeschke, *Strömungsmaschinen: Vorlesungsumdruck Institut für Strahlantriebe und Turboarbeitsmaschinen* **2010**.
- [56] InnovMetric Software Inc., *Polyworks IMInspect Bedienungsanleitung Vers. 12.1* **2014**.
- [57] Bertsche, B. et al, *Oberflächenbeurteilung: Rauheitsmessung* **2012**.
- [58] S. Jana, Numerical Predictions of Misruns in Development of Near-Net Shape Casting Process, *Dissertation*, RWTH Aachen **2014**.
- [59] S. Jana, J. Jakumeit, R. Tiefers, T. Stoyanov, *MSF* **2013**, 765, 155.
- [60] Jakumeit, J. et al, *Prediction of Misruns in Thin Wall Castings Using Computational Simulation* **2014**.
- [61] *Titan und Titanlegierungen* (Eds: Peters, M und Leyens, C.), Wiley-VCH, Weinheim **2002**.

## 9. Anhang

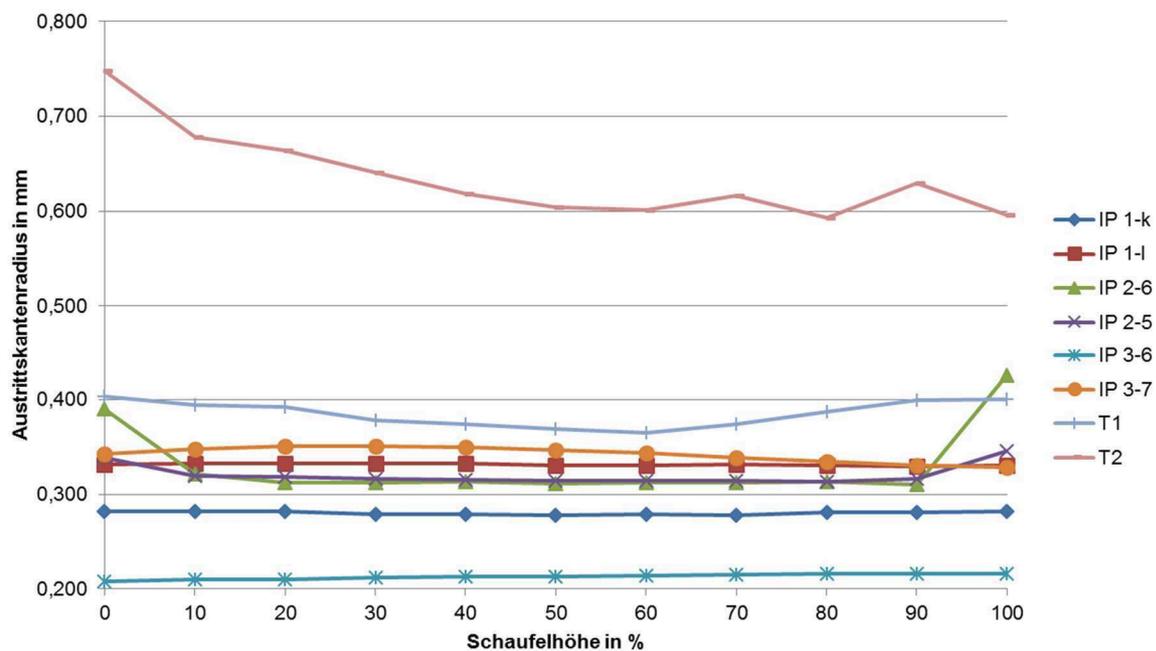
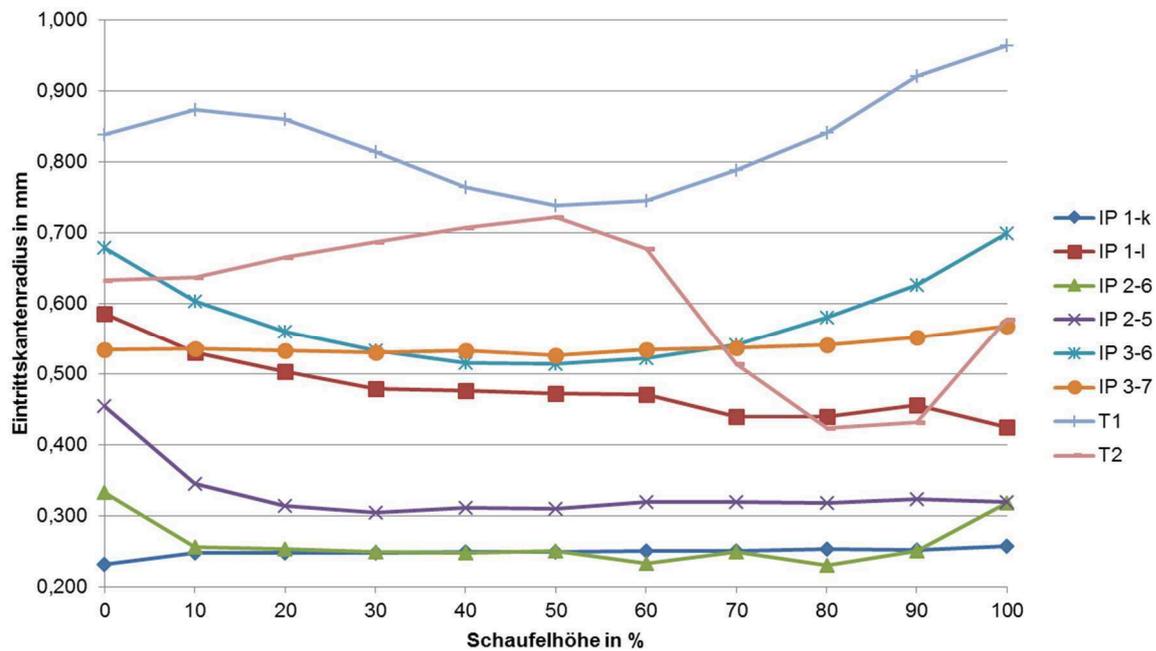
### Querschnittsfläche und maximale Profildicke in Abhängigkeit der Höhe



