

Technische Universität München  
Institut für Luft- und Raumfahrt

Lehrstuhl für Flugantriebe

## **Neue Herstellungsverfahren für integral beschaufelte Rotoren**

**Patrick M. P. Prokopczuk**

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Maschinenwesen der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Michael Zäh

Prüfer der Dissertation:

1. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Hans-Peter Kau  
(schriftliche Beurteilung)  
apl. Prof. Dr.-Ing. habil. Hans Rick, i.R.  
(mündliche Prüfung)
2. Univ.-Prof. Dr. mont. habil. Dr. h.c. Ewald Werner

Die Dissertation wurde am 10.06.2011 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 04.11.2011 angenommen.



# Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Assistent am Lehrstuhl für Flugantriebe der TU München in Zusammenarbeit mit der MTU Aero Engines im Rahmen des von der EU geförderten Forschungsprojektes LUFO IV.

Ich möchte mich bei allen Personen, die zum Erfolg dieser Arbeit beigetragen haben herzlich bedanken, insbesondere bei:

*-Prof. Dr.-Ing. H.-P. Kau* für das in mich gesetzte Vertrauen während meiner gesamten Assistentenzeit am Lehrstuhl.

*-Dr.-Ing. T. Uihlein* für die Unterstützung bei der MTU

*-Dipl. Ing. F. Stiehler* für die Denkanstöße und kreativen Diskussionen.

*-Dr.- Ing. U. Knott* für die Unterstützung bei den bei der MTU durchgeführten Versuchen und die fundierte Beratung

-Allen Freunden und Kollegen, die mich auf meinem bisherigen Lebensweg beruflich und privat unterstützt haben.

Ein besonderer Dank gilt meinen Eltern für die Hilfe und Unterstützung in allen Lebenslagen.



## Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung .....	7
1.1	Motivation .....	9
2	Stand der Technik.....	10
2.1	Schwungradreibschweißen.....	14
2.1.1	Verfahrensablauf .....	15
3	Simulation des Schwungradreibschweißprozesses .....	19
3.1	Theoretische Betrachtungen .....	20
3.1.1	Reibmoment, Drehzahl und Energieeintrag .....	21
3.1.2	Temperaturverlauf .....	23
3.1.3	Stauchweg, Verformung, Spannungsverlauf.....	25
3.2	Simulation mittels Finite Elemente Methode.....	26
3.3	Eignung von DEFORM.....	27
3.4	Eignung von ABAQUS .....	31
3.5	Bewertung .....	32
4	Herstellung einer Turbinenblisk.....	34
4.1	Kegelschweißung .....	35
4.1.1	Prozessbeschreibung .....	35
4.1.2	Versuch.....	37
4.1.3	Simulation des Fügeprozesses.....	42
4.1.4	Bauteilbelastung während der Kegelschweißung .....	51
4.1.5	Ergebnisse und Bewertung Kegelschweißung .....	55
4.2	Radiales Schwungradreibschweißen mit unterbrochener Fügezone.....	55
4.2.1	Geschlitzte Kegelprobe .....	60
4.2.2	Geschlitzte Stirnprobe .....	64
4.2.3	Bewertung .....	76
5	Zusammenfassung und Ausblick .....	78
	Literaturverzeichnis.....	80

## Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Vergleich zwischen konventioneller (links) und Blisk (rechts) Bauweise .....	9
Abbildung 2: Turbinenblisk in der Allison 250-C20B [38] .....	10
Abbildung 3: Designstudie Turbinenblisk .....	12
Abbildung 4: Einflussfaktoren auf die Reibschweißbarkeit nach [29] .....	14
Abbildung 5: Aufbau einer Schwungradreißschweißanlage [6] .....	15
Abbildung 6: Fügepartner bei Erstkontakt (links) und Ausbildung des Ringwulstes(rechts) [6] .....	16
Abbildung 7: Charakteristischer Verlauf ausgewählter Kenngrößen beim Schwungradreißschweißen und Phaseneinteilung nach [20] .....	16
Abbildung 8: Phasenmodelle .....	18
Abbildung 9: Rohrquerschnitt .....	21
Abbildung 10: Wärmeleitfähigkeit und spez. Wärmekapazität von Inconel718 nach [40] .....	24
Abbildung 11: Berechnete Wulstbildung (DEFORM-V9) .....	28
Abbildung 12: Schweißparameter berechnet (DEFORM) .....	29
Abbildung 13: Berechnete Wulstbildung (ABAQUS 6.6) .....	31
Abbildung 14: Konzeptstudie SRS-Turbinenblisk .....	35
Abbildung 15: Kräfte an Kegelprobe .....	36
Abbildung 16: Charakteristischer Verlauf von Kontaktfläche und Flächenpressung während einer Kegelschweißung .....	37
Abbildung 17: Sensorpositionen Kegelprobe .....	38
Abbildung 18: Parameterplot instrumentierte Kegelprobe .....	39
Abbildung 19: Temperatur und DMS Werte instrumentierte Kegelprobe .....	40
Abbildung 20: Schrumpfungsriss Kegelschweißung IN718-IN718 .....	41
Abbildung 21: FE-Netz Kegelprobe .....	42
Abbildung 22: Randbedingungen Thermalmodell Kegelprobe .....	43
Abbildung 23: Berechneter Temperaturverlauf in der Fügezone .....	44
Abbildung 24: Vergleich Temperaturverlauf Kegelprobe .....	44
Abbildung 25: Berechnete transiente Temperaturverteilung – Kegelprobe .....	45
Abbildung 26: Mechanisches Modell Kegelprobe (Schweißphase) .....	46
Abbildung 27: Kräfteverlauf Kegelprobe .....	47
Abbildung 28: Vergleich Dehnungsverlauf Kegelprobe .....	48
Abbildung 29: Radiale Spannungen während der Schweißphase .....	49
Abbildung 31: Radiale Spannungen in der Abkühlphase .....	51
Abbildung 30: Rissposition .....	50

---

Abbildung 32: Vorrichtungskonzept Kegelschweißung .....	52
Abbildung 33: FE-Modell Vorrichtungskonzept .....	53
Abbildung 34: Schaufelbelastung bei Kegelschweißung .....	54
Abbildung 35: Funktionsprinzip des radialen Schwungradreißschweißens nach Nicholas [24] aus [37] .....	56
Abbildung 36: Prinzipskizze radiales SRS .....	57
Abbildung 37: Qualitative Temperaturverteilung nach 0.2s Schweißzeit .....	59
Abbildung 38: geschlitzte Kegelprobe .....	60
Abbildung 39: Parameterplot geschlitzter Kegel im Vergleich zur Referenzprobe .....	61
Abbildung 40: Referenzebene Kegelbohrung für CT Scans .....	62
Abbildung 41: CT-Scan geschlitzte Probe (x=18mm) .....	63
Abbildung 42: CT-Scan geschlitzte Probe (x=15mm) .....	63
Abbildung 43: Radialspannungen Kegelprobe in der Abkühlphase .....	63
Abbildung 44: Schliff geschlitzte Kegelprobe (Quelle: MTU) .....	64
Abbildung 45: Geschlitzte Stirnprobe aus 16MnCr5 .....	65
Abbildung 46: Vergleich des Momentenverlaufs zwischen geschlitzter und ungeschlitzter Probe .....	66
Abbildung 47: Längsschliff durch gefügten Nocken .....	67
Abbildung 48: Wulstbildung bei geschlitzter Stirnprobe .....	70
Abbildung 49: Wärmeströme bei konventionellem SRS (links) und geschlitztem SRS (rechts) .....	72
Abbildung 50: Längs (oben) und Querschliffe - geschlitzte Stirnprobe .....	73
Abbildung 51: Gefüge in der Fügezone nach Schweißung .....	73
Abbildung 52: Entnahmepositionen für Zugproben .....	74
Abbildung 53: gerissene Zugproben .....	75
Abbildung 54: Spannungs-Dehnungsdiagramm Zugproben – unterbrochener Fügezone .....	76

## **Tabellenverzeichnis**

Tabelle 1: Vergleich von Außendurchmesser und $An^2$ .....	11
Tabelle 2: Anforderungen an die Turbinenblik .....	11
Tabelle 3: Designkonzepte .....	13
Tabelle 4: Anforderungen an FE-Software .....	27
Tabelle 5: Bewertung DEFORM.....	30
Tabelle 6: Bewertung ABAQUS .....	32
Tabelle 7: Maschinenparameter Kegelprobe.....	38
Tabelle 8: Vor- und Nachteile des radialen Schwungradreißschweißen.....	58
Tabelle 9: Maschinenparameter geschlitzte Kegelprobe .....	60
Tabelle 10: Schweißparameter geschlitzte Stirnprobe .....	65
Tabelle 11: Stauchwegverteilung bei geschlitzten Proben.....	71
Tabelle 12: Verdrängte Volumina bei geschlitzten Proben .....	71
Tabelle 13: Kennwerte Zugproben.....	75



# Nomenklatur

## Abkürzungen

BLISK	Bladed Disk (Integral beschauelter Rotor)
EB	Electron Beam (Elektronenstrahl)
FEM	Finite Elemente Methode
GTF	Geared Turbofan
HIP	Heiß-Isostatisches Pressen
IHFP	Induktives Hochfrequenz Pressschweißen
IN718	Inconel Alloy 718
LEK94	Leichte Einkristalline Nickel-Basis-Legierung der Firma MTU
LRs	Lineares Reibschweißen
MPC	Multi Point Constraint (Kopplungsbedingung zwischen zwei Knoten in der FEM)
MTU	MTU Aero Engines GmbH, München
PWA1480	Einkristalline Nickel-Basis-Legierung der Firma Pratt & Whitney
PWA1484	Einkristalline Nickel-Basis-Legierung der Firma Pratt & Whitney
RRS	Rotationsreibschweißen
SRS	Schwungradreibschweißen
U.S.A.	United States of America (Vereinigte Staaten von Amerika)
$\gamma'$	Phase in Nickel-Basis-Legierungen

## Formelzeichen

$A$ [m <sup>2</sup> ]	Querschnittsfläche
$A_R$ [m <sup>2</sup> ]	Reibfläche
$An^2$ [m <sup>2</sup> /s <sup>2</sup> ]	Kennzahl zur Bewertung der Stufenbelastung
$c_p$ [J/(kgK)]	spezifische Wärmekapazität
$m$ [-]	Reibfaktor
$n$ [1/min]	Drehzahl
$n_A$ [1/min]	Anfangsdrehzahl

$F$ [N]	Stauchkraft
$M_R$ [Nm]	Reibmoment
$P$ [N/m <sup>2</sup> ]	Pressung
$r$ [m]	Radius
$r_a$ [m]	Außenradius
$r_i$ [m]	Innenradius
$r_m$ [m]	mittlerer Radius
$R_a$ [-]	mittlere Rauheit
$R_{p0,2}$ [MPa]	Dehngrenze
$t$ [s]	Zeit
$T$ [K]	Temperatur
$\Delta l$ [m]	Stauchweg
$\dot{\epsilon}$ [1/s]	Dehnrage
$\lambda$ [W/(mK)]	thermische Konduktivität
$\mu$ [-]	Reibungsbeiwert
$\Theta$ [kgm <sup>2</sup> ]	Massenträgheitsmoment
$\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	Dichte
$\sigma$ [N/m <sup>2</sup> ]	Spannung
$\sigma_v$ [N/m <sup>2</sup> ]	Vergleichsspannung
$\tau$ [N/m <sup>2</sup> ]	Schubspannung
$\tau_F$ [N/m <sup>2</sup> ]	Torsionsfließgrenze
$\omega_0$ [rad/s]	Anfangswinkelgeschwindigkeit

# 1 Einleitung

Seit den ersten Erfindungen zu einer Gasturbine, die im Jahre 1791 durch den Engländer John Barber zum Patent angemeldet wurden, und dem Erstlauf der ersten Fluggasturbine W1 am 12. April 1937, konstruiert unter der Leitung von Frank Whittle, haben sich Generationen von Ingenieuren, Tüftlern und Erfindern mit der Weiterentwicklung und Verbesserung der Fluggasturbine beschäftigt. Im Laufe der Jahre wuchs und wächst das Verständnis für die strömungsmechanischen, thermodynamischen und strukturmechanischen Vorgänge. Der thermodynamische Kreisprozess wurde optimiert, die Strömungskanäle und Profile verbessert, und die Bauteile leichter und zuverlässiger gestaltet. All diese Verbesserungen wären aber nicht umsetzbar, wenn die eingesetzten Werkstoffe die hohen Anforderungen nicht aushalten würden. Die in der Luftfahrt eingesetzten Materialien sind hauptsächlich hochleistungsfähige Werkstoffe wie Titan, oder die sogenannten „Super-Alloys“, hochwarmfeste Nickel-Basis-Legierungen, die sowohl als Guss-, als auch als Schmiedewerkstoff eingesetzt werden.

Die verwendeten Super-Alloys besitzen eine Kombination aus hoher Zeitstandfestigkeit, hoher Kriechfestigkeit, hoher Fließ- und Zugfestigkeit in einem weiten Temperaturbereich, hoher Temperaturwechselfestigkeit, hoher Dauerfestigkeit, hoher Witterungsbeständigkeit (Oxidation, Sulfidation,...) und gutem Wärmeausdehnungsverhalten. All diese Eigenschaften gilt es während des Herstellungsprozesses beizubehalten und eine unerwünschte Beeinflussung des Werkstoffes zu vermeiden.

Ein besonders kritischer Punkt im Laufe des Herstellungsprozesses ist eine Schweißung. Dabei wird viel Energie in die zu verschweißenden Bauteile eingebracht und eine Verschlechterung der Materialeigenschaften durch Gefügeumwandlungen und/oder Fehlstellen in der Schweißzone selber oder in der angrenzenden Wärmeeinflusszone muss unter Umständen in Kauf genommen werden.

Als besonders hochwertiges Verfahren, welches, wenn es richtig eingesetzt wird, keine Verschlechterung der Materialkennwerte hervorruft, hat sich im Laufe der letzten Jahrzehnte das Reibschweißen herauskristallisiert. Ob als Linear-, Rotations-, Rühr- oder Multiorbitalreibschweißen eingesetzt, können mit diesem Verfahren meist hervorragende Ergebnisse erzielt werden. Damit eignet sich dieses Schweißverfahren auch für die Anwendung bei sicherheitskritischen Bauteilen im Triebwerk.

Erste erfolgreiche Reibschweißversuche mit thermoplastischen Kunststoffen sind im Jahr 1942 dokumentiert worden [2]. Aber erst 14 Jahre später – 1956 - legte der Russe Chudikov mit seinem Patent „Verfahren zum Reibschweißen von Metallen“ [3] den Grundstein für das heute anerkannte Reibschweißen. Ausgehend von diesem Patent arbeiteten in den frühen

1960er Jahren drei amerikanische Firmen fast zeitgleich an Reibschweißanlagen: AMF, Caterpillar Tractor Co. und Rockwell International. Im Rahmen dieser Arbeiten wurde erstmals das Schwungradreibschweißen untersucht und vorgestellt [37].

Nachdem sich das Schwungradreibschweißverfahren als geeignetes Verfahren zum qualitativ hochwertigen Verbinden von metallischen Werkstoffen etabliert hatte, begann auch die Triebwerksindustrie Anfang der 1970er Jahre mit der Untersuchung des Schwungradreibschweißverfahrens für die Verbindung der im Triebwerk eingesetzten Titanwerkstoffe und Nickel-Basislegierungen. Bis Ende der 70er Jahre wurde eine Vielzahl von Untersuchungen durchgeführt. Bei der MTU wurde in dieser Zeit unter der Leitung von Dr. P. Adam das Verfahren gründlich untersucht. Eine Vielzahl von Veröffentlichungen aus diesem Zeitraum belegen die intensiven Bemühungen das Verfahren besser zu verstehen [11]-[14][18]-[20][26][31][34]-[36].

Die Untersuchungen ergaben, dass das Verfahren bei richtiger Wahl der Parameter eine qualitativ hochwertige Fügeverbindung, ohne nennenswerte Einbußen bei den Materialkennwerten, erzeugt. Heute wird das Schwungradreibschweißen bei Turbomaschinen-Herstellern, wie MTU, Rolls Royce, GE, Siemens und Alstom standardmäßig zur Verschweißung von Rotorscheiben, einem der höchstbelasteten Bauteile im Flugtriebwerk [1], eingesetzt. Oftmals ist das Reibschweißen sogar die einzige Möglichkeit die eingesetzten „Super-Alloys“ stoffschlüssig zu verbinden [4].

Im Rahmen dieser Arbeit wird das Schwungradreibschweißen als möglicher Herstellungsprozess für eine integral beschaufelte Turbinenstufe (TBLISK) für moderne Triebwerke untersucht. Dabei werden zunächst zwei Finite-Elemente-Programme, ABAQUS und DEFORM, auf ihre Eignung zur Simulation des Schwungradreibschweißprozesses untersucht, um beurteilen zu können, in welchem Maße eine Simulation des Herstellungsprozesses sinnvoll ist (Kapitel 3).

Im darauf folgenden Kapitel 4 wird zunächst das in der Literatur bereits bekannte Kegelschweißen hinsichtlich seiner Eignung als Herstellungsverfahren für einen integral beschaufelten Turbinenrotor mittels FE-Simulationen und Probenversuchen untersucht. Ausgehend von diesen Ergebnissen wird anschließend (Abschnitt 4.2) ein neuartiges Verfahren, das radiale Schwungradreibschweißen mit unterbrochener Fügezone, vorgestellt und mittels Grundlagenversuchen untersucht. Die gewonnen Erkenntnisse werden im abschließenden Kapitel 5 zusammengefasst.

## 1.1 Motivation

Durch die schon seit Jahren bestehende Forderung nach immer höheren Leistungsgewichten im Triebwerksbau [5], besteht die Notwendigkeit einer integralen Fertigung von Bauteilen aus höchstleistungsfähigen Materialien. Dabei ist in den letzten Jahren auch die Herstellung integral beschauelter Rotoren im Turbinenbereich in das Interesse der Triebwerksindustrie gerückt. Kleine, niedrig belastete Turbinenräder werden bereits integral gegossen, aber bei großen, hochbelasteten Turbinenstufen wird eine integrale Fertigung bisher noch nicht eingesetzt. Schaufel und Scheibe müssen aufgrund der unterschiedlichen Belastungsarten aus unterschiedlichen Materialien gefertigt werden, und werden zurzeit über sogenannte Tannenbaum- oder Schwalbenschwanzfüße form- und kraftschlüssig verbunden. Gelingt es diese konventionellen Verbindungen zwischen Schaufel und Scheibe durch eine stoffschlüssige Verbindung zu ersetzen, entfallen Schädigungsmechanismen wie z.B. das Fretting, und der Kraftfluss zwischen Schaufel und Scheibe kann optimiert werden. Diese belastungsgerechte Gestaltung führt zu leichteren Konstruktionen. In ersten Abschätzungen sind Gewichtseinsparungen von ca. 10% durch die integrale Bauweise möglich.