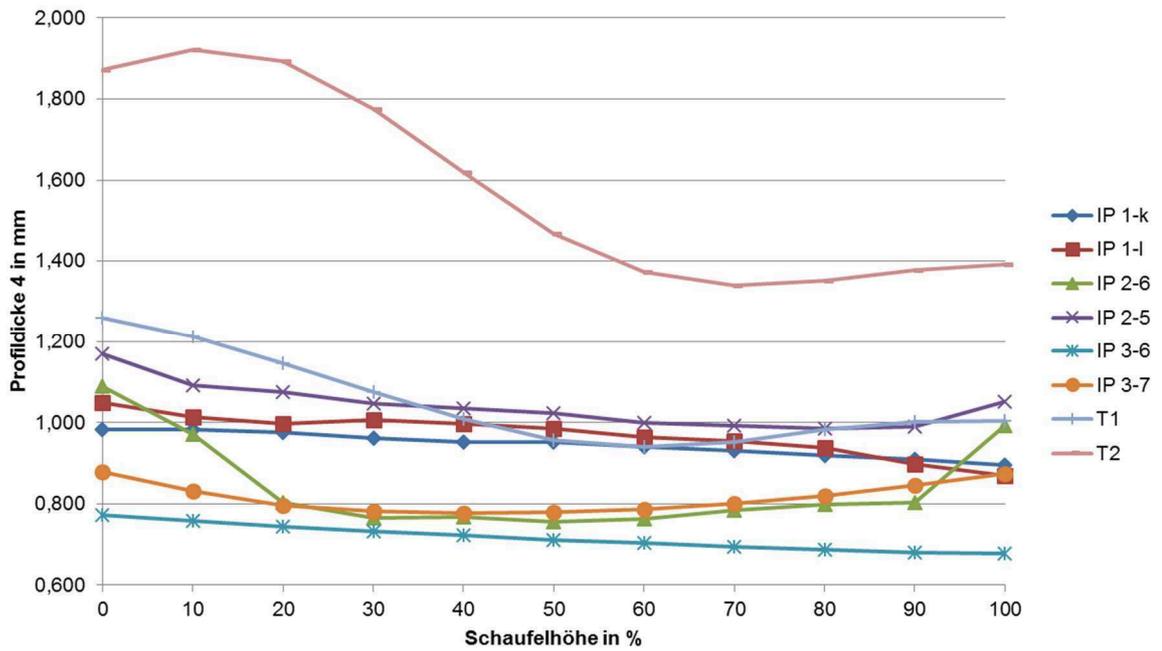
## Sehnenlänge und Skelettlinie in Abhängigkeit der Schaufelhöhe