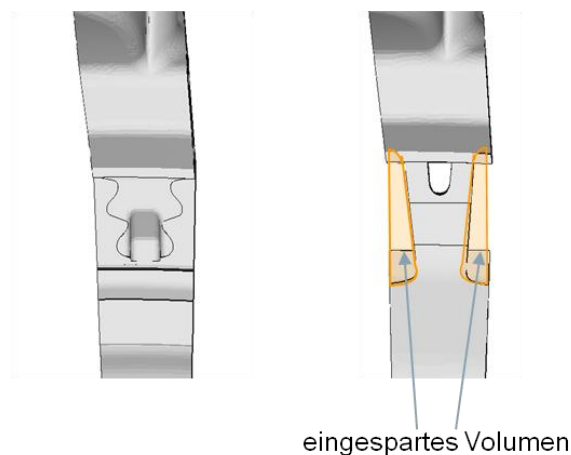


Abbildung 1: Vergleich zwischen konventioneller Bauweise (links) und Blisk-Bauweise (rechts)

Besonders für die Entwicklung von Getriebefan-Triebwerken, bei denen die konventionellen Verbindungen zwischen Schaufel und Scheibe in der schnell drehenden Niederdruckturbinen an ihre Grenzen stoßen, kann die integrale Fertigung deutliche technische Vorteile bieten.

## 2 Stand der Technik

Im Verdichterbereich hat man bereits vor mehreren Jahren mit der Entwicklung eines integral beschauften Rotors, der sogenannten Blisk (Bladed Disk), begonnen. Grund sind die durch die stoffschlüssige Verbindung zwischen Schaufel und Scheibe bessere strukturmechanische Ausnutzung des Materials und die damit verbundene deutliche Gewichtsersparnis. Diese Entwicklung hat sich mittlerweile durchgesetzt und in nahezu jedem modernen Triebwerk sind Verdichterblisken zu finden. Diese Blisken werden entweder aus dem Vollen gefräst, elektrochemisch herausgearbeitet, oder die Schaufeln werden mittels linearem Reibschweißen auf den Rotor gefügt [25].

Auch im Turbinenbereich kommen bereits Blisk-Bauteile zum Einsatz. In kleinen, niedrig belasteten Turbinenstufen werden voll-gegossene Turbinenblisken eingesetzt. Als Beispiel können hier die Gasturbinen Allison 250, MTU 7042 oder auch die Panzergasturbine LV100 genannt werden.

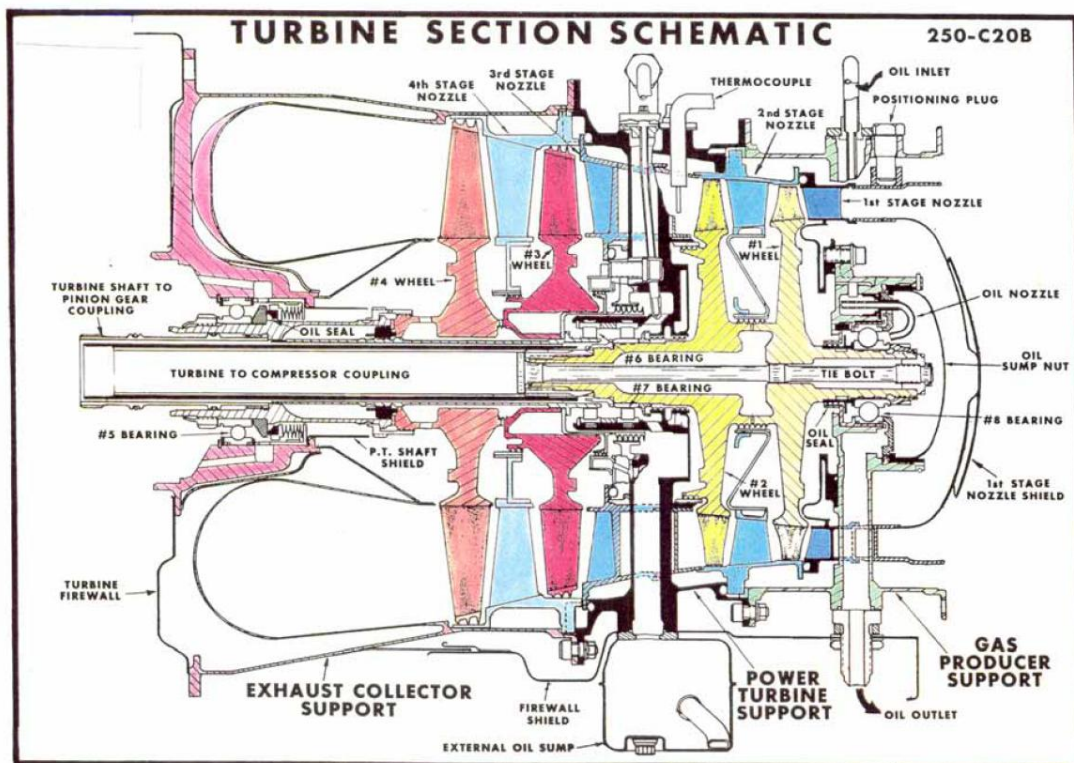


Abbildung 2: Turbinenblisken in der Allison 250-C20B [38]

Allerdings wird bei einem Vergleich der Außendurchmesser und der Stufenbelastungskennwerte (Produkt aus Querschnittsfläche und Drehzahlquadrat:  $An^2$ ) bereits realisierter Turbinenblisken mit den Werten der in Entwicklung befindlichen Geared-Turbofan(GTF)-Triebwerke deutlich, dass die Anforderungen an eine GTF-Turbinenblisk um ein Vielfaches höher sind als an die bisher gefertigten Turbinenblisken (Tabelle 1). Die bisher

gefertigten Turbinenblisken sind allesamt integral gegossene Stufen für kleine Turboshaft- oder Turbojet-Triebwerke mit kleinem Durchmesser und geringer Belastung. Ein Einsatz bei höherer Belastung und größeren Durchmessern ist aufgrund der ungünstigen Materialeigenschaften des Gussmaterials im Scheibenkörper sowie Größenbeschränkungen beim Gussprozess nicht möglich.

	<b>Allison 250</b>	<b>MTU 7042</b>	<b>LV100</b>		<b>GTF LPT</b>
Außendurchmesser [mm]	205	250	300		>800
An <sup>2</sup> [mm <sup>2</sup> *(1/min <sup>2</sup> )]	2,6E+10	2,5E+13	2,1E+13		>3,9E+13
Herstellungsverfahren	Integral gegossen	Integral gegossen	Integral gegossen		

**Tabelle 1: Vergleich von Außendurchmesser und An<sup>2</sup> verschiedener Triebwerke**

Um den Anforderungen für den Einsatz in einem GTF-Triebwerk gerecht zu werden, muss die Turbinenblisk 2. Generation, genauso wie die konventionellen Turbinenstufen, aus einem geschmiedeten Scheibenkörper und einkristallin gegossenen Schaufeln bestehen. Nur so können die unterschiedlichen, hohen Anforderungen an Schaufel und Scheibe in einem modernen Triebwerk erfüllt werden. Es ist damit zwingend eine Fügeoperation zwischen Schaufeln und Scheibe notwendig. Ein Überblick über die Anforderungen an die Turbinenblisk ist in Tabelle 2 dargestellt.

<b>Scheibenmaterial</b>	Geschmiedete Nickelbasislegierung (IN718)
<b>Schaufelmaterial</b>	Einkristallin gegossene Nickelbasislegierung (z.B.: LEK 94, PWA1480, PWA1484)
<b>Außendurchmesser</b>	>800mm
<b>Fertigung</b>	stabiler Fertigungsprozess, keine Vorschädigung

**Tabelle 2: Anforderungen an die Turbinenblisk**

Betrachtet man die Anforderungen an eine Turbinenblisk für den Einsatz in einem modernen GTF-Triebwerk, so ist erkennbar, dass zwei Werkstoffe miteinander verbunden werden müssen, die mit klassischen Schmelzschweißverfahren nur sehr schwierig oder gar nicht schweißbar sind [4][27]. Ab einem  $\gamma'$ -Volumen-%-Anteil von 50-60% lassen sich hochwarmfeste Gusslegierungen aufgrund ihrer geringen Warmduktilität nicht mehr schmelzschweißen [61]. Zur Verbindungen von Schaufel und Scheibe muss daher, nach heutigem Erkenntnisstand, mit Festkörperschweißverfahren oder mit neuartigen

Schweißverfahren wie dem induktiven Hochfrequenz-Pressschweißen (IHFP) gearbeitet werden. Dabei sind grundsätzlich zwei Konzepte zu unterscheiden:

1. Direkte Konzepte: Bei diesen Konzepten wird die Schaufel direkt auf den Scheibengrundkörper gefügt. Diese Konzepte sind strukturellmechanisch und designtechnisch besonders attraktiv, da sie nur eine Fügezone besitzen und größeren gestalterischen Freiraum bieten. Fertigungstechnisch sind sie allerdings schwieriger umsetzbar und schwieriger prüfbar als die indirekten Konzepte.
2. Indirekte Konzepte: Bei diesen Konzepten wird die Schaufel zunächst auf ein Adapterstück aus Schmiedematerial gefügt. Die Schaufel-Adapter-Baugruppe wird anschließend auf den Scheibengrundkörper gefügt. Diese Konzepte bieten Vorteile bei der fertigungstechnischen Umsetzungen und bei der Prüfung der kritischen Guss-Schmiede-Verbindung, schränken aber den Gestaltungsspielraum ein und sind aufgrund der zwei Fügestellen auch strukturellmechanisch schlechter zu beurteilen als die direkten Konzepte.



Abbildung 3: Designstudie Turbinenblisk

In Tabelle 3 ist eine Auswahl und eine kurze Beschreibung der direkten und indirekten Fügekonzepte aufgelistet, die für die Herstellung einer Turbinenblisk nutzbar sind. Theoretisch ist noch eine Vielzahl anderer Verbindungsmethoden denkbar, wie z.B. das generative Aufbauen eines Adapters auf die Schaufel. Allerdings stecken diese Verfahren noch in der Grundlagenentwicklung und sind daher für die konkrete Betrachtung nicht geeignet.



<b>indirekte Konzepte</b>			
<b>LRS-EB</b>	<b>IHFP-EB</b>	<b>LRS-SRS</b>	<b>IHFP-SRS</b>
Fügen eines Adapters aus Schmiedematerial (IN718) mittels linearem Reibschweißen an die einkristalline Schaufel. Zusammenlegen der „Adapterschaufeln“ zu einem Kranz. Aufschweißen des Kranzes auf die Scheibe mittels Elektronenstrahlschweißen.	Fügen des Adapters mittels induktivem Hochfrequenzpressschweißen. Danach identisch zu Konzept „LRS-EB“.	Fügen eines Adapters aus Schmiedematerial (IN718) mittels linearem Reibschweißen an die Schaufel. Zusammenlegen der „Adapterschaufeln“ zu einem Kranz. Aufschweißen des Kranzes auf die Scheibe mittels Schwungradreibschweißen.	Fügen des Adapters mittels induktivem Hochfrequenzpressschweißen. Danach identisch zu Konzept „LRS-SRS“.
<b>direkte Konzepte</b>			
<b>IHFP</b>	<b>LRS</b>	<b>SRS</b>	<b>HIP</b>
Direktes Fügen der einzelnen einkristallinen Schaufel auf die Scheibe mittels induktivem Hochfrequenzpressschweißen.	Direktes Fügen der einzelnen einkristallinen Schaufel auf die Scheibe mittels linearem Reibschweißen..	<b>Direktes Fügen der einkristallinen Schaufeln auf die Scheibe mittels Schwungradreibschweißen. Eine Fügeoperation für alle Schaufeln.</b>	Direktes Fügen der einkristallinen Schaufeln auf die Scheibe mittels heißisostatischem Pressen. Eine Fügeoperation für alle Schaufeln.

Tabelle 3: Designkonzepte

Das, in dieser Arbeit genauer untersuchte, direkte Schwungradreibschweißen bietet den Vorteil, dass nur eine einzige Fügeoperation zwischen Schaufeln und Scheibe notwendig ist. Dies ist ein enormer Zeitvorteil gegenüber den anderen Verfahren, bei denen für jede Schaufel eine Fügeoperation durchgeführt werden muss. Einzig das direkte heißisostatische Pressen (HIP) der Schaufeln auf die Scheibe ist in Bezug auf den Herstellungsprozess noch attraktiver, da bei diesem Prozess keine Relativbewegungen der Bauteile zueinander stattfinden und die mechanischen Belastung der Strukturen beim Fügen deutlich geringer ist. Allerdings liegen die beim HIP nötigen Temperaturen deutlich über den Einsatztemperaturen des Scheibenmaterials, so dass dieses Verfahren aus technischer Sicht, wenn überhaupt, nur mit großen Schwierigkeiten umgesetzt werden kann. Das Schwungradreibschweißen bietet zudem den Vorteil, dass der Verbindungsprozess schon seit vielen Jahren zur Verschweißung von Rotorscheiben aus IN718 eingesetzt wird, und der Prozess bei Stirnflächenschweißungen nachweislich erstklassige Ergebnisse liefern kann.

## 2.1 Schwungradreibschweißen

Das Schwungradreibschweißen ist gemäß DIN EN ISO15620 [6] eine Variante des Reibschweißens, welches wiederum zu den Pressschweißverfahren gezählt wird. Beim Reibschweißen wird durch Relativbewegung der beiden Schweißpartner zueinander und einer anliegenden Presskraft Reibungswärme erzeugt. Aufgrund des anliegenden Pressdrucks und der Reibungswärme werden die Werkstoffe plastifiziert. Unter Randbedingungen (hoher Druck und hohe Temperatur), die denen Diffusionsschweißen ähneln [31][32], wird eine dauerhafte Verbindung der beiden Schweißpartner erzeugt. Das Reibschweißen zeichnet sich durch schmale Wärmeeinflusszonen und die Eignung für Werkstoffe und Werkstoffkombinationen, die nicht schmelzschweißgeeignet sind, aus [10].



Abbildung 4: Einflussfaktoren auf die Reibschweißbarkeit nach [29]

Obwohl eine Vielzahl von Materialien reibschweißgeeignet sind, sind allgemeine Aussagen über die Reibschweißbarkeit bestimmter Werkstoffe und Werkstücke nur schwer möglich. Eine Vielzahl von Einflussfaktoren bestimmt die Reibschweißbarkeit (Abbildung 4). Neben den Materialeigenschaften müssen auf Grund der hohen Prozesskräfte auch geometrische Faktoren berücksichtigt werden. Besonders im Hinblick auf die im Triebwerksbau eingesetzten, oft filigranen Strukturen ist dies ein wichtiger Punkt.

### 2.1.1 Verfahrensablauf

Eine Schwungradreibschweißanlage besteht aus einer rotierenden Seite, zusammengesetzt aus Antriebsmotor, Schwungmasse, einer Spanneinrichtung und dem einen Fügepartner, und einer statischen Seite, zusammengesetzt aus Stauchzylinder, Spanneinrichtung und dem zweiten Fügepartner [7]. Bei wenigen Ausnahmen befindet sich der Stauchzylinder auch auf der rotierenden Seite. Der prinzipielle Aufbau ist in Abbildung 5 dargestellt.

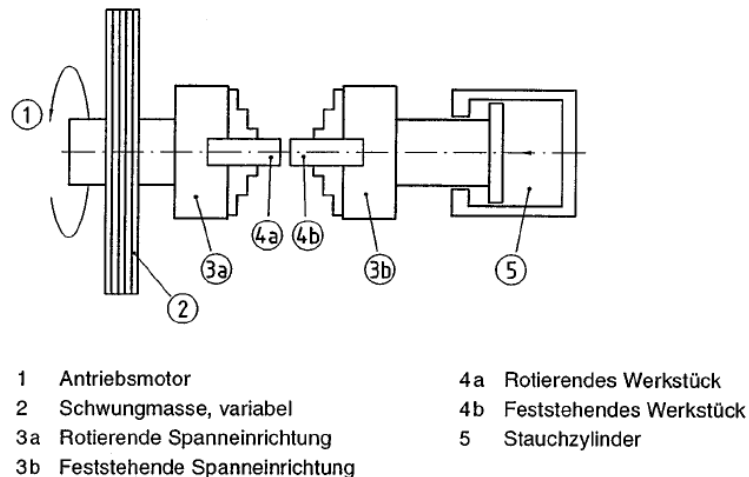


Abbildung 5: Aufbau einer Schwungradreibschweißanlage [6]

Nach dem Einspannen der Werkstücke in die Spanneinrichtungen wird die rotierende Seite mit Hilfe des Antriebsmotors beschleunigt. Während dieser Phase besteht kein Kontakt zwischen den Werkstücken. Bei Erreichen der gewünschten Anfangsdrehzahl  $n_A$  wird der Antrieb abgekoppelt. Anschließend werden die beiden Werkstücke mit Hilfe des Stauchzylinders zusammengepresst. Ab diesem Zeitpunkt stehen die beiden Fügepartner in Kontakt (Abbildung 6 links) und die anliegende Axialkraft  $F$ , kombiniert mit der Relativgeschwindigkeit, sorgt für die Entstehung eines Reibmoments  $M_R$ .

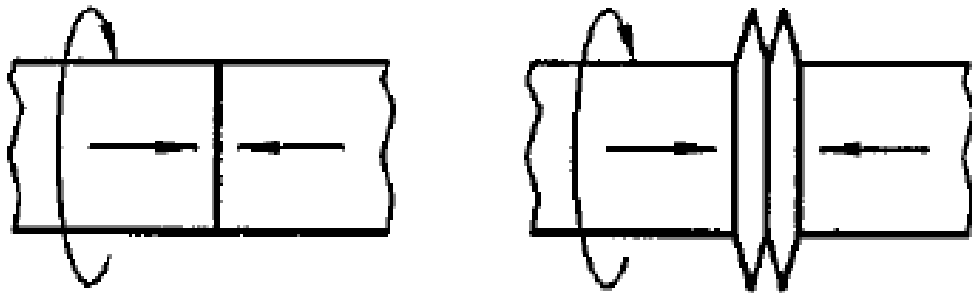


Abbildung 6: Fügepartner bei Erstkontakt (links) und Ausbildung des Ringwulstes (rechts) [6]

Durch die Reibung wird die in der Schwungmasse gespeicherte Energie in Wärme umgewandelt und die Fügepartner werden erhitzt. Gleichzeitig wird die rotierende Seite abgebremst. Durch die Temperaturerhöhung sinkt die Plastifizierungsgrenze der Fügepartner und ab einer bestimmten Temperatur beginnt das Material aufgrund der anliegenden Axialkraft zu fließen. Das ausgedrückte Material bildet einen Ringwulst und es tritt eine Verkürzung  $\Delta l$  der Bauteile ein (Abbildung 6 rechts).

Sobald die rotierende Seite zum Stillstand kommt, ist die sogenannte Reibzeit  $t_R$  abgeschlossen. Der Stauchdruck wird danach noch für einen bestimmten Zeitraum  $t_{St}$  aufrechterhalten. Sobald die Proben entlastet werden, gilt der Schwungradreibschweißprozess als beendet. Reibzeit  $t_R$  und Stauchzeit  $t_{St}$  bilden die Gesamtprozesszeit  $t_G$ .

$$t_G = t_R + t_{St} \quad [2-1]$$

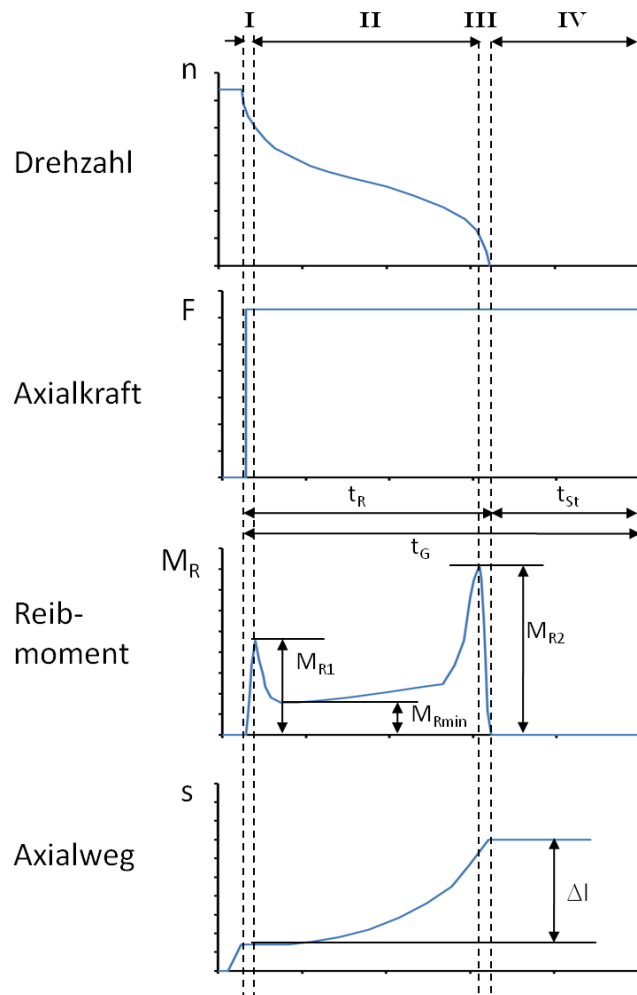


Abbildung 7: Charakteristischer Verlauf ausgewählter Kenngrößen beim Schwungradreibschweißen und Phaseneinteilung nach [20]

In Abbildung 7 ist der charakteristische Verlauf der Kenngrößen Drehzahl  $n$ , Axialkraft  $F$ , Reibmoment  $M_R$  und Axialweg

(Stauchweg)  $\Delta l$  während des Schweißprozesses abgebildet.

Anhand des Momentenverlauf  $M_R(t)$  mit den beiden Momentenmaxima  $M_{R1}$  und  $M_{R2}$  und dem Momentenminimum  $M_{R\text{Min}}$  (Abbildung 7) kann der Reibschweißprozess in unterschiedliche Phasen eingeteilt werden. In der Literatur werden Einteilungen in 3 Phasen [11] [34], 4 Phasen [20] [30] [35] [36], und 6 Phasen [26] diskutiert.

Die 3 und 4 Phasen-Modelle unterteilen den Prozess nach verfahrensspezifischen Gesichtspunkten. Beim 4 Phasen Modell sind dies [20]:

- *I - Einreibphase*  
Diese Phase ist mit dem ersten Momentenmaximum  $M_{R1}$  abgeschlossen.
- *II - Plastifizierungsphase*  
Diese Phase findet zwischen den beiden Momentenmaxima  $M_{R1}$  und  $M_{R2}$  statt.
- *III – Torsionsphase*  
Diese Phase beginnt mit dem zweiten Momentenmaximum  $M_{R2}$  und endet mit dem Stillstand der rotatorischen Seite.
- *IV – Stauchphase*  
Die Stauchphase beginnt mit Stillstand der rotatorischen Seite und dauert bis zur Aufhebung des Stauchdrucks an

Das 6 Phasen Modell unterteilt den Prozess anhand der vorherrschenden tribologischen Zustände. Die Phasen lauten [26] :

- *I - Haltereibung*
- *II - Haftschriftreibung*
- *III - Festkörperreibung*
- *IV - Mischreibung mit unterbrochenem Schmierfilm*
- *V - Mischreibung mit geschlossenem Schmierfilm*
- *VI – Warmtorsion*

Die einzelnen Phasen des 6-Phasen-Modells lassen sich den Phasen des 4-Phasen-Modells zuordnen (Abbildung 8). Da das 6-Phasen-Modell den Prozess anhand der Reibungsvorgänge unterteilt, endet es mit Stillstand der rotierenden Seite.

6-Phasen-Modell	I	II	III	IV	V	VI	
4-Phasen-Modell	I	II			III	IV	

Abbildung 8: Phasenmodelle des Schwungradreißschweißens

Eine hervorragende Übersicht über die verschiedenen Modelle und Beschreibung der einzelnen Phasen ist in [37] zu finden. Auf eine detaillierte Erläuterung der Phasen wird daher hier verzichtet.

### 3 Simulation des Schwungradreibschweißprozesses

Um den Schwungradreibschweißprozess simulieren zu können, muss der real existierende Prozess in einem geeigneten Modell beschrieben werden. Allgemein kann der Schritt der Modellbildung als „... das Umsetzen eines existierenden oder gedachten Systems in ein Modell“ [23] beschrieben werden. Allerdings muss beachtet werden, dass mit einem Modell immer nur ein unvollständiges Abbild der Realität geschaffen werden kann. Weiterhin muss der Kosten-Nutzen-Faktor berücksichtigt werden. Mit großem Aufwand lässt sich im Allgemeinen ein sehr gutes Abbild der Realität schaffen, allerdings muss immer hinterfragt werden, welche zusätzlichen brauchbaren Informationen durch den erhöhten Aufwand gewonnen werden können.

Im konkreten Fall sollen aus den bekannten Eingangsgrößen

- Anfangsdrehzahl  $n_A$ ,
- Massenträgheitsmoment  $\Theta$ ,
- Stauchkraft  $F$ ,
- Materialdaten,
- Geometrie

die folgenden Ausgangskenngrößen ermittelt werden

- Reibmomentenverlauf  $M_R(t)$ ,
- Stauchweg  $\Delta l$ ,
- Ausbildung des Schweißwulstes,
- Temperaturverlauf,
- Spannungsverlauf und -verteilung im Bauteil

Mit den ersten 3 Kenngrößen kann die Simulation mit Hilfe eines Versuchs validiert werden. Die Temperaturverteilung und die Spannungsverteilung im Bauteil sind die Kenngrößen, die Aussagen über mögliche Gefügeänderungen und übermäßige Belastungen während und nach dem Schweißprozess zulassen. In Abschnitt 3.1 wird zunächst ein theoretischer Abriss über die Effekte beim Schwungradreibschweißen vorgenommen. Anschließend wird in Abschnitt 3.2 die Eignung von FE-Programmen zur Simulation des Schwungradreibschweißprozesses diskutiert.

### 3.1 Theoretische Betrachtungen

Die nachfolgenden Seiten geben einen kurzen theoretischen Einblick über die physikalischen Effekte während des Schwungradreibschweißens. Dieser Einblick kann das Verständnis für den Prozessablauf verbessern und zeigt, dass das Schwungradreibschweißen auf den ersten Blick ein simples Verfahren ist. Auf den zweiten Blick lässt sich jedoch ein hochkomplexer thermomechanischer Ablauf erkennen, der analytisch, aufgrund der starken thermomechanischen Wechselwirkungen in der Fügezone und der starken Änderung der Oberflächenkontur durch die Ausbildung des Schweißwulstes, nur mit starken Vereinfachungen abbildbar ist. Eine ausreichend genaue Abbildung des Prozesses kann daher, wenn überhaupt, nur mit der FEM erreicht werden. Dennoch schaffen die analytischen Betrachtungen das Grundverständnis für die ablaufenden physikalischen Effekte und erleichtern den Aufbau und die Deutung der später analysierten FE-Rechnungen.

Bei der theoretischen Betrachtung der physikalischen Effekte beim Schwungradreibschweißen lassen sich drei Themengebiete definieren:

- *Reibmoment, Drehzahl und Energieeintrag*  
In diesem Bereich wird untersucht, wie die in der Schwungmasse gespeicherte Energie in die Fügepartner eingebracht wird.
- *Temperaturverlauf*  
Während des Schweißprozesses stellt sich ein transienter Temperaturverlauf im Bauteil ein. Dies ist die thermische Antwort des Systems auf den Energieeintrag.
- *Stauchweg, Verformungsbild, Spannungsverlauf*  
Insgesamt kann dies als die mechanische Antwort des Systems auf die auftretenden thermischen und mechanischen Belastungen angesehen werden.

Wie in den folgenden Abschnitten dargelegt wird, sind diese drei Themengebiete aufgrund der starken Wechselwirkungen zwischen Energieeintrag, Temperaturentwicklung und Verformung miteinander verknüpft. Eine separate Betrachtung der einzelnen Themengebiete ist nur unter starken Vereinfachungen möglich.



### 3.1.1 Reibmoment, Drehzahl und Energieeintrag

Für die Bestimmung des Reibmoments, der Drehzahl und des Energieeintrags, sind die Größen

- Anfangsdrehzahl  $n_A$ ,
- Trägheitsmoment  $\Theta$ ,
- Stauchkraft  $F$ ,
- Reibungsbeiwert  $\mu$

notwendig.

Aus Anfangsdrehzahl und Massenträgheitsmoment lässt sich mit der Kreisfrequenz  $\omega_0 = \frac{n_A}{60} 2\pi$  die zur Verfügung stehende kinetische Energie bestimmen.

$$E_{kin} = \frac{1}{2} \Theta \omega_0^2 \quad [3-1]$$

Um den Geschwindigkeitsverlauf und Energieeintrag berechnen zu können, muss zunächst das anliegende Reibmoment bestimmt werden. Bei der Berechnung des Reibmoments müssen die schon vorgestellten Phasen des Prozesses unterschieden werden:

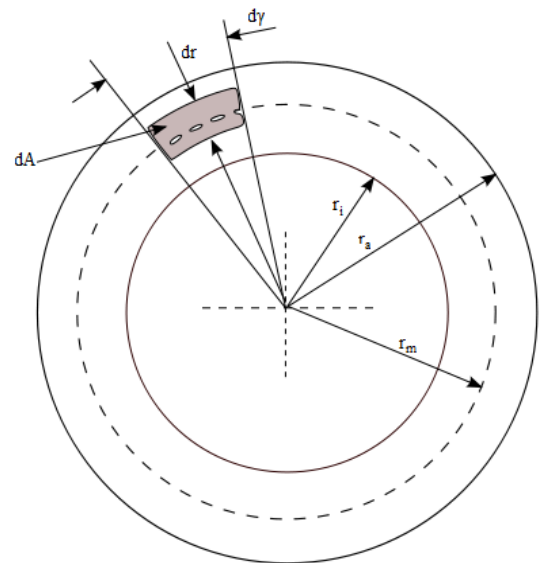


Abbildung 9: Rohrquerschnitt

#### **Phase I: Einreibphase:**

In dieser Phase ist die durch die Reibkraft entstehende Schubspannung in der Fügefläche kleiner als die Torsionsfließgrenze  $\tau_f$ :

$$\mu \frac{F}{A_R} < \tau_f \quad [3-2]$$

In dieser Phase kann also von Coulomb-Reibung ausgegangen werden. Das wirkende Reibmoment  $M_R(t)$  kann über die Beziehung

$$M_R(t) = \int_{r_i}^{r_a} \int_0^{2\pi} r^2 \mu(t, r, \gamma) p(t, r, \gamma) dy dr \quad [3-3]$$

berechnet werden. Unter der Voraussetzung, dass in der Reibfläche eine homogene Spannungsverteilung und homogene Reibungsverhältnisse vorhanden sind, lässt sich dieser Ausdruck zu

$$M_R(t) = \frac{2\pi\mu(t)p(t)(r_a^3 - r_i^3)}{3} \quad [3-4]$$

vereinfachen. Bei dünnwandigen Rohrquerschnitten und konstanter Stauchkraft ist eine weitere Vereinfachung möglich. Das Reibmoment kann mit

$$M_R(t) = r_m\mu(t)F \quad [3-5]$$

in guter Näherung berechnet werden. Der Reibkoeffizient wird hier vereinfachend als Funktion der Zeit dargestellt. Tatsächlich ist der Reibkoeffizient  $\mu$  abhängig von den Einflussgrößen Pressung  $P$ , Temperatur  $T$ , Oberflächengeschwindigkeit  $v$ , Oberflächenrauigkeit  $R_a$ , Kontaktfläche  $A$  und der Werkstoffpaarung:

$$\mu(t) = f\{P(t), T(t), v(t), R_a(t), A(t), \text{Werkstoffpaarung}\} \quad [3-6]$$

Bis auf die Werkstoffpaarung variieren alle Parameter, zumindest lokal, während der ersten Prozessphase. Eine genaue Kenntnis der tribologischen Verhältnisse in der Fügezone ist von Nöten.

### ***Phase II - Plastifizierungsphase:***

In dieser Phase ist die durch die Reibkraft entstehende Schubspannung in der Fügefläche größer als die Torsionsfließgrenze  $\tau_f$ . Ab diesem Zeitpunkt ist das Coulombsche Reibungsmodell ungültig. Ein Übergang von äußerer Reibung zu innerer Reibung findet statt:

$$\mu \frac{F}{A_R} > \tau_f \quad [3-7]$$

Die Reibungskräfte sind nun nicht mehr proportional zur Normalkraft, sondern zur Fließgrenze des weicheren der beiden Materialien [51]. Mit dem Reibfaktor  $m$  gilt:

$$\tau_{\max} = m \tau_f \quad [3-8]$$

Mit den vorher definierten Vereinfachungen für ein dünnwandiges Rohr lässt sich das Reibmoment wie folgt ausdrücken:

$$M_R(t) = r_m m \tau_f(T(t)) A_R \quad [3-9]$$

In dieser Phase ist das auftretende Reibmoment also nicht mehr abhängig vom Gleitreibungsbeiwert  $\mu$ , sondern von den Materialkennwerten.

### ***Phase III - Torsionsphase:***

In der Torsionsphase finden erste Mikroverbindungen zwischen den beiden Fügepartnern statt, die aber immer wieder aufgerissen werden. Die Reibungsverhältnisse ändern sich in dieser Phase erneut von innerer zu äußerer Reibung. Durch diese Mikroverbindungen können Schubspannungen in der Fügezone entstehen, die bis auf Werte nahe der Dehngrenze  $R_{p0.2}$  des Werkstoffs ansteigen [60].

Die tatsächlich entstehenden Schubspannungen sind abhängig von Materialpaarung, Anpressdruck und Relativgeschwindigkeit. Dieses Verhalten kann vereinfachend wieder mit dem Einsatz eines Reibungsbeiwertes beschrieben werden. Mit der Vereinfachung eines dünnwandigen Rohres gilt hier analog zur Phase I:

$$M_R(t) = r_m \mu(t) F \quad [3-10]$$

Bei der Simulation des Schwungradreibschweißens müssen diese drei Phasen berücksichtigt werden. Neben Kenntnis über die Werkstoffdaten der Fügepartner ist also auch detaillierte Kenntnis über die tribologischen Verhältnisse zwischen den Werkstoffen unter den verschiedensten Bedingungen von Nöten.

Bei der Betrachtung von nicht-dünnwandigen Rohren oder komplexeren Strukturen, z.B. eines Kegels, muss auch beachtet werden, dass die getroffenen Vereinfachungen nicht mehr gültig sind. Für die Berechnung des Reibmoments muss dann die integrale Form (Gleichung [3-2]) benutzt werden.

### **3.1.2 Temperaturverlauf**

Da es sich bei Schwungradreibschweißungen in der Regel um rotationssymmetrische Querschnitte handelt, kann für die Temperaturberechnung ein zweidimensionaler Ansatz gewählt werden. Mit der Temperaturleitfähigkeit  $a = \frac{\lambda}{c_p \rho}$  und der Leistungsdichte  $\dot{W}$  lässt

sich die Wärmeleitungsgleichung für ebene, transiente Temperaturfelder, bei konstanten Materialwerten  $\rho$ ,  $\lambda$ ,  $c_p$  wie folgt darstellen [39]:

$$\frac{\delta\vartheta}{\delta t} = a \left( \frac{\delta^2\vartheta}{\delta x^2} + \frac{\delta^2\vartheta}{\delta y^2} \right) + \frac{W(x,y,t,\vartheta)}{c\rho} \quad [3-11]$$

Da es sich aber bei der spezifischen Wärmekapazität  $c_p$  und der Wärmeleitfähigkeit  $\lambda$  um stark temperaturabhängige Größen handelt (Abbildung 10), ist eine geschlossene Lösung der Gleichung [3-11] in der Regel nicht möglich. Des Weiteren muss auch der Wärmeaustausch durch erzwungene und freie Konvektion zwischen den Bauteilen und der Umgebungsluft berücksichtigt werden. Diese Faktoren erfordern den Einsatz numerischer Verfahren.