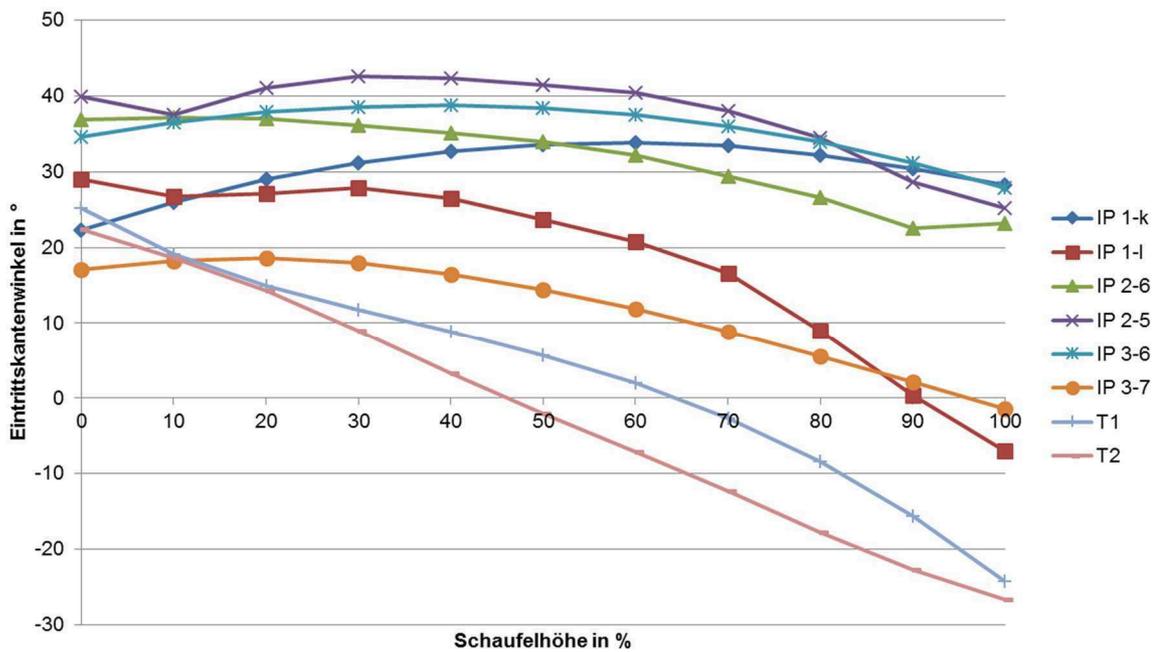
## Ein- und Austrittskantenradius in Abhängigkeit der Schaufelhöhe