Die näherungsweise Berechnung

der Temperaturen während der Schweißung ist ein in der Literatur oft behandeltes Thema.

Eine gute Übersicht über die verschiedenen Methoden, die zur analytischen Abschätzung des Temperaturverlaufs genutzt werden können, bietet [37].

Bei dünnwandigen Rohrschweißungen und bei bekanntem Energieeintrag können eindimensionale Modelle gute Voraussagen über die Temperaturentwicklung in ausreichend großer Entfernung zur Fügezone liefern. In der Nähe der Fügezone versagen diese Modelle aber aufgrund der extrem starken thermomechanischen Wechselwirkung zwischen fließendem Material (heißer Werkstoff wird aus der Fügezone ausgepresst) und Wärmeeinbringung.

Da sich mit Beginn der Wulstbildung auch die Oberfläche der heißen Bereiche der Fügepartner ändert, muss dies bei Betrachtung der Konvektion zwischen Metall und umgebender Luft auch berücksichtigt werden. Gerade in der Abkühlphase, in der entstehende Eigenspannungsfelder stark von der Temperaturverteilung beeinflusst werden, müssen die Effekte durch die vergrößerte Oberfläche berücksichtigt werden.

Für eine detaillierte Betrachtung des Prozesses, gerade in Hinblick auf die Analyse von Eigenspannungsfeldern, kommen daher nur Analysen mit der Finite-Elemente-Methode in Frage.

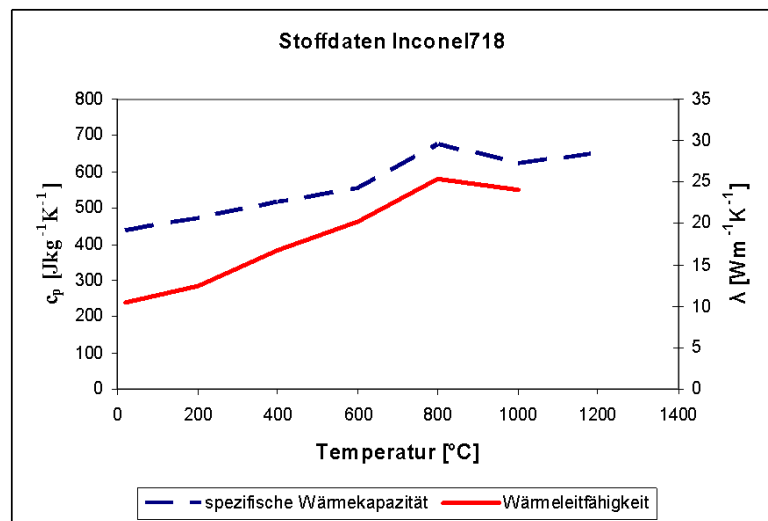


Abbildung 10: Wärmeleitfähigkeit und spez. Wärmekapazität von Inconel718 nach [40]

### 3.1.3 Stauchweg, Verformung, Spannungsverlauf

Beim Übergang von Phase I (Einreibphase) zu Phase II (Plastifizierungsphase) des Schwungradreibschweißprozesses beginnt das Material in der Fügezone, aufgrund der durch die gestiegenen Temperaturen verminderten Fließgrenze, zu plastifizieren.

Durch den anliegenden Stauchdruck und die auftretenden Reibungskräfte in der Fügezone entsteht – bei axialsymmetrischen Fügepartnern – ein zweidimensionaler Spannungszustand. Aus diesem Spannungszustand kann eine Vergleichsspannung gebildet werden. In [53] wird die Schubspannungshypothese definiert durch

$$\sigma_V = 2\tau_{\max} = \sqrt{\sigma^2 + 4\tau^2} \quad [3-12]$$

zur Bildung der Vergleichsspannung  $\sigma_V$  vorgeschlagen. Dieser Ansatz sieht vor, dass  $\tau_{\max}$  für das Versagen des Bauteils maßgebend ist. Da aber die Normalspannung in der Fügezone deutlich höher ist als die Schubspannung und zu Beginn der Plastifizierungsphase zunächst ein Fließen in axialer Richtung stattfindet, erscheint die Bildung der Vergleichsspannung nach der Gestaltänderungsenergiehypothese

$$\sigma_V = \sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2} \quad [3-13]$$

sinnvoller.

Während der Einreibphase, in der äußere Reibung vorherrscht und die Reibfläche  $A_R$  konstant bleibt, kann die Vergleichsspannung mit Hilfe des Reibkoeffizienten  $\mu$  und der anliegenden Stauchkraft  $F$  somit durch

$$\sigma_V = \sqrt{\left(\frac{F}{A_R}\right)^2 + 3\left(\frac{F}{A_R}\mu\right)^2} \quad [3-14]$$

ausgedrückt werden.

Plastifizierung bzw. Werkstofffließen setzt dann ein, wenn die Vergleichsspannung größer als die Fließgrenze des Werkstoffes ist. Bei bekanntem Temperaturverlauf  $T(t)$  in der Fügezone kann der Zeitpunkt der ersten Plastifizierungen abgeschätzt werden.

Während der Plastifizierungsphase wird Material in radialer Richtung ausgepresst, und der charakteristische Schweißwulst bildet sich aus. Die damit verbundene Verkürzung der Schweißpartner kann mit einem eindimensionalen Ersatzmodell abgeschätzt werden. Wird das vorhandene Material eines Fügepartners, ausgehend von der Fügeebene, in einzelne

Scheiben aufgeteilt, kann bei bekanntem Energieeintrag berechnet werden, wann dieser Abschnitt eine Temperatur  $T_F$  erreicht, bei der die vorhandene Vergleichsspannung größer ist, als die Fließgrenze. Sobald dieser Zeitpunkt erreicht wird, wird das Modell um die Länge des Abschnittes reduziert und der Energieeintrag im Ersatzmodell auf den nächsten Abschnitt verschoben, bis auch diese wieder die Temperatur  $T_F$  erreicht. Dieses Vorgehen wird wiederholt, bis der vorhandene Energievorrat aufgebraucht ist. Durch Aufsummierung der einzelnen Scheibendicken ergibt sich der abgeschätzte Stauchweg.

Dieses Vorgehen, das von P. Adam bereits 1979 vorgestellt wurde [11], setzt allerdings voraus, dass in der Fügezone gleichmäßige Bedingungen vorliegen, und kann daher bestenfalls zur Abschätzung des Stauchweges bei dünnwandigen Rohrquerschnitten genutzt werden.

Zur Berechnung der geometrischen Ausbildung des Schweißwulstes sowie der Spannungsfelder in den Schweißproben sind einfache Ersatzmodelle ungeeignet. Wie bereits bei der Betrachtung der Temperaturberechnung beschrieben, fordern die starken thermomechanischen Wechselwirkungen und die großen Verformungen den Einsatz der Finite-Elemente-Methode.

### **3.2 Simulation mittels Finite-Elemente-Methode**

Seit dem Beginn der Entwicklung der Methode der finiten Elemente können eine Vielzahl physikalischer Probleme mit dieser Methode theoretisch berechnet werden. Auf die Grundlagen der FE-Methode wird hier nicht eingegangen. Dem interessierten Leser seien die Werke [7], [41] empfohlen.

Obwohl die FE-Simulation mittlerweile in vielen Bereichen zum Einsatz kommt, stellt die Simulation der Interaktion zweier Körper (Kontakt), aufgrund der hohen Nichtlinearität eine große Herausforderung an die FE-Programme. Bei der Simulation von Schwungradreibschweißprozessen kommt erschwerend hinzu, dass die Kontaktkräfte extrem hoch sind, große Verformungen im Bereich der Kontaktzone auftreten, und ein komplexes Reibungsverhalten – Übergang zwischen äußerer und innerer Reibung - zwischen den Fügepartnern besteht. Diese Kombination erschwert die numerische Berechnung in hohem Maße und stellt hohe Anforderungen an eine Simulationssoftware. Neben der Funktionalität ist auch die Benutzerfreundlichkeit ein wichtiger Faktor. Ein Programm, das eine Vielzahl von Funktionen bietet, diese aber nur nach großer Einarbeitungszeit und mit hohem Aufwand nutzbar sind, wird in der Regel auf Dauer nicht eingesetzt.

Gekoppelte thermomechanische Simulation
Sehr gutes automatisches Remeshing
Angepasste (anpassbare) Reibungsmodelle
Stabile Kontaktformulierung
Gültige, anpassbare Materialmodelle
Benutzerfreundliche Handhabung

**Tabelle 4: Anforderungen an FE-Software für die Simulation von Schwungradreibschweißprozessen**

Bei der Suche nach Simulationen von Schwungradreibschweißungen in der Literatur finden sich immer wieder Veröffentlichungen, die die Simulationsumgebung DEFORM verwenden [42][43][44][57][58]. Dieses Softwarepaket wurde speziell für Umform- und Schmiedeprozesse konzipiert. Durch die Ähnlichkeit des Reibschweißens mit Schmiedevorgängen wurde die Software in den letzten Jahren um die Möglichkeit, Schwungradreibschweißprozesse zu simulieren, erweitert. Ob diese Software sich zur Simulation der konkreten Fragestellung – Schweißung einer Turbinenblisk – eignet, wird im Abschnitt 3.3 untersucht.

Im Gegensatz zu diesem Spezialprogramm gibt es eine Vielzahl von „Allzweck“-FE-Programmen, mit denen, zumindest theoretisch, auch eine Simulation des Prozesses möglich ist. Eines dieser Programme ist ABAQUS, welches in den letzten Jahren große Fortschritte bei der Simulation von Kontakt und bei Nichtlinearitäten aller Art gemacht hat. Auch zur Simulation von Schwungradreibschweißprozessen mit ABAQUS lassen sich in der Literatur Veröffentlichungen finden [48][49].

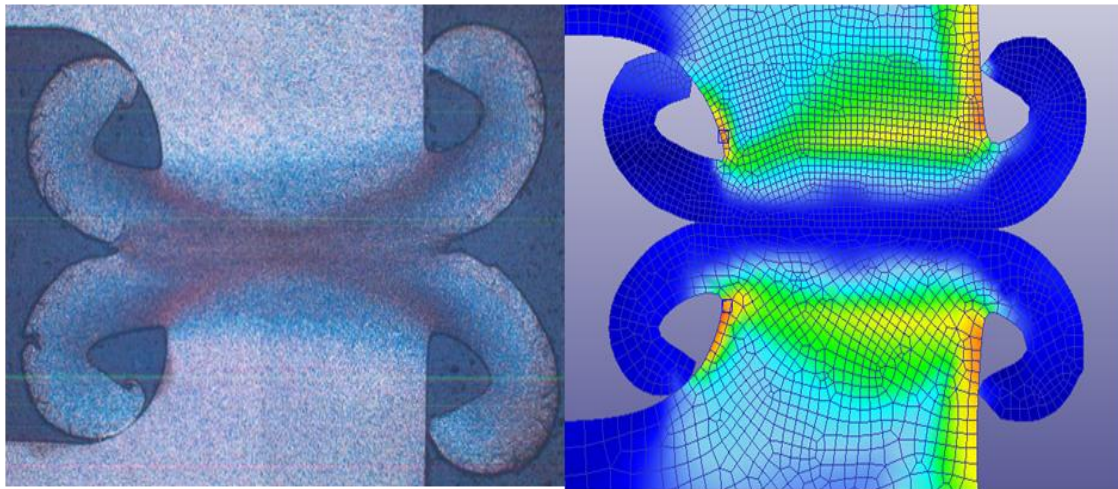
Da die Simulation des Schwungradreibschweißprozesses nicht Kernthema dieser Arbeit ist, sondern vielmehr Mittel zum Zweck, wurden im Rahmen dieser Arbeit nur DEFORM und ABAQUS, aufgrund der Nennungen in der Literatur, auf ihre Eignung hin untersucht.

### **3.3 Eignung von DEFORM-V9**

Wie bereits erwähnt, handelt es sich bei DEFORM um eine FE-Software, die speziell auf die Bedürfnisse der Umformtechnik hin entwickelt wurde. Die in diesem Abschnitt getroffenen Aussagen beziehen sich auf Deform-V9.

Da Deform-V9 speziell für den Einsatz zur Simulation von Schmiede- und Umformprozessen entwickelt wurde bietet DEFORM-V9 einen sehr guten Remeshing-Algorithmus. Dank diesem Algorithmus können die großen Verformungen, die beim Schwungradreibschweißen

auftreten auch in der Simulation gut abgebildet werden und die Abbildung des auftretenden Schweißwulstes stellt keine Probleme dar (Abbildung 11).



**Abbildung 11: Berechnete Wulstbildung (DEFORM-V9) einer Schwungradreibschweißung**

Viele Allzweck-FE-Programme versagen hier, da ohne Remeshing durch die große Verzerrung eine nichtphysikalische Versteifung eintritt.

Auch das benutzbare hybride Reibmodell (Coulomb, maxTau) ist auf die Umformtechnik abgestimmt. Mit diesem Reibmodell lässt sich das Reibmoment während einer Schwungradreibschweißung gut vorhersagen. In Abbildung 12 sind die während einer Serienschweißung bei der MTU aufgenommenen Daten, sowie mit DEFORM-V9 berechneten Daten dargestellt. Der Momentenverlauf (grüne Kurven) zeigt in Phase I (Einreibphase) und Phase II (Plastifizierungsphase) gute Übereinstimmung. Lediglich in Phase III (Warmtorsion) können die Reibungsverhältnisse nicht wiedergegeben werden. Der in der Realität auftretende Momentenpeak wird in der FE-Rechnung nicht erzeugt, so dass am Ende der Schweißung auch deutliche Abweichungen im Drehzahlverlauf erkennbar sind. Die in dieser Phase auftretenden Reibungsverhältnisse sind derart komplex, dass sie mathematisch auch kaum zu formulieren sind.



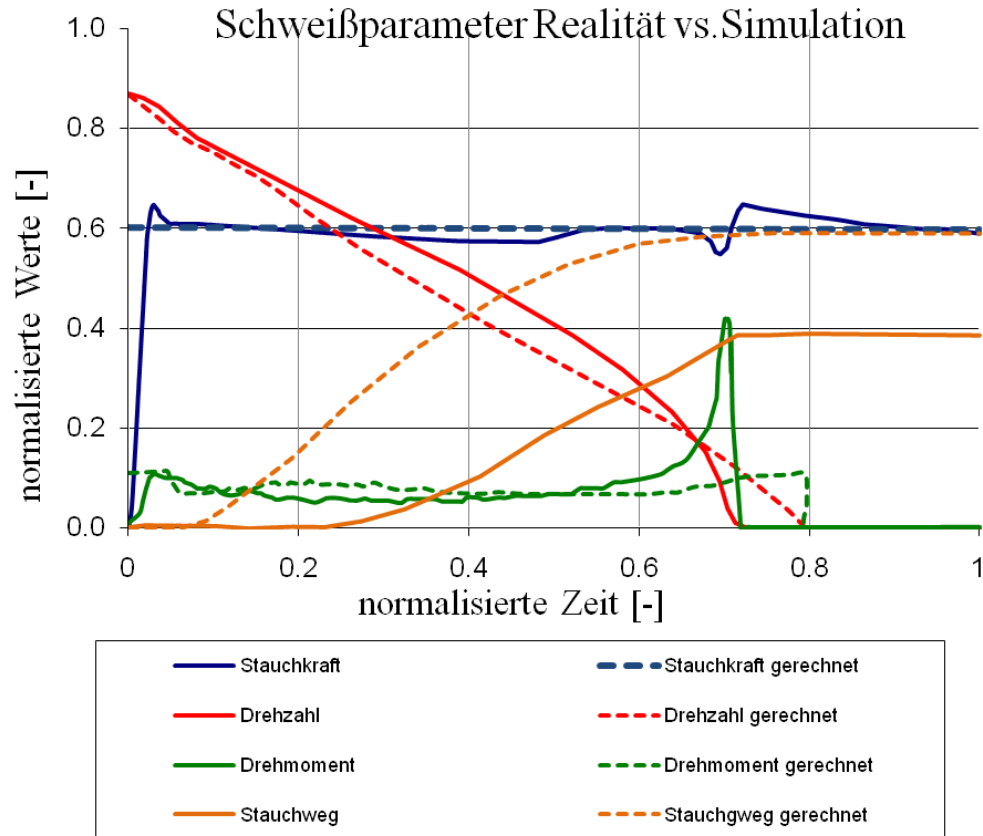


Abbildung 12: Berechnete Schweißparameter (DEFORM-V9) einer Schwungradreibschweißung

Insgesamt kann mit diesem Reibmodell aber eine gute Abschätzung über den Drehzahl- und Momentenverlauf, und damit auch über den Energieeintrag ins Bauteil gemacht werden. Die deutlichen Unterschiede beim Stauchweg sind auf Abweichungen in den Materialdaten im Hochtemperaturbereich zurückzuführen. Bei Temperaturen nahe der Schmelzzone ist die Bestimmung der Fließgrenze ein schwieriges Unterfangen und kleinste Unterschiede in der Legierungszusammensetzung der verwendeten Superalloys (in diesem Fall IN718) können deutliche Veränderungen der Werkstoffeigenschaften nach sich ziehen. Dies ist ein generelles Problem bei der Berechnung des Werkstoffverhaltens im Hochtemperaturbereich und wird bei jedem FE-Programm in ähnlicher Weise auftreten.

Allerdings hat DEFORM-V9 einen gravierenden Nachteil bei der Berechnung der auftretenden Spannungs- und Dehnungsfelder. In DEFORM-V9 wird zur Spannungsberechnung folgende Gleichung benutzt [47]:

$$\sigma_{ij} = \frac{l}{\lambda} \dot{\epsilon}_{ij} \quad [3-15]$$

Diese als Levy-Mises-Bedingung bekannte Gleichung ist eine Spezialform der Prandtl-Reuss-Gleichung, wenn die elastischen Dehnungen vernachlässigt werden [45]. Diese

Vereinfachung ist bei Umformprozessen oftmals zulässig, um die Verformung des Materials zu beschreiben. Die plastischen Dehnungen sind in diesem Fall deutlich größer als die elastischen.