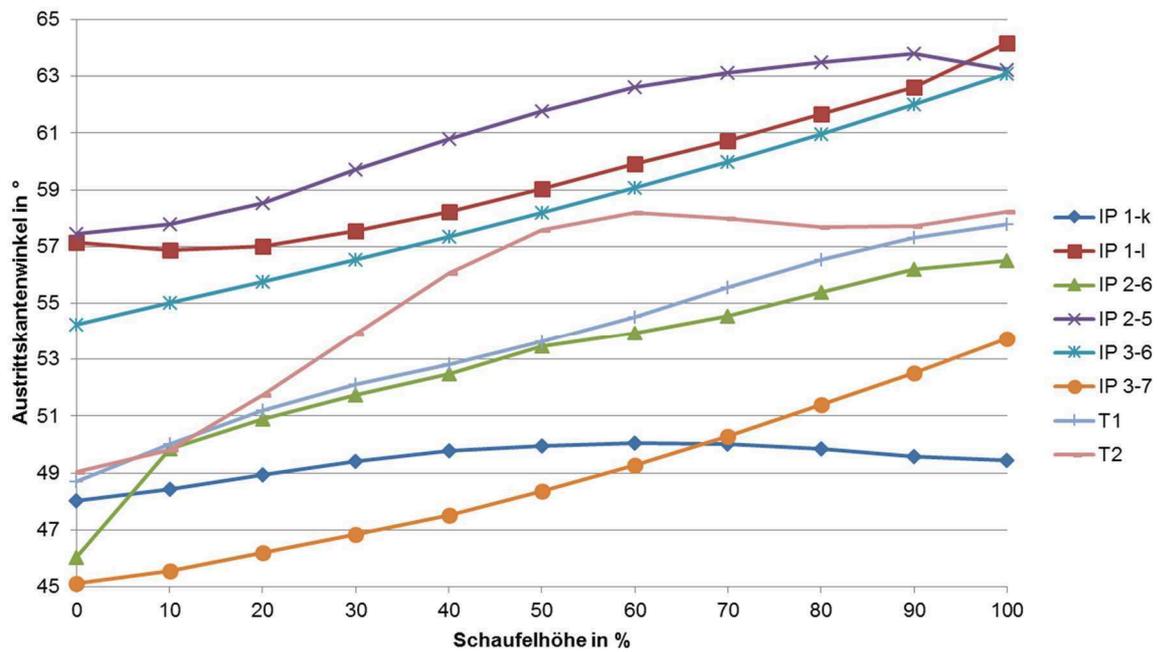


### Profildicke 4 mm vor Austrittskante in Abhängigkeit der Schaufelhöhe

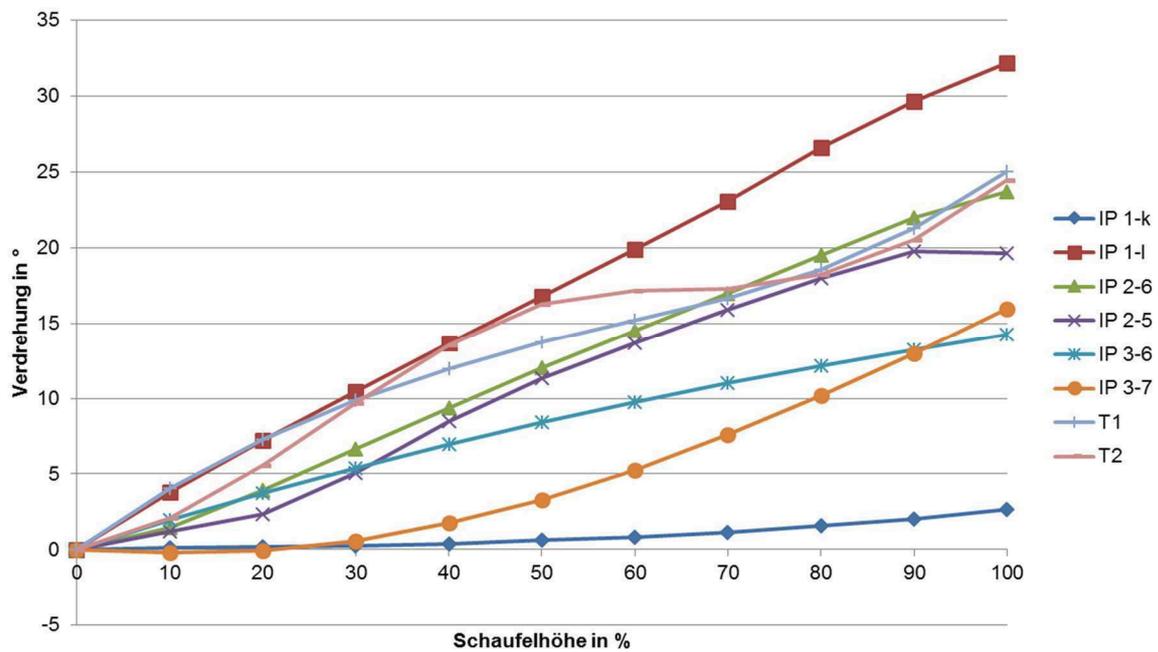