Für den Schwungradreibschweißprozess kann dieser Ansatz aber in der Regel nicht ohne Einschränkungen benutzt werden. Durch die Vernachlässigung der elastischen Terme in der Spannungs-Dehnungs-Relation treten zwei gravierende Nachteile auf:

- Die Kontaktsituation zwischen den Fügepartnern wird in großem Maße von der Verformung der Fügeflächen beeinflusst. Gerade in dieser Region sind Temperaturen nahe des Schmelzpunktes vorhanden, und somit auch hohe Temperaturdehnungen. Bei komplexen Geometrien (Kegel, Stufen,...) wird so durch die vernachlässigte thermische Dehnung unter Umständen eine falsche Kontaktsituation und ein lokal falscher Energieeintrag berechnet.
- Die Spannungsanalyse im Bauteil wird verfälscht, da alle elastischen (thermischen und mechanischen) Dehnungen ignoriert werden. So werden z.B. Wärmespannungen, die sich aufgrund unterschiedlicher Stoffwerte ausbilden, komplett ignoriert.

Diese beiden Punkte sorgen dafür, dass DEFORM-V9 gut geeignet ist, um die Flashausbildung, Temperaturverteilung und den Stauchweg bei geometrisch einfachen Proben (Stirnflächenschweißungen) zu berechnen. Bei geometrisch komplexeren Formen sind die Ergebnisse der Berechnungen aufgrund der unter Umständen falschen Kontaktsituation mit großen Unsicherheiten behaftet. Für die Spannungsberechnung ist DEFORM-V9 sowohl für Strinflächenschweißungen als auch für komplexere Geometrien zum jetzigen Zeitpunkt ungeeignet. In [44] können die deutlichen Abweichungen bei einem Vergleich zwischen berechneten und mittels Neutronenbeugung experimentell ermittelten Spannungsfelder gut nachvollzogen werden.

<b>positiv</b>	<b>negativ</b>
Sehr gutes Remeshing	Vernachlässigung der thermischen und elastischen Dehnungen
Kombiniertes Reibmodell (Coulomb – max. Tau)	Reibmodell nicht veränderbar
Integrierte Materialdatenbank	
Benutzerfreundliche Umgebung, einfaches Pre- und Postprocessing	

**Tabelle 5: Bewertung von DEFORM-V9**

Obwohl DEFORM-V9 eine Reihe positiver Aspekte vereint (Tabelle 5), ist es für die Berechnung von Spannungsfeldern ungeeignet. Die Vernachlässigung der elastischen und thermischen Dehnungen führt zu falschen Ergebnissen. Gerade für die Berechnung von Eigenspannungsfeldern, die bei der Fertigung einer Turbinenblisk von großem Interesse sind, und hauptsächlich beim Abkühlen entstehen, kann DEFORM-V9 nicht eingesetzt werden. Da die Weiterentwicklung von DEFORM aber aktiv betrieben wird, ist davon auszugehen, dass die hier aufgeführten Nachteile in späteren Versionen nicht mehr auftreten werden.

### 3.4 Eignung von ABAQUS

Im Gegensatz zu DEFORM ist ABAQUS ein Allzweck-FE-Programm. Dies hat den Vorteil, dass bei der Spannungs-Dehnungs-Relation keine Einschränkungen vorhanden sind. Allerdings verfügte ABAQUS bis zur Version 6.6 über keinerlei Funktionalität zum Remeshing. Dies hat zur Folge, dass durch die auftretenden hohen Verformungen die Elemente derart stark verzerrt werden, dass eine nichtphysikalische Versteifung eintritt.

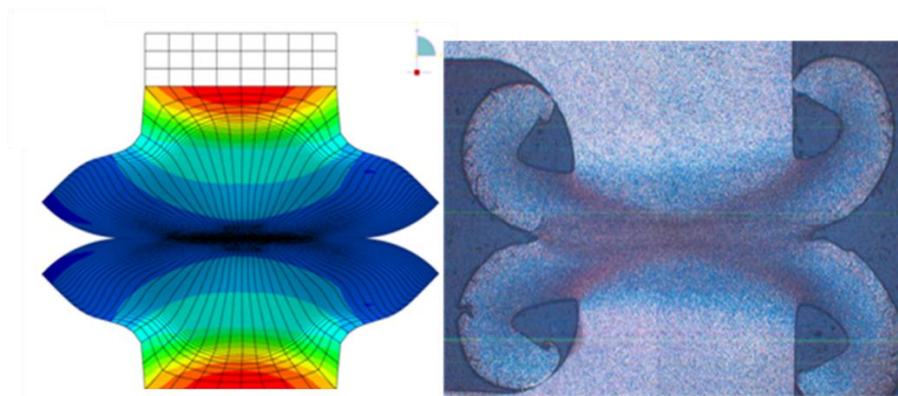


Abbildung 13: Berechnete Wulstbildung (ABAQUS 6.6) einer Schwungradreibschweißung

Ein typisches Verformungsbild einer ABAQUS-V6.6-Rechnung ist in Abbildung 13 dargestellt. Durch die Versteifung wird das Material am Fließen gehindert, und es bildet sich ein „Elefantenfuß“. Dieses Verformungsbild findet sich auch bei veröffentlichten Rechnungen zum Schwungradreibschweißen mit ABAQUS [49] wieder und zeigt deutliche Unterschiede zu den real auftretenden Verformungsbildern. In den neueren Versionen von ABAQUS gibt es Möglichkeiten zum Remeshing und im *ABAQUS Example Problems Manual* [48] findet sich sogar ein Beispiel für die Berechnung eines Stirnflächen-Schwungrad-Reibschweißprozesses. Mit Hilfe mehrerer Python-Skripte wird ein semi-automatisches Remeshing betrieben. Der Energieeintrag sowie das Reibmodell werden über User-Subroutinen (Fortran-Code) realisiert. Insgesamt werden 1410 Zeilen Python und 398 Zeilen Fortran Code benutzt. Die Anpassung dieser Vorlage auf andere Geometrien ist nicht trivial

und erfordert ein tiefes Verständnis der ABAQUS-Skriptsprache und hohen Programmieraufwand.

Im Rahmen der Eignungsüberprüfung von ABAQUS zur Simulation von Schwungradreibschweißprozessen konnten zwar Stirnflächenschweißungen erfolgreich abgebildet werden [62], die Übertragung des Verfahrens auf Kegelgeometrien konnte jedoch nicht erfolgreich durchgeführt werden.

Obwohl ABAQUS theoretisch alle nötigen Mittel zur Simulation einer Schwungradreibschweißung bietet, kann es in der Praxis aufgrund des semi-automatischen Remeshings nur mit sehr hohem Aufwand auf unterschiedliche Geometrien angepasst werden (Tabelle 6). Für den produktiven Einsatz ist dieses Vorgehen zum gegenwärtigen Zeitpunkt nur bedingt geeignet. Genau wie für DEFORM gilt aber auch für ABAQUS, dass die Weiterentwicklung von ABAQUS aktiv betrieben wird. Es ist davon auszugehen, dass die hier aufgeführten Nachteile in späteren Versionen nicht mehr vorhanden sein werden.

<b>positiv</b>	<b>negativ</b>
keine negativen Einschränkungen beim Materialmodell	Remeshing nur über Python-Skriptsteuerung möglich
Reibmodell kann angepasst werden	Reibmodell muss über User-Subroutine angepasst werden
	Energieeintrag, Drehzahl-Berechnung muss über User Subroutine erfolgen
	Effektives Post-Processing nur über Python-Skripte möglich (Ergebnisse liegen in mehreren Datenbanken)

**Tabelle 6: Bewertung von ABAQUS**

### 3.5 Bewertung

Abschließend kann festgehalten werden, dass weder DEFORM noch ABAQUS bisher eine zufriedenstellende Lösung zur Simulation des Schwungradreibschweißprozesses bieten. DEFORM bietet durch die einfache Bedienung, das sehr effektive Remeshing und die intern verfügbare Materialdatenbank Vorteile, versagt aber beim Materialmodell. Ein rein viskoplastisches Modell ist gut geeignet um Stauchwege und Flashbildung vorherzusagen, kann bei der Berechnung von Spannungsfeldern aufgrund der fehlenden elastischen und thermischen Dehnungen aber keine brauchbaren Aussagen liefern.

Auf dem Gebiet der Materialmodellierung kann ABAQUS überzeugen, und mit geeigneten benutzerdefinierten Reibmodellen können gute Ergebnisse erzielt werden. Allerdings ist das Remeshing immer noch eine Schwachstelle von ABAQUS. Effektiv ist dies nur über eine skriptgesteuerte Interaktion zwischen Solver und Preprozessor möglich. Bei einfachen Stirnflächenschweißungen ist dies noch handhabbar, bei komplexeren Geometrien fordert dies eine fundierte Kenntnis der ABAQUS-Umgebung und der benutzten Programmiersprachen.

Neben den beiden hier näher untersuchten Programmen (ABAQUS, DEFORM) finden sich in der Literatur auch Simulationen von Schwungradreibschweißungen mit anderen FE-Programmen [46][56][59]. Allerdings sind auch diese Ergebnisse nicht zufriedenstellend.

Generell ist eine Simulation des Schwungradreibschweißens, unabhängig von der Wahl der verwendeten Software, immer mit vielen Unsicherheiten behaftet. Die hochkomplexen Reibungsvorgänge und die Materialdaten in der Nähe des Schmelzpunktes können bei einer Simulation nur mit großen Unsicherheiten vorhergesagt werden. Daher kann die Simulation bei der Erforschung von neuen Werkstoffen oder neuen Geometrien bisher nur sehr eingeschränkt und mit großer Vorsicht benutzt werden.

## 4 Herstellung einer Turbinenblik

Wie bereits in der Einleitung erwähnt wurde, wird durch die Forderung nach immer höheren Leistungsgewichten der Einsatz von hochleistungsfähigen Werkstoffen und integralen Bauweisen nötig. Durch die Entwicklung von schnell drehenden Niederdruckturbinen geraten die konventionellen form- und kraftschlüssigen Verbindungsmethoden aufgrund der enorm hohen Fliehkräfte an die Grenzen der Tragfähigkeit, und die integrale Verbindung von Turbinenschaufeln und Scheiben rückt immer weiter in den Vordergrund. Das Schwungradreibschweißen bietet theoretisch die Möglichkeit alle Schaufeln einer Turbinenstufe simultan auf den Scheibengrundkörper zu fügen. Da es sich zudem um ein Festkörperreibschweißverfahren handelt, können unterschiedlichste Materialien kombiniert werden. Damit ist dieses Verfahren höchst attraktiv und soll in den folgenden Abschnitten analysiert werden.

Gegenüber dem Schwungradreibschweißen von planaren Rohrquerschnitten gleichen Materials, wie es bei der Verschweißung von Rotorscheiben in der Triebwerksherstellung schon länger benutzt wird, stellt die Verbindung von Turbinenschaufeln mit dem Rotorgrundkörper zusätzliche Anforderungen an den Schweißprozess:

1. **Material:** In modernen Turbinen kommen einkristalline Schaufelwerkstoffe und polykristalline Schmiedewerkstoffe mit unterschiedlichen Warmduktilitäten und Wärmeausdehnungsverhalten zum Einsatz. Dieses Problem kann auch bei der klassischen Stirnflächenschweißung auftreten. In der Literatur diskutierte Lösungsansätze sind z.B. das induktive Vorwärmen des einen Reibpartners, oder das Schweißen mit ungleichen Querschnittsflächen [33].
2. **Fügefläche:** Die Lage der Fügefläche zwischen Schaufel und Scheibe liegt nicht senkrecht zur Rotationsachse der Scheibe. Eine klassische Stirnflächenschweißung kann nicht benutzt werden.
3. **Stauchkräfte:** Die aufzuschweißende Turbinenschaufel muss in der Regel oberhalb des unteren Deckbandes fertig bearbeitet und mit den notwendigen Schutzschichten überzogen sein. Ein Aufbringen der Schutzschichten nach der Schweißung ist mit den zur Zeit angewendeten Beschichtungsverfahren nicht möglich, da die benötigten Temperaturen eine negative Beeinflussung des Scheibenwerkstoffes zur Folge hätten.

In den folgenden Abschnitten werden zwei Varianten des Schwungradreibschweißens, die bereits seit Jahren bekannte Kegelschweißung und die bisher noch nicht benutzte Radialschweißung mit unterbrochener Fügezone, als mögliche Herstellungsvarianten für eine Turbinenblisk diskutiert. Neben dem eigentlichen Schweißprozess werden auch die Belastungen für die Turbinenschaufeln während des Prozesses untersucht. Aufgrund der hohen Kosten, die bei der Benutzung von Realbauteilen entstehen, werden die Untersuchungen anhand von Probegeometrien und FE-Modellen durchgeführt.

### 4.1 Kegelschweißung

Die Idee eine integral beschaufelte Turbinenstufe herzustellen wurde bereits in den 1970 Jahren von der MTU betrachtet [12]. Aufgrund der „relativ schlechten LCF-Festigkeiten voll gegossener Räder“ wurde die Herstellung „eines Rades aus gegossenem Schaufelkranz und geschmiedeter Nabe mit Hilfe einer 30° Winkel-Schweißung“ untersucht. Obwohl diese Untersuchungen veröffentlicht wurden, erhielt General Electric Company im Jahr 2003 ein Patent [8] für die Herstellung integral beschaufelter Rotoren mittels Winkel(Kegel)-Schweißungen. Im Jahr 2009 wurde auch von der Hamilton Sundstrand Corporation eine Patentanmeldung zu Winkel-Schweißungen von Rotoren am Europäischen Patentamt eingereicht [50].

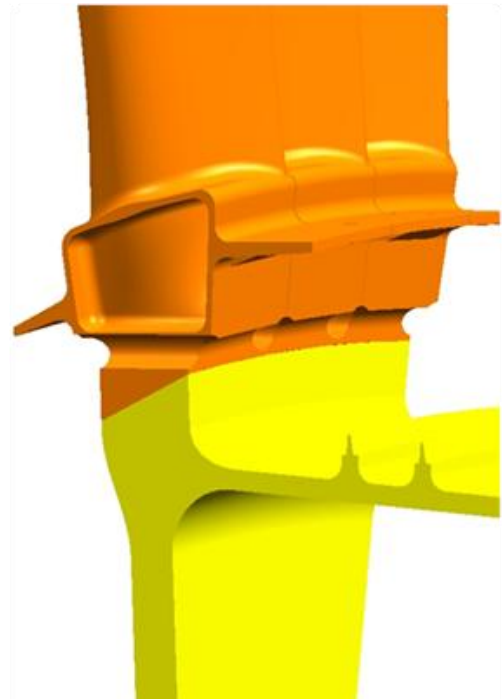


Abbildung 14: Konzeptstudie der SRS-Turbinenblisk

#### 4.1.1 Prozessbeschreibung

Der Prozessablauf einer Kegelschweißung ist im Wesentlichen mit dem des Stirnflächen-Schwungradreibschweißens vergleichbar. Einer der Fügepartner wird, gekoppelt mit einer Schwunngmasse, auf die Anfangsdrehzahl beschleunigt. Der Motor wird abgekoppelt, und die beiden Fügepartner werden zusammengepresst.

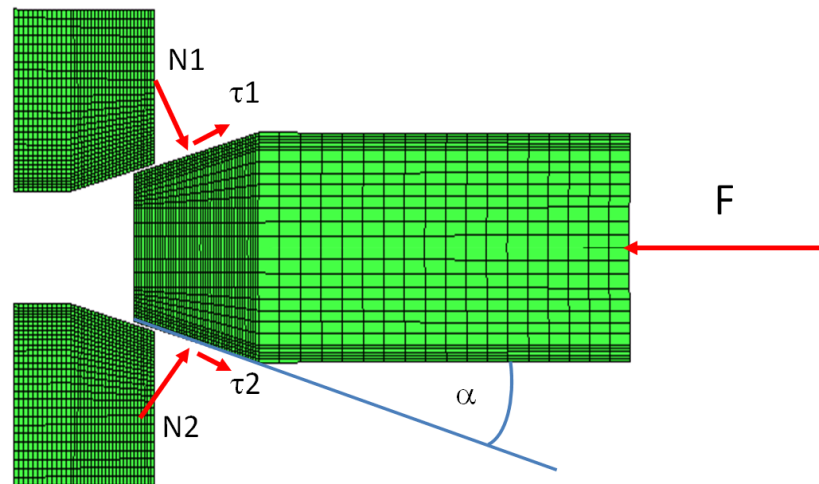


Abbildung 15: Kräfte an einer Kegelprobe

Allerdings treten durch die Kegelgeometrie zusätzliche Effekte auf, die für eine Erhöhung der Komplexität sorgen. Im Gegensatz zur Stirnflächenschweißung ist bei der Kegelschweißung die Normalkraft  $N$  in der Kontaktfläche zwischen den beiden Bauteilen nicht identisch zu der anliegenden Stauchkraft  $F$ , sondern abhängig vom Kegelwinkel  $\alpha$  (Abbildung 15) und Reibkoeffizient  $\mu$ . Mit  $\tau = \mu \cdot N$  lässt sich folgende Beziehung formulieren:

$$N = \frac{F}{(\mu \cos \alpha + \sin \alpha)} \quad [4-1]$$

Auch die Kontaktfläche  $A_R$  ändert sich während der Schweißung deutlich. Durch das Eindringen des Kegels in die Kegellochung und das Ausdrücken von teigigem Material vergrößert sich die überdeckte Länge der Reibpartner. Somit gilt:

$$A_{R,start} < A_{R,ende}$$

Mit zunehmender Reibfläche  $A_R$  sinkt wiederum die Flächenpressung  $P_R$  in der Kontaktzone. Diese Effekte lassen sich zwar auch bei einer Stirnflächenschweißung beobachten, allerdings ist er dort nicht so stark ausgeprägt. Ein weiterer Effekt, der die Flächenpressung bei der Kegelschweißung beeinflusst, ist die Ausdehnung der Fügepartner aufgrund thermischer Dehnung. Das Material im Bereich der Fügezone wird stark erhitzt und dehnt sich aus. Das umliegende kalte Material behindert diese Ausdehnung und es bildet sich ein Druckspannungsfeld aus. Sobald das Material zu plastifizieren beginnt, werden diese Spannungen abgebaut. Durch dieses Verhalten entsteht ein Flächenpressungsmaximum zu Beginn des Prozesses, welches deutlich über der nominellen Flächenpressung liegt. Der charakteristische Verlauf von Kontaktfläche  $A_R$  und Flächenpressung  $P_R$  während einer Kegelschweißung mit konstanter Stauchkraft ist in Abbildung 16 dargestellt.



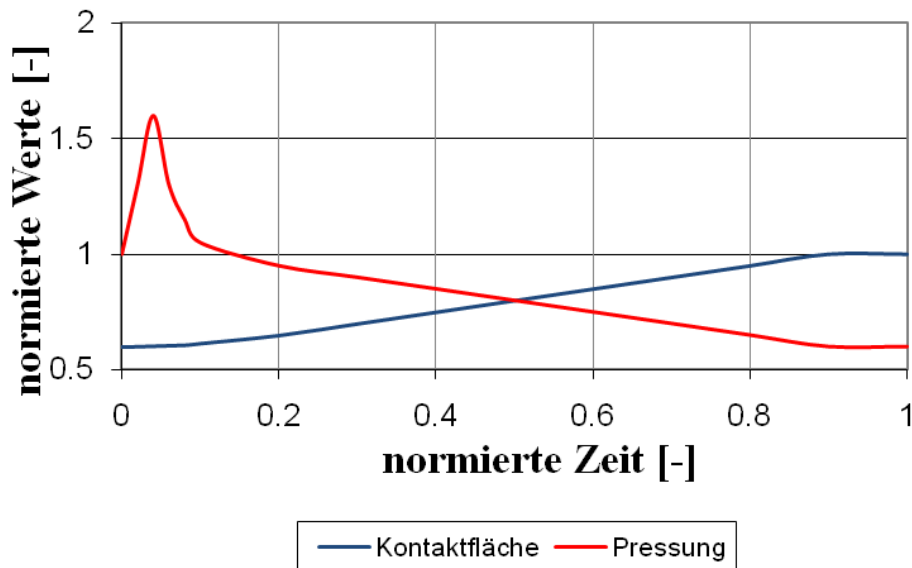


Abbildung 16: Charakteristischer Verlauf von Kontaktfläche und Flächenpressung während einer Kegelschweißung

Durch eine Regelung der Stauchkraft während des Prozesses kann die effektive Flächenpressung zwar angepasst werden, allerdings treten zwei weitere Effekte bei einer Kegelschweißung auf, die sich gegenüber einer Stirnflächenschweißung als nachteilig erweisen können. Zum einen wird während des gesamten Prozesses Oberflächenmaterial in die Kontaktzone bewegt, was einen Sauerstoffeinzug in der Kontaktzone zur Folge haben kann. Zum anderen können sich die Fügepartner beim Erkalten nicht frei zusammenziehen. Die durch Plastifizierung abgebauten Druckspannungen werden beim Abkühlen in Zugspannungsfelder umgewandelt, welche die Schweißzone schädigen können.

#### 4.1.2 Versuch

Um das thermomechanische Verhalten der Fügepartner während einer Kegelschweißung besser zu verstehen, wurde eine Probeschweißung mit Probenkörpern aus IN718 mit Temperatur- und Dehnungssensoren bestückt. Insgesamt wurden drei Thermoelemente (T1-3) und vier Dehnmessstreifen (DMS1-4) angebracht. Aufgrund des zu erwartenden Schweißwulstes können die Sensoren nicht direkt am Innendurchmesser der Kegelöffnung angebracht werden. Die ersten Sensoren befinden sich im Abstand von 9 mm vom Innendurchmesser. Die Positionen der einzelnen Sensoren sind in Abbildung 17 dargestellt.

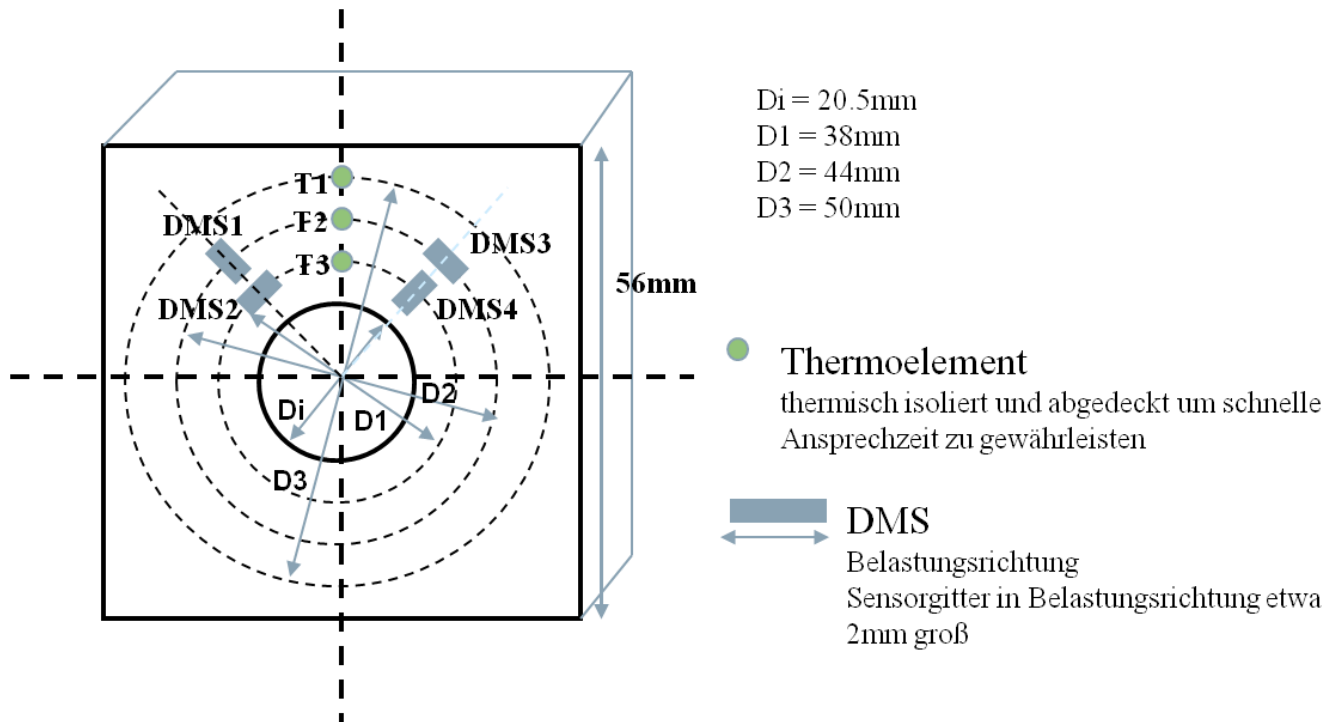


Abbildung 17: Sensorpositionen an der Kegelprobe

Die Schweißung wurde mit den für IN718-Stirnflächenschweißungen empirisch ermittelten Parametern durchgeführt. Die nominelle Flächenpressung ist auf die maximal mögliche Kontaktfläche  $A_{R,max}$  bezogen. Tabelle 7 gibt einen Überblick über die verwendeten Maschinenparameter.

Stauchkraft	82 kN
Flächenpressung nominell	300 MPa
Anfangsdrehzahl	2000 1/min
Schwungmasse	2,32 kgm <sup>2</sup>

Tabelle 7: Maschinenparameter der Kegelproben-Schweißung

Bei der Betrachtung des Parameterplots (Abbildung 18) sind keine Auffälligkeiten festzustellen. Alle vier Kurven haben den für eine Schwungradreibschweißung typischen Verlauf. Auch die Schweißdauer von 6 s weicht nicht signifikant von der Schweißdauer einer vom Durchmesser und Reibfläche vergleichbaren Stirnflächenschweißung ab.

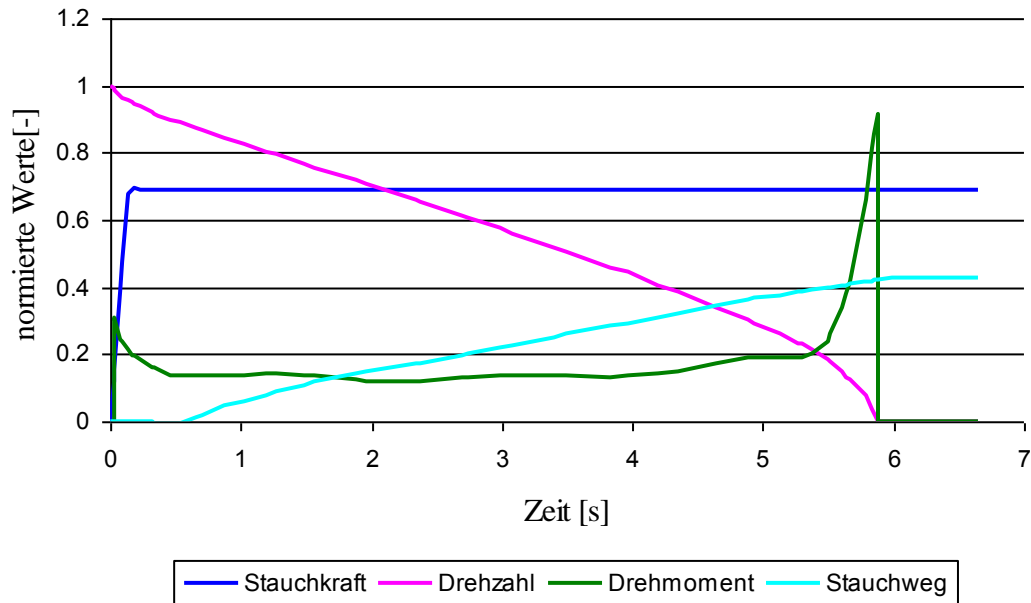


Abbildung 18: Parameterplot der instrumentierten Kegelprobe

Die während der Schweißung aufgezeichneten Temperaturen und Dehnungen sind in Abbildung 19 dargestellt. Die rote Linie markiert den Zeitpunkt bei dem der Stillstand der rotierenden Seite erreicht ist ( $n=0$ ). Ab diesem Zeitpunkt herrscht keine Relativbewegung mehr zwischen den Körpern und die Verbindung der Schweißpartner ist abgeschlossen.

Die Temperatursensoren T1, T2, T3 und die Dehnmessstreifen DMS1, DMS2, DMS3 lieferten während der gesamten Schweißung gute Daten. Die Daten von DMS4 stehen nicht zur Verfügung, da dieser kurz nach Beginn der Schweißung ausgefallen ist.

Die Temperaturkurven entsprechen den Erwartungen. In der ersten Sekunde der Schweißung ist noch keine deutliche Erwärmung der Sensoren zu verzeichnen, da die Wärme eine bestimmte Zeit braucht, um durch das Bauteil zu wandern. Dieser Effekt sorgt auch für den Zeitversatz beim Maximum der Temperaturkurven. Temperatursensor T3 erreicht sein Maximum erst ca. 3s nach Stillstand der rotierenden Seite.

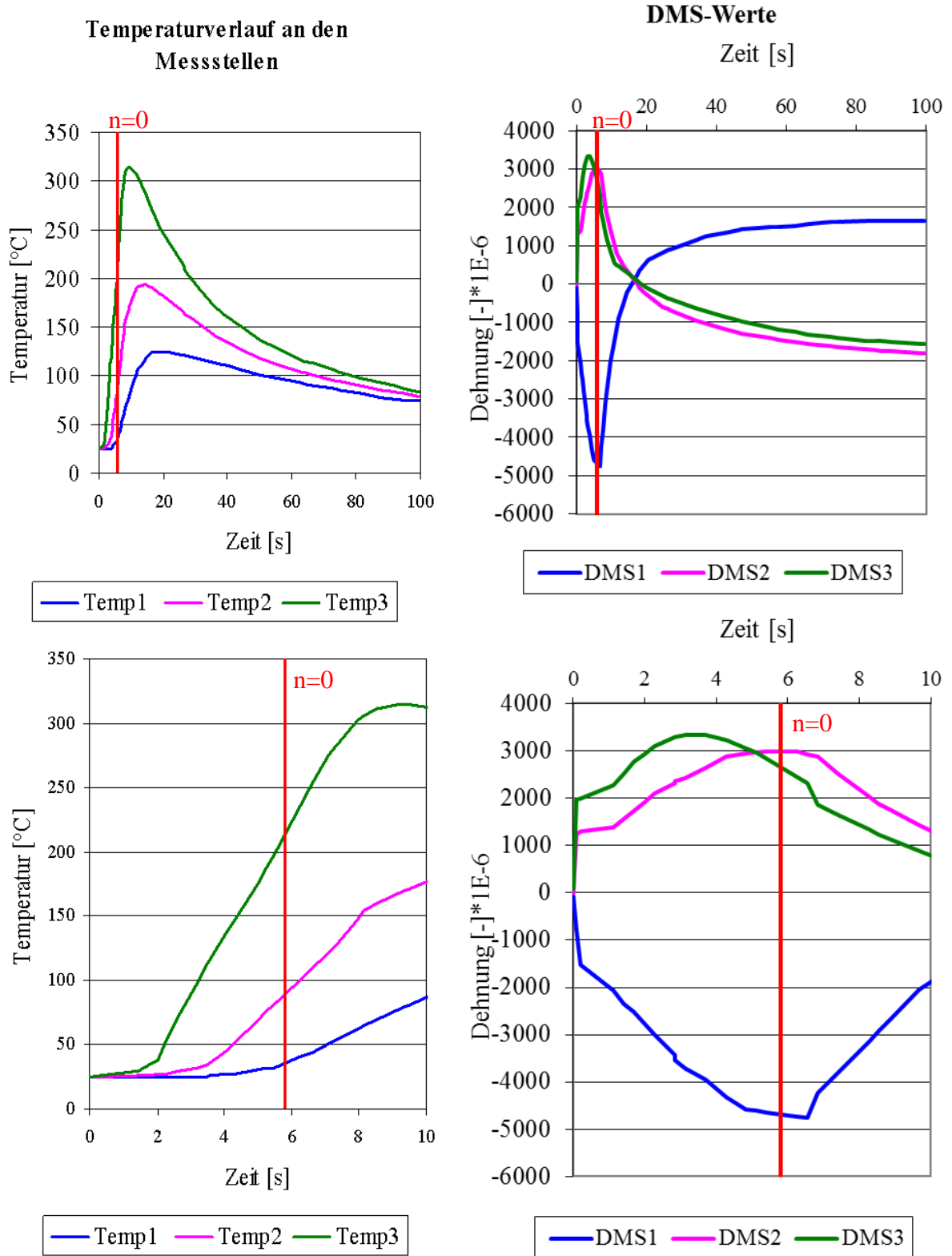


Abbildung 19: Temperatur und DMS-Werte der instrumentierten Kegelprobe

Auch der qualitative Verlauf der DMS-Werte bietet keine Überraschungen. Beim Erstkontakt der Proben steigen die Werte zunächst sprunghaft. Dies ist auf die elastische Verformung der Schweißpartner zurückzuführen. Der radial ausgerichtete Dehnmessstreifen erfährt Komprimierung, die tangential ausgerichteten Dehnmessstreifen DMS2 und DMS3 werden gedehnt. Dieses Verhalten ist typisch für eine Trommel unter Druckbelastung am Innendurchmesser. Mit einsetzender Erwärmung der Bauteile werden die elastischen Startwerte durch die Thermaldehnung der Schweißpartner weiter erhöht. Nach Stillstand der rotierenden Seite kühlen die Schweißpartner wieder ab. Nach Abkühlung der Proben ist an DMS1 Dehnung und an DMS2 und 3 Komprimierung zu sehen. Dieses Verhalten ist durch die Plastifizierung und das Ausdrücken von Material zu erklären. Überraschend ist die Größe der nach der Abkühlung resultierenden Dehnungen an den Messpositionen. Obwohl die Dehnmessstreifen 9 mm bzw. 12 mm vom Innendurchmesser entfernt liegen, sind Dehnungen von fast 0,2% zu sehen. Bei einem mittleren Elastizitätsmodul von 180 GPa (Inconel718) entspricht dies einem Spannungswert von 360 MPa. Diese Werte führen zu der Vermutung, dass in der Nähe der Fügezone Eigenspannungsfelder entstehen, die vom Betrag größer als  $R_{p0,2}$  sind und zu Rissen im Material führen können. Tatsächlich wurden bei einer Vielzahl von Schweißungen bei der Prüfung Risse entdeckt, die eindeutig als Schrumpfrisse eingestuft werden konnten. Abbildung 20 zeigt eine Kegelschweißung zwischen IN718 und IN718. In der linken unteren Ecke ist der Beginn eines Risses zu sehen. Die deutliche Klaffung zwischen den Rissufern ist charakteristisch für Schrumpfrisse.



**Abbildung 20: Schrumpfrisse nach einer Kegelschweißung IN718-IN718**

### 4.1.3 Simulation des Fügeprozesses

Um das mechanische Verhalten in der Nähe der Fügezone besser nachvollziehen zu können, wurde die in Abschnitt 4.1.2. untersuchte Probe mit Hilfe einer FE-Simulation abgebildet. Die im Versuch ermittelten Temperatur- und Dehnungs-Daten dienten zur Kalibrierung des Modells. Die FE-Simulation wurde mit einem axialsymmetrischen Modell mit ABAQUS durchgeführt.

Erste Rechnungen, die mit den Anfangsgeometrien der Probenkörper durchgeführt wurden (Abbildung 21 oben), lieferten, aufgrund der nicht vollautomatisch funktionierenden Remeshing-Funktionalität (siehe Abschnitt 3.4), keine Konvergenz. Eine vollständige Simulation der Kegelschweißung konnte nicht durchgeführt werden.

Für die Berechnung der entstehenden Eigenspannungen während der Abkühlphase ist diese Phase der Wulstbildung allerdings von untergeordneter Bedeutung.

Entscheidend sind die Temperatur- und Eigenspannungsfelder zu Beginn der Abkühlphase. Daher wurde ein Modell mit der aus dem Versuch bekannten Endgeometrie erstellt (Abbildung 21 unten), mit dem die FE-Rechnungen durchgeführt wurden.

Durch den vernachlässigten Materialaustrag bleibt die Kontaktfläche nahezu konstant, so dass eine sequentielle thermomechanische Analyse durchgeführt werden kann. Im ersten Schritt wurden die Temperaturverteilungen in den Schweißpartnern berechnet, und mit Hilfe der Versuchsdaten validiert. Anschließend wurden die so gewonnenen Temperaturdaten als Randbedingung für die mechanische Analyse benutzt.