### Ein- und Austrittskantenwinkel in Abhängigkeit der Schaufelhöhe

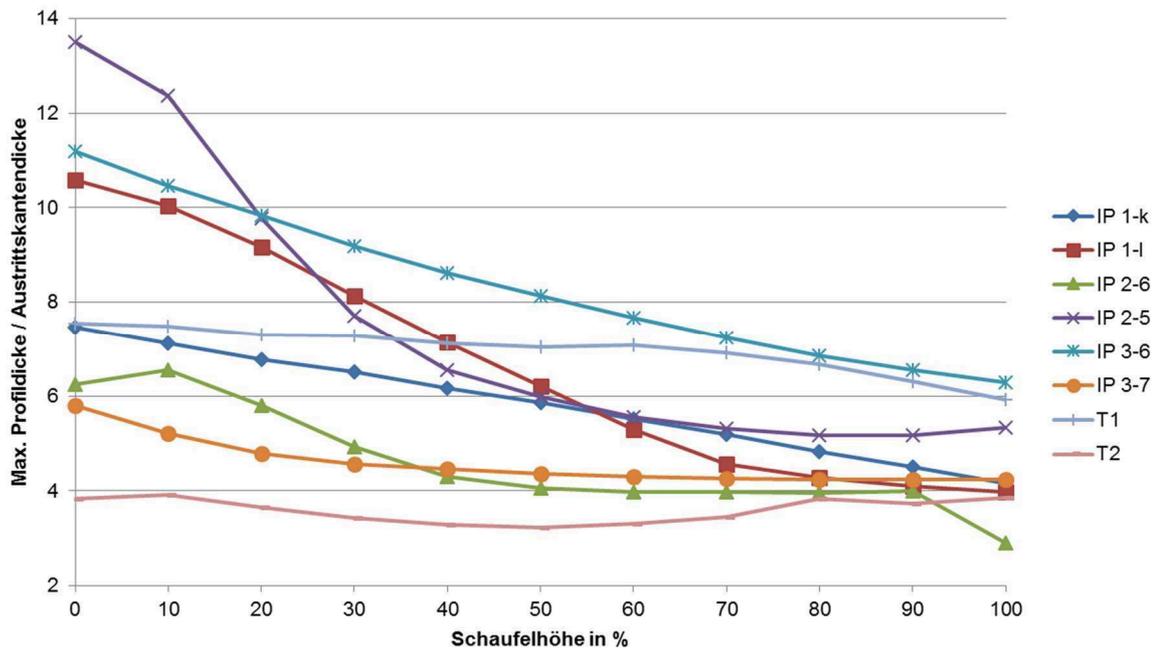




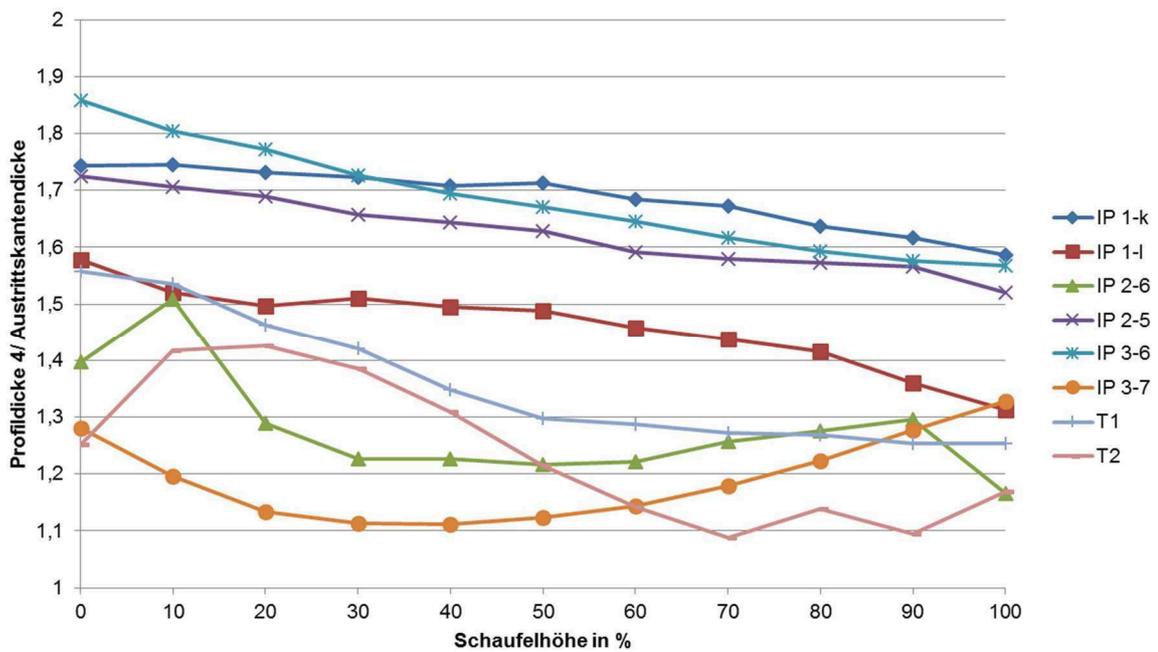
### Verdrehung in Abhängigkeit der Schaufelhöhe



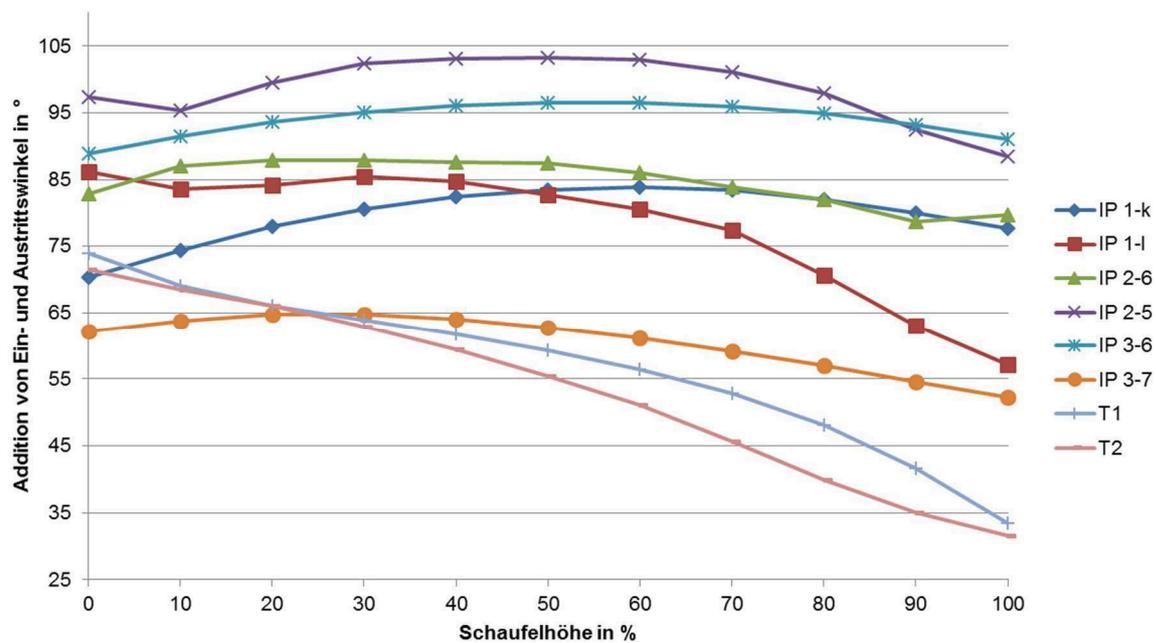
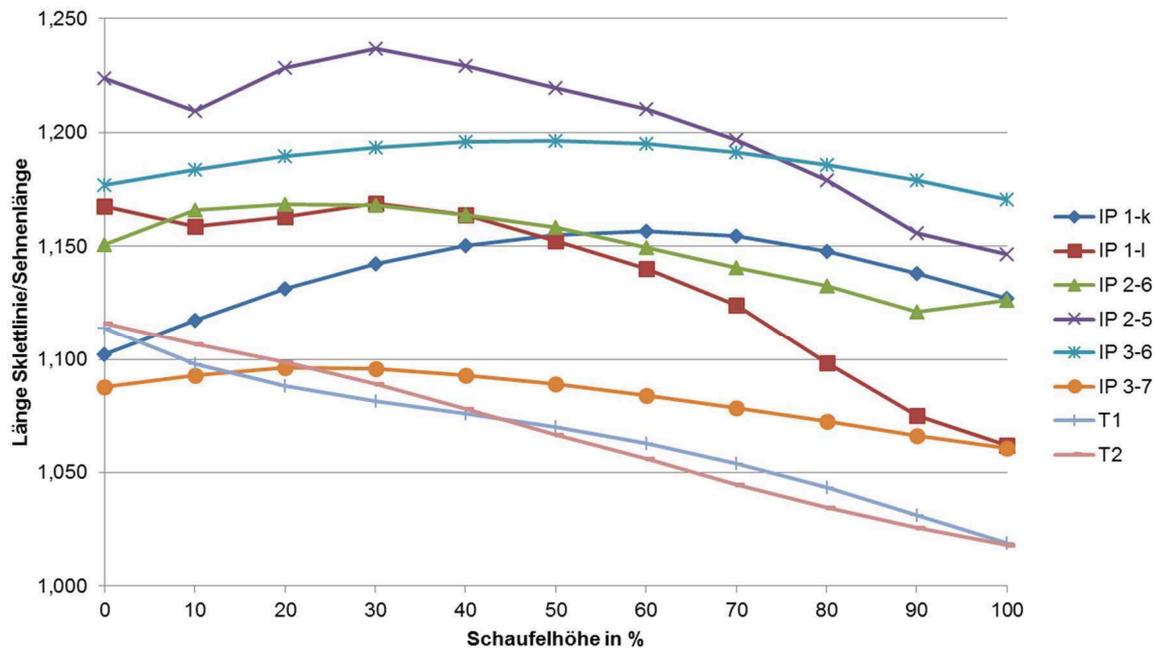
### Maximale Profildicke/ Austrittskantendicke als Maß für die Keilgröße



### Profildicke 4/ Austrittskantendicke als Maß für die Parallelität



## Aussage über die Wölbung, Verhältnis Skelettlinie/Sehnenlänge, Addition von Ein- und Austrittskantenwinkel



## Kurzfassung

Die vorliegende Arbeit beschreibt vertiefende Untersuchungen zum Schwerpunktthema Gießbarkeit von TiAl-Schaufeln. Hierzu wurde zunächst eine prozessspezifische Prüfmethodik zur Ermittlung der Gießeigenschaften von zwei für die Luftfahrt bereits zertifizierten -TiAl-Gusslegierungen (GE 48-2-2 und 45-2-2 XD) entwickelt. Darüber hinaus sind erste gießtechnische Gestaltungslimits bei der Auslegung von Turbinenschaufeln unter Verwendung von Probekörpern herausgestellt worden.