#### 4.1.3.1 Thermalmodell

Die für das Thermalmodell benutzten Randbedingungen sind in Abbildung 22 dargestellt. Für alle Luft kontaktierenden, rotierenden Flächen wurde eine Wärmeübergangszahl  $\alpha$  von  $200 \text{ W/m}^2\text{K}$  angesetzt. Für alle stationären, Luft kontaktierenden Oberflächen wurde  $\alpha=100 \text{ W/m}^2\text{K}$  benutzt. Diese Werte sind deutlich höher als die beim rotierenden Zylinder gemessenen und berechneten Werte [55], um den Vereinfachungen des Modells Rechnung zu tragen. Da bei der Temperaturberechnung keine Ausbildung eines Schweißwulstes

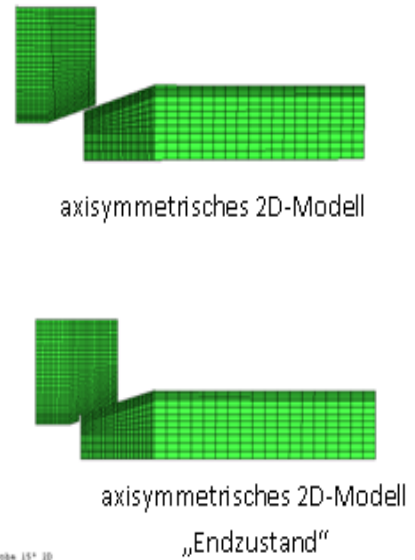
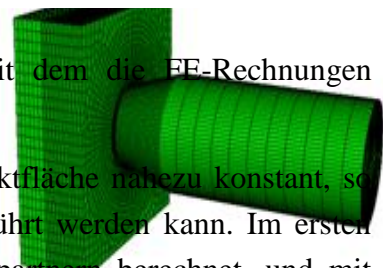


Abbildung 21: FE-Netz der Kegelprobe



berücksichtigt wird, sind die heißen Oberflächen im Modell zu klein. Dies wird durch den erhöhten Wärmeübergangskoeffizienten kompensiert.

Bei den Wärmeübergangszahlen des Schweißpartners mit der Kegelöffnung zur Haltevorrichtung wurde zwischen der axialen und der radialen Anlagefläche unterschieden. Bei der axialen Anlagefläche wurde, aufgrund der hohen anliegenden Axialkraft, ein nahezu flächiger Kontakt angenommen und eine Wärmeübergangszahl von  $5000 \text{ W/m}^2\text{K}$  angesetzt. Zwischen den radialen Anlageflächen des Schweißpartners und der Haltevorrichtung ist im kalten Zustand ein kleiner Spalt vorhanden, da das Bauteil sonst nicht in die Haltevorrichtung einsetzbar wäre. Dieser Spalt wird durch die Wärmedehnung und Druckbelastung von innen zwar teilweise geschlossen. Allerdings ist davon auszugehen, dass kein komplett flächiger Kontakt besteht. Aus diesem Grund wurde für die radialen Anlageflächen eine Wärmeübergangszahl von  $3000 \text{ W/m}^2\text{K}$  benutzt. Der durch die Reibung verursachte Energieeintrag wurde als zeitabhängige Wärmequelle in der Fügezone modelliert. Die Größe des Energieeintrags wurde aus der Drehzahlkurve der Versuchsprobe mit Hilfe der in Abschnitt 3.1 dargelegten Gleichungen bestimmt.

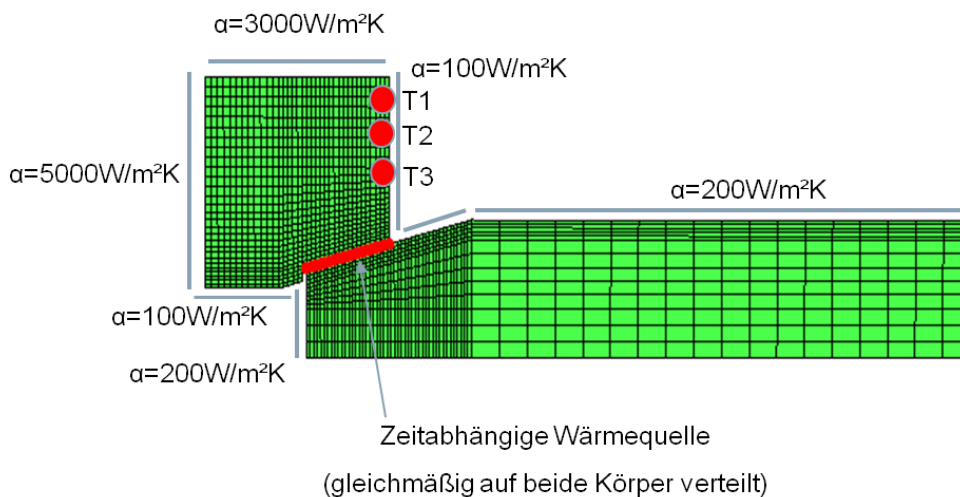


Abbildung 22: Randbedingungen des Thermalmodells der Kegelprobe

Mit den so gewählten Randbedingungen kann eine gute Übereinstimmung zwischen den berechneten und gemessenen Temperaturen an den Messstellen T1-3 erzielt werden. Sowohl das Erwärmungs- als auch das Abköhlverhalten an den Messstellen konnte gut simuliert werden.

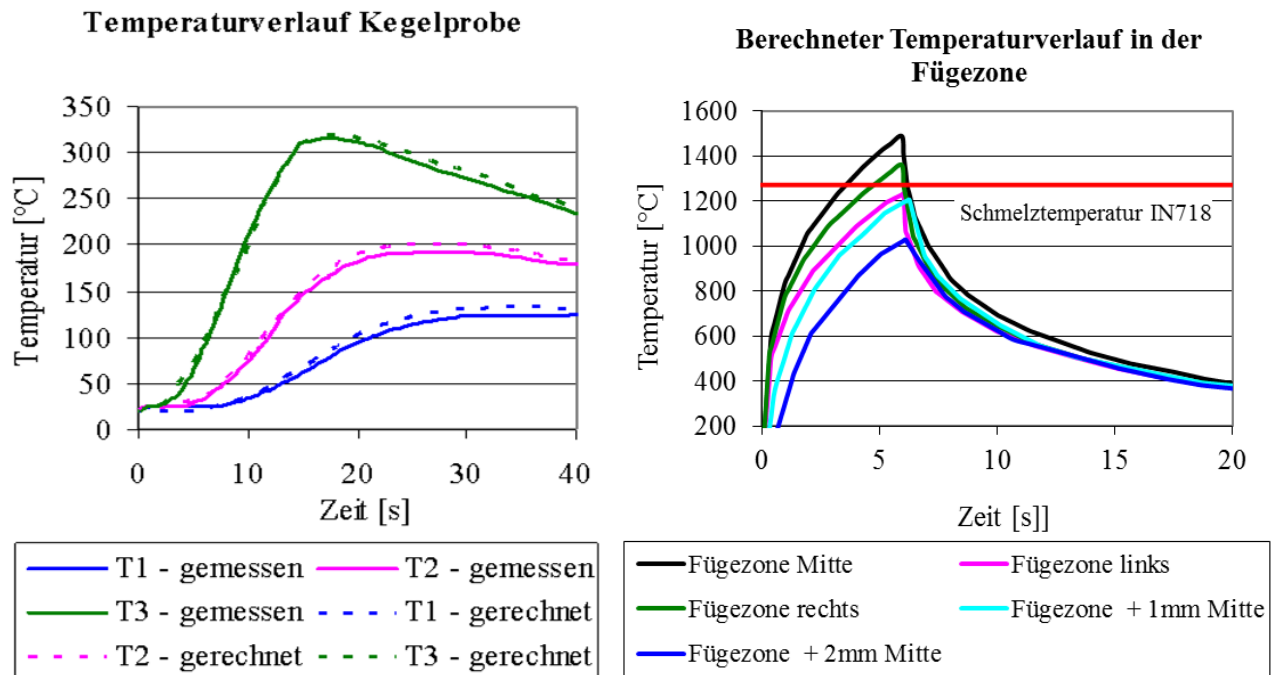


Abbildung 23: Vergleich des Temperaturverlaufs der Kegelprobe

Abbildung 24: Berechneter Temperaturverlauf in der Fügezone

Bei der Betrachtung der berechneten Temperaturen in der Fügezone muss allerdings festgestellt werden, dass die Werte die Schmelztemperatur überschreiten. Dies ist auf die Vernachlässigung des Ausdrückens von Material zurückzuführen. In der Simulation wird das Material, welches ausgedrückt wird, nicht erwärmt. Daher ist der Energieeintrag in das Modell zu hoch. Für die strukturmechanische Simulation wurden die Temperaturen daher bei 1473 K (1200 °C) begrenzt. Obwohl mit diesem Vorgehen gegen den ersten Hauptsatz der Thermodynamik (Energieerhaltung) verstoßen wird, kann nur so ein sinnvolles mechanisches Verhalten des Werkstoffes modelliert werden.

In Abbildung 25 sind die Temperaturverteilungen in den Schweißpartner zu bestimmten Zeitpunkten dargestellt. Die grauen Bereiche kennzeichnen die Zone, in denen in der Simulation Temperaturen über 1473 K vorliegen. Durch die hohe Wärmestromdichte, die in auf Grund der Reibung entsteht, heizen sich die Fügepartner im Bereich der Fügezone sehr schnell auf. Bereits nach 0,5 s liegen Temperatur von fast 1000 K vor. Nach ca. 4 s ist der Punkt erreicht, an dem die Temperaturen die physikalisch sinnvolle Grenze von 1473 K überschreiten. Durch die schnelle Erwärmung der Schweißpartner bildet sich eine kleine Wärmeeinflusszone aus, da die Temperaturen nur in kleinen Bereichen über die zur Gefügeumwandlung nötigen Temperaturen steigen. Allerdings treten durch die schnelle Erwärmung auch sehr hohe Temperaturgradienten auf, die zu hohen Thermospannungen führen.



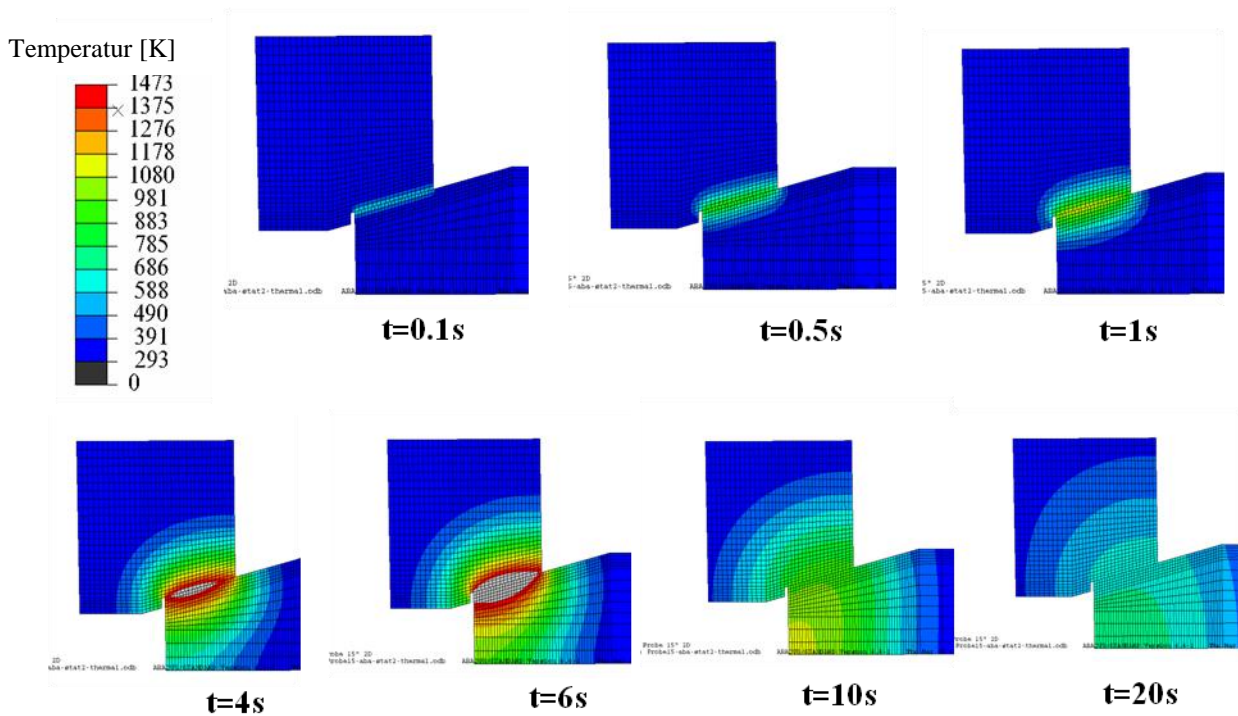


Abbildung 25: Berechnete transiente Temperaturverteilung in der Kegelprobe

Die berechneten transienten Temperaturverläufe dienen als Randbedingung für die strukturmechanische Analyse der Kegelprobe. Die Rechnungen wurden, wie bereits erwähnt, sequentiell durchgeführt, so dass keine thermomechanische Wechselwirkung in der Kontaktzone berücksichtigt wird.

### 4.1.3.2 Mechanisches Modell

Für das mechanische Modell der Kegelprobe wurde das identische Netz wie in der Temperaturberechnung benutzt. Als Randbedingungen wurden die transienten Temperaturfelder aus der Thermalrechnung, die axiale Stauchkraft von 82 kN, ein Reibkoeffizient von 0,2 und die Einspannbedingungen des Schweißpartners mit der Kegelöffnung vorgegeben. Die Einspannbedingungen in radialer Richtung konnten aufgrund der zwischen Schweißpartner und Vorrichtung bestehenden Spielpassung nicht genau ermittelt werden. Aus diesem Grund wurde die mechanische Rechnung in drei Varianten durchgeführt:

- frei – keine Verschiebungs-Randbedingungen in radialer Richtung
- fix – Verschiebung in radialer Richtung komplett verhindert
- Federn – mit Federelementen wird eine elastische Bettung simuliert

Abbildung 26 gibt einen Überblick über das mechanische Modell und die verwendeten Randbedingungen während der Schweißphase.

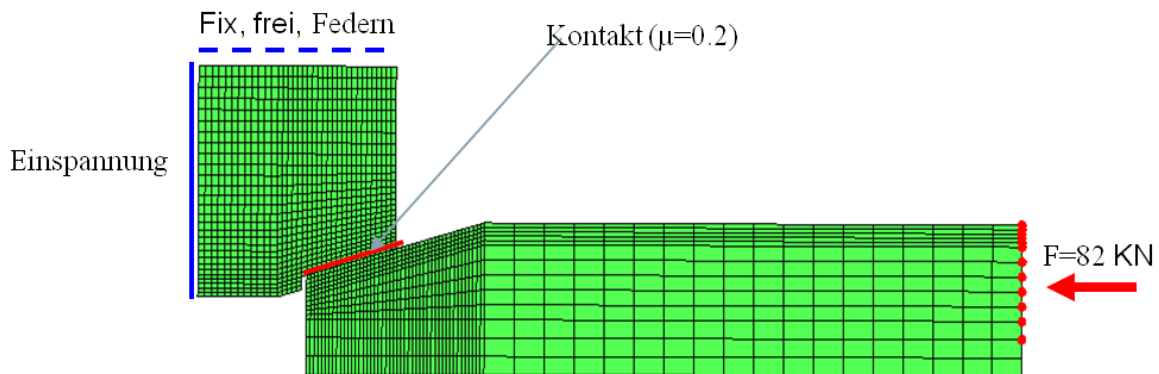


Abbildung 26: Mechanisches Modell der Kegelprobe (Schweißphase)

Um die Entstehung der Eigenspannungsfelder in der Abkühlphase zu bestimmen, musste dieses Modell noch einmal modifiziert werden. Der „normale“ Kontakt zwischen den beiden Fügepartnern muss in eine feste Verbindung umgewandelt werden. Da dies innerhalb einer Rechnung nicht möglich ist, wurde ein zweites Modell aufgebaut, welches statt der Kontaktbedingungen in der Fügezone eine feste Verbindung besitzt. Als Start-Randbedingungen für das zweite Modell wurden die Temperatur- und Spannungsfelder des ersten Modells bei Stillstand der rotierenden Seite benutzt. Mit diesem zweiten Modell wurde das Abkühlverhalten der Probe untersucht.

Mit dem mechanischen Modell wurden zunächst die in der Kontaktzone auftretenden Flächenpressungen analysiert. Abbildung 27 zeigt den Stauchkraft- und Kontakt-Normkraftverlauf während der Schweißung. Während die Stauchkraft während des gesamten Prozesses konstant bei 82 kN liegt, ist zu Beginn des Prozesses eine deutliche Überhöhung der Kontakt-Normkraft gegenüber dem rein aus der Winkelbeziehung berechneten Wert von 181 kN zu verzeichnen. Dieser Effekt ist auf die Thermaldehnung der heißen Bereiche in der Fügezone zurückzuführen. In Abschnitt 4.1.1 wurde dieser Effekt bereits qualitativ erklärt. Mit zunehmender Prozessdauer setzt die Plastifizierung der heißen Bereiche ein. Die durch die Thermaldehnung erzeugte Kraftüberhöhung wird wieder abgebaut.