Mit Hilfe der entworfenen Probekörper ist es im Laufe der Untersuchungen gelungen, die oben genannten Legierungen eingehend in ihren gießspezifischen Eigenschaften (Formfüllungs- und Fließvermögen sowie Lunkerverhalten) zu charakterisieren. So deutet sich bei einem gegenüberstellenden Vergleich ein generell besseres Formfüllungs- und Fließvermögen für die Legierung GE 48-2-2 an. Angelehnt an das Design und die Auslegung realer Niederdruckturbinenschaufeln sind weiterhin diverse Probekörpergeometrien entwickelt worden, welche einerseits möglichst realitätsnah gestaltet und dimensioniert sind, andererseits aber eine verhältnismäßig einfache mathematische Beschreibbarkeit erlauben. Die Ergebnisse der Experimente mit derartig simplifizierten Turbinenschaufeln zeigen, dass insbesondere die Hinterkante eines Schaufelblattes aufgrund ihrer filigranen Dimensionierung für die Formfüllung als kritischer Bereich zu erachten ist. Das Ausmaß einer unvollständigen Formfüllung hängt allerdings entscheidend von der Gestaltungsart ab. So hat die Hinterkantendicke des Schaufelprofils einen deutlich größeren Einfluss auf die Ausschussrate als die Profilparallelität an der Hinterkante. Folglich ist nicht so sehr der nahezu parallel verlaufende Längenabschnitt an der Hinterkante eines Schaufelprofilschnittes als kritisch zu erachten, sondern viel mehr die absolute Dicke an der Hinterkante.

Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen fand eine Kalibrierung der internen Simulationssoftware STAR-Cast mit Hilfe der realen Abgußergebnisse statt. Angedacht war eine optimierte Parametrisierung der Anfangs- und Randbedingungen bei der Simulation für beide untersuchten Legierungen. Die numerische Simulation für die Legierung GE 48-2-2 erscheint im Zuge der Arbeit erfolversprechend parametrisiert worden zu sein. Für die Legierung 45-2-2 XD fällt es dagegen schwer auf Grundlage der Simulationsergebnisse Defekte zielgerichtet vorauszusagen.

Weiterhin konnten im Zuge dieser Arbeit wichtige und interessante Ergebnisse bezüglich der Schaufelblattgeometrie und deren Einfluss auf die Gießbarkeit ermittelt werden. Es wurde festgestellt, dass die ermittelten Parameter (Fläche, Skelettlinienlänge etc.) fast aller untersuchten Schaufeln in einer ähnlichen

Größenordnung liegen und sich (meist) mit zunehmender Schaufelhöhe tendenziell ähnlich verändern.

Ein Zusammenhang zwischen den geometrischen Parametern und den aufgetretenen Kaltläufen bei den abgegossenen Schaufeln konnte partiell gefunden werden. Dabei sind die Ergebnisse mit einer großen Unsicherheit behaftet, da die statistische Gesamtmenge an Schaufeln sehr gering war und die Gießversuche eher Stichproben-Charakter hatten. Des Weiteren wurde keine Betrachtung der Legierungseinflüsse (GE, XD, TNM) vorgenommen. Dabei haben die unterschiedlichen Legierungen aufgrund ihrer verschiedenen gießtechnischen Eigenschaften wie Formfüll- und Fließvermögen einen großen Einfluss auf den Guss eines fehlerfreien Bauteils.

Dennoch konnten geometrische Grenzen für die Gießbarkeit von NDT-Schaukeln ermittelt werden. Diese Werte beziehen sich auf die Parameter Austrittskantenradius, maximale Profildicke, Keilgröße, Parallelität, Wölbung und Verdrehung der Schaufel bzw. des Schaufelblattprofils. Zudem konnten die verschiedenen Verläufe der Profildicke entlang der Skelettlinie dargestellt werden. Die im Zuge dieser Arbeit ermittelten Grenzen können bei der zukünftigen Auslegung von neuen Niederdruckturbinenschaufeln mit einbezogen werden, wodurch sich deren Entwicklungsdauer verkürzt. Eine kürzere Entwicklungsdauer der NDT-Schaukeln aus Titanaluminid ist dabei v.a. aus wirtschaftlicher Sicht erstrebenswert. Zum anderen steigert sie die Attraktivität des Werkstoffs TiAl für den Einsatz in der Turbinenschaufelherstellung. Dies ist wiederum aus umweltschutztechnischen Gründen wünschenswert, da TiAl fast halb so schwer ist wie die im Turbinenbau gebräuchlichen Nickelbasislegierungen. Eine Verringerung des Turbinengewichts führt zu einem geringeren Treibstoffverbrauch, was wiederum ökonomisch sinnvoll ist.

Die Berücksichtigung der erarbeiteten Gießlimits wird bereits im entwickelten Auslegungstool berücksichtigt und liefert gute Ergebnisse in Bezug auf die Gießbarkeit eines Profils. Die Berücksichtigung von Verdrehung und Wölbung eines Schaufelblattprofils bei der Auslegung ist in Planung.

Mit dem vernetzten Auslegungstool für die Herstellung von Niederdruckturbinenkomponenten aus dem Hochleistungswerkstoff TiAl ist es möglich, automatisiert eine Schaufelgeometrie zu generieren, die das Optimum aus effizienter Aerodynamik, wirtschaftlicher Herstellung, werkstoffgerechter Bauweise und langer Lebensdauer darstellt. Bisher ist diese aerothermodynamische und strukturdynamische Auslegung von Turbinenschaufeln, insbesondere für den Werkstoff TiAl, von den Fertigungsprozessen aufgrund der Trennung von Turbinen- und Komponentenherstellern entkoppelt. Diese

ganzheitliche Betrachtung führt zu einer Maximierung der Wirtschaftlichkeit im gesamten Lebensdauerzyklus.

Mit dem Auslegungstool wird die Optimierung der Bauteile unter Einbeziehung aller Aspekte schneller und effizienter erreicht. Durch den frühzeitigen Einsatz kann die Anzahl der Iterationen zwischen Auslegung und Fertigung entscheidend reduziert werden.

## Short version

The present work describes deeper investigations on the castability of TiAl blades. For this purpose, a process-specific test methodology was developed to determine the casting properties of two -TiAl cast alloys (GE 48-2-2 and 45-2-2 XD) already certified for aviation. In addition, the first design limitations for the design of cast turbine blades have been demonstrated using test specimens.

With these designed test specimens, it has been possible during the course of the investigations to characterize the above mentioned alloys in detail in their casting-specific properties (shape filling and flow properties as well as cavity behavior). Thus, in a comparative comparison, a generally better shape filling and flowability for the GE 48-2-2 alloy is indicated.

In addition to the shape and the design of real low-pressure turbine blades, various sample body geometries have been developed, which on the one hand are designed and dimensioned as realistically as possible, but on the other hand permit a relatively simple mathematical description. The results of the experiments with such simplified turbine blades show that, in particular, the rear edge of a blade is to be regarded as a critical area because of its filigree dimensioning for the mold filling. However, the extent of an incomplete form filling depends decisively on the type of design. Thus, the rear edge thickness of the blade profile has a significantly greater effect on the reject rate than the profile parallelism at the rear edge. As a result, the almost parallel running length section at the rear edge of a blade profile section is not to be regarded as critical, but rather the absolute thickness at the rear edge.

During the experimental investigations, a calibration of the internal simulation software STAR-Cast took place with the help of the real casting results. An optimized parameterization of the initial and boundary conditions during the simulation was considered for both investigated alloys. The numerical simulation for the alloy GE 48-2-2 appears to have been parameterized successfully in the course of the work. For the alloy 45-2-2 XD, on the other hand, it is difficult to predict defects on the basis of simulation results.

Furthermore, important and interesting results concerning the blade geometry and its influence on the castability could be determined during the course of this work. It was found that the determined parameters (area, camber line length, etc.) of almost all the investigated blades lie in a similar order of magnitude and tend to vary in a similar manner with increasing blade height.

A correlation between the geometric parameters and the occurring cold runs in the cast vanes could partially be found. The results are of great uncertainty, since the statistical total quantity of blades was very low and the casting experiments were rather random. Furthermore, the alloy influences (GE, XD, TNM) were not

considered. The different alloys have a great influence on the casting of a defect-free component due to their different casting properties, such as mold filling and flow properties.

Nevertheless, geometrical limits for the castability of NDT blades could be determined. These values refer to the parameters trailing edge radius, maximum profile thickness, wedge size, parallelism, bulge and twisting of the blade or the blade profile. In addition, the various courses of the profile thickness along the camber line were shown.

The limits determined in the course of this work can be taken into account in the future design of new low-pressure turbine blades, to shorten the time of development. A shorter development time of the NDT blades made of titanium aluminide is in this case, for example, desirable from an economic point of view. On the other hand, it increases the attractiveness of the material TiAl for use in turbine blade production. This is again desirable for environmental protection reasons, since TiAl is almost half as heavy as the nickel base alloys commonly used in turbine construction. A reduction in the turbine weight leads to a lower fuel consumption, which is economically useful again.

The consideration of the developed casting limits is already taken into account in the developed design tool and provides good results with regard to the castability of a profile. The consideration of twisting and bulging of a blade profile during the design process is planned.

With the networked design tool for the production of low-pressure turbine components from the high-performance material TiAl, it is possible to automatically generate a blade geometry which is the optimum of efficient aerodynamics, economical production, material suited construction and long service life. Up to now, this aero-thermodynamic and structure-dynamic design of turbine blades, in particular for the material TiAl, has been decoupled from the production processes due to the separation of turbine and component manufacturers. This holistic view leads to a maximization of the economy during the whole life cycle.

With the design tool, the optimization of the components is achieved faster and more efficiently taking into account all aspects. Due to the early use, the number of iterations between design and production can be decisively reduced.