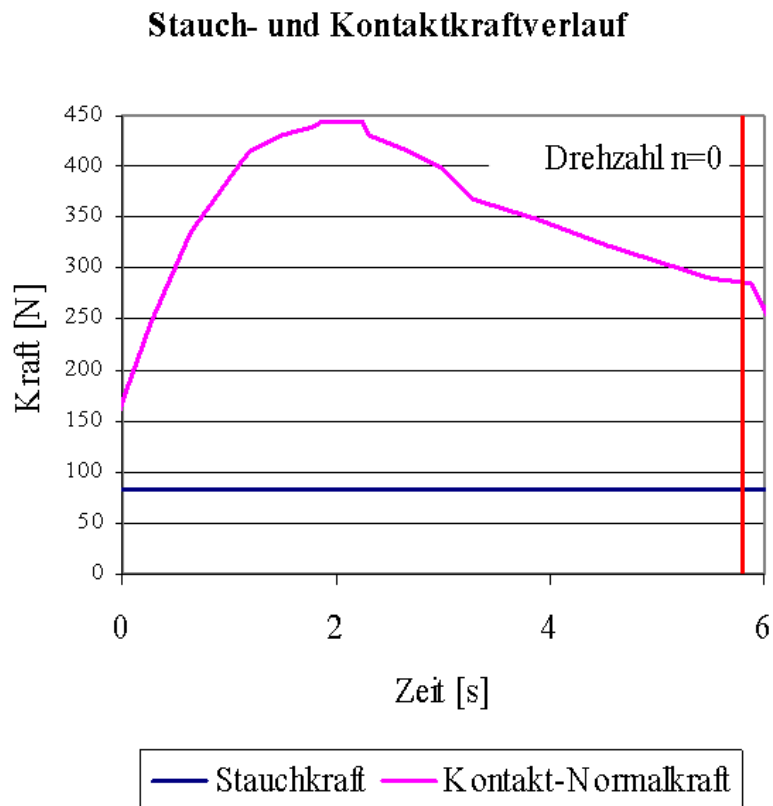
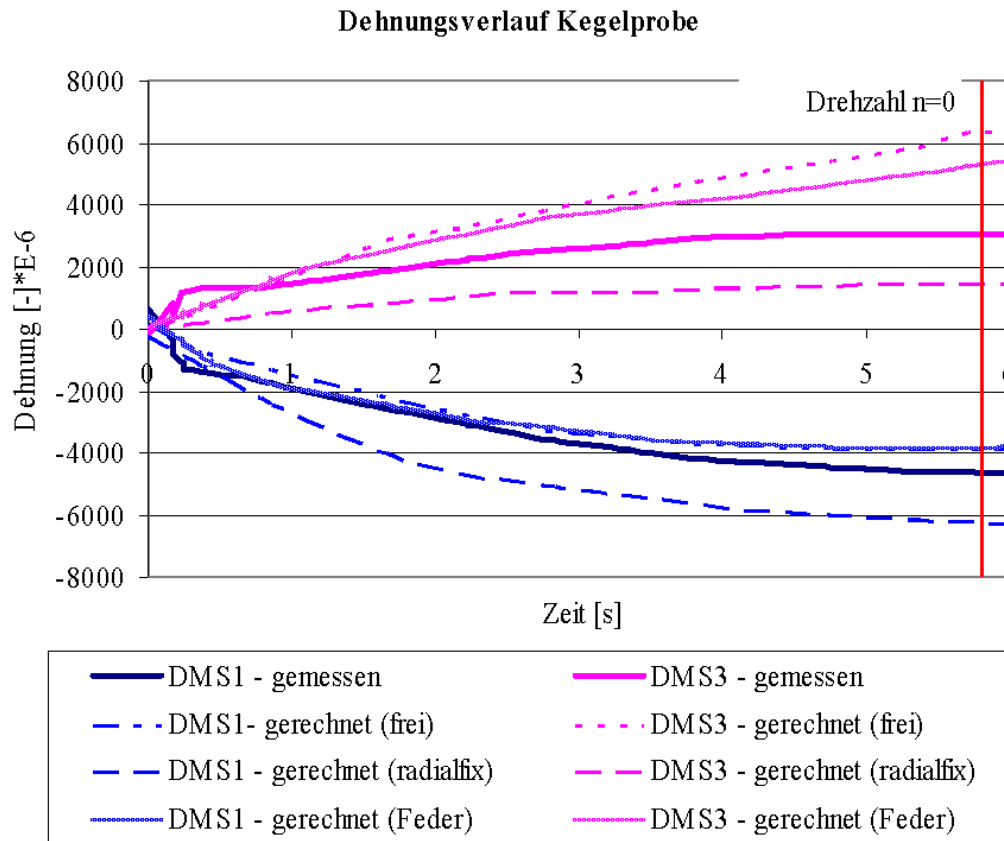


Abbildung 27: Kräfteverlauf der Kegelprobe

In Abbildung 28 sind die berechneten und gemessenen Dehnungen an den Positionen der Dehnmessstreifen DMS1 (radial) und DMS3 (tangential) während der Schweißphase aufgetragen. Die rote Linie kennzeichnet den Zeitpunkt an dem keine Relativbewegung zwischen den Fügepartnern mehr vorhanden ist. Für die radialen Dehnungen kann eine gute Übereinstimmung zwischen den gemessenen und berechneten Werten erreicht werden.



**Abbildung 28: Vergleich des Dehnungsverlaufs der Kegelprobe**

Die gemessenen Werte liegen zwischen den Werten der Rechnung mit elastischer Bettung (Federn) und der Rechnung mit kompletter Verhinderung der Radialverschiebung. Die elastische Bettung ist demnach zu weich gewählt. Bei den tangentialen Werten zeigen alle drei Rechnungen deutliche Abweichungen gegenüber den gemessenen Werten. Aber auch hier liegen die gemessenen Werte zwischen den berechneten Werten für die elastische Bettung und der Rechnung mit kompletter Verhinderung der Radialverschiebung. Insgesamt also ein plausibles Ergebnis, dass durch die Anpassung der elastischen Bettung weiter verbessert werden kann. Für die Auswertung der Spannungsfelder werden im Folgenden die Ergebnisse der Rechnung mit elastischer Bettung benutzt, da diese physikalisch am sinnvollsten erscheinen und die geringsten Abweichungen in den radialen Dehnungen gegenüber den Messungen aufweisen. Die radialen Dehnungen und damit verbundenen Spannungen sind Hauptursache für die auftretenden Schrumpfrisse in der Abkühlphase und damit von entscheidender Bedeutung.

Momentaufnahmen der während der Schweißphase und der Abkühlphase berechneten radialen Spannungsfelder sind in Abbildung 29 und Abbildung 31 dargestellt. In der Schweißphase bildet sich in der Fügezone nach kurzer Zeit ein Druckspannungsgebiet aus, welches betragsmäßig deutlich über 1000 MPa liegt (schwarze Bereiche). Diese Werte

liegen über der Dehngrenze von IN718 (ca. 800 MPa) und eine Plastifizierung der Schweißpartner tritt ein. Zum Ende der Schweißphase haben sich die Druckspannungsfelder auf Werte von 600-700 MPa verringert. Neben diesen hohen Spannungswerten sind auch sehr hohe Spannungsgradienten in der Fügezone vorhanden. Zum Zeitpunkt  $t = 2,2$  s steigen die Werte innerhalb von 2 mm Weglänge von 600 MPa auf über 1000 MPa. Es herrschen somit stark unterschiedliche Bedingungen in der Fügezone, die sich negativ auf die Verbindungsgüte auswirken können.

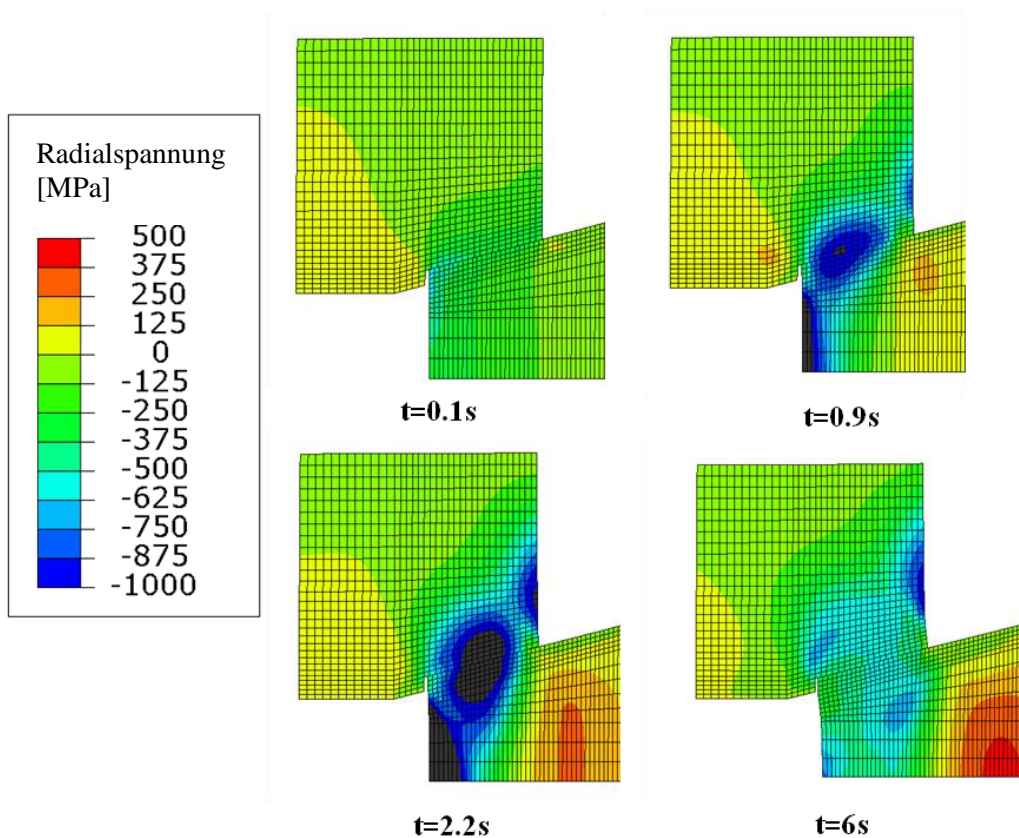


Abbildung 29: Radiale Spannungen während der Schweißphase

In der Abkühlphase bildet sich im Bereich der Fügezone nach kurzer Zeit ein Zugspannungsfeld aus. Zum Zeitpunkt  $t = 280$  s überschreiten die Werte in diesem Gebiet 1500 MPa. Vergleicht man die Position der Spannungmaxima mit den Startpunkten der bei den durchgeführten Schweißungen auftretenden Schrumpfungsrisse (Abbildung 30), ist eine gute Übereinstimmung festzustellen.



Abbildung 30: Rissposition

Obwohl die durchgeführte Simulation aufgrund der Vernachlässigung der Materialverdrängung aus der Fügezone, und der damit verbundenen Wulstbildung, nur eine unvollständige Abbildung des Schweißprozesses ist, kann das qualitative Verhalten der Schweißpartner plausibel und in guter Übereinstimmung mit Versuchsdaten wiedergegeben werden. Die berechneten Spannungswerte sind mit Vorsicht zu betrachten. Größere Abweichungen zu den real auftretenden Spannungen sind aufgrund der abweichenden Kontaktsituationen und Abweichungen in den Materialwerten möglich. Das grundsätzliche Verhalten, die Bildung von hohen Druckspannungsfeldern mit hohen Gradienten in der Schweißphase mit anschließender Plastifizierung und Ausbildung von hohen Zugspannungsfeldern während der Abkühlphase, wird bei jeder Kegelschweißung auftreten. Die Gefahr von Schrumpfrissen ist hoch, und kann, wenn überhaupt, nur mit hohem technischem Aufwand durch sofortige Wärmebehandlung nach der Schweißung vermindert werden.

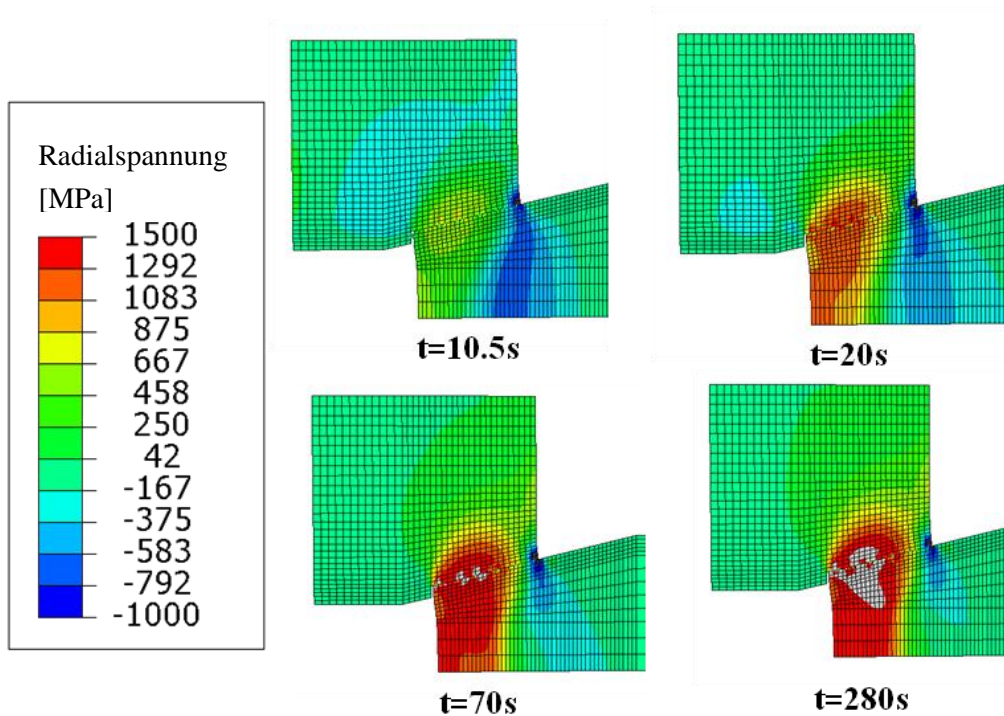


Abbildung 31: Radiale Spannungen in der Abkühlphase

#### 4.1.4 Bauteilbelastung während der Kegelschweißung

Aufgrund der hohen Prozesskräfte sind die beiden Fügepartner nicht nur direkt in der Fügezone großen Belastungen ausgesetzt. Insbesondere für die gegossene Schaufel mit ihren teilweise filigranen Strukturen sind die durch die Prozesskräfte verursachten Belastungen unter Umständen so hoch, dass während der Fügeoperation auf die Scheibe bereits eine Vorschädigung auftreten kann. Um diese möglichen Belastungen genauer analysieren zu können, wurde ein Vorrichtungskonzept für die Aufnahme des Schaufelkranzes erarbeitet, und mit einer FE-Analyse die auftretenden Belastungen bei Erstkontakt zwischen Schaufelkranz und Scheibengrundkörper analysiert.

In Abbildung 32 ist das ausgearbeitete Vorrichtungskonzept, sowie die Integration in eine bestehende Schwungradreißschweiß-Anlage der MTU (Abbildung 32 links) zu sehen. Um möglichst symmetrische Randbedingungen an Vorder- und Hinterseite des Schaufelkranzes einzustellen, wird als Haltevorrichtung für den Schaufelkranz eine Bügelkonstruktion, bestehend aus zwei Teilen verwendet. Die Teilung ist notwendig, da der Schaufelkranz andernfalls nicht in die Vorrichtung eingelegt werden kann. Der rechte (blaue) Teil der Vorrichtung wird mit dem linken (grünen) Teil der Vorrichtung verschraubt, welcher wiederum an der stationären Seite der Schwungradreißschweiß-Anlage befestigt wird.

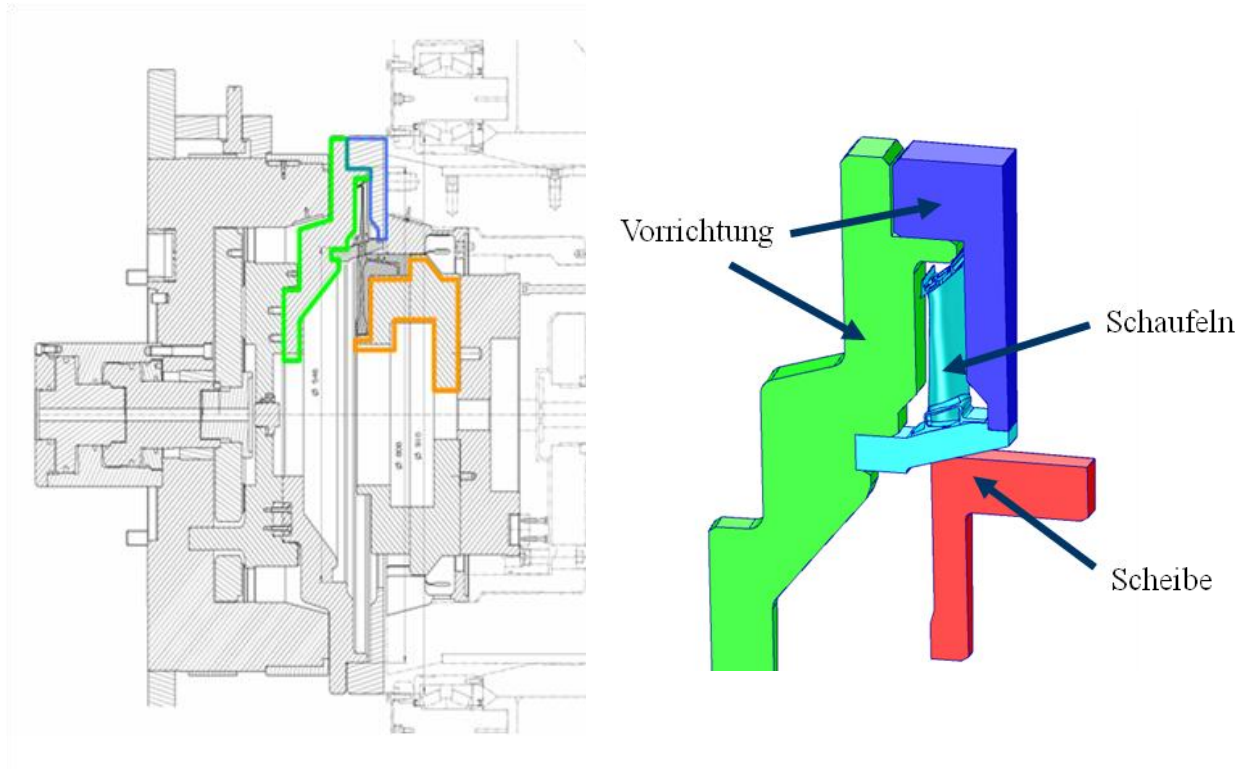


Abbildung 32: Vorrichtungskonzept für die Kegelschweißung

In Abbildung 33 ist das FE-Modell inklusive der verwendeten Randbedingungen für die Analyse der Schaufelbelastung mit dem ausgearbeiteten Vorrichtungskonzept dargestellt. Die Stauchkraft wurde so gewählt, dass eine nominelle Flächenpressung von 350 MPa in der Fügezone vorhanden ist. Als Material wurde ein einkristalliner Werkstoff für den Schaufelkranz und IN718 für den Scheibenkörper benutzt.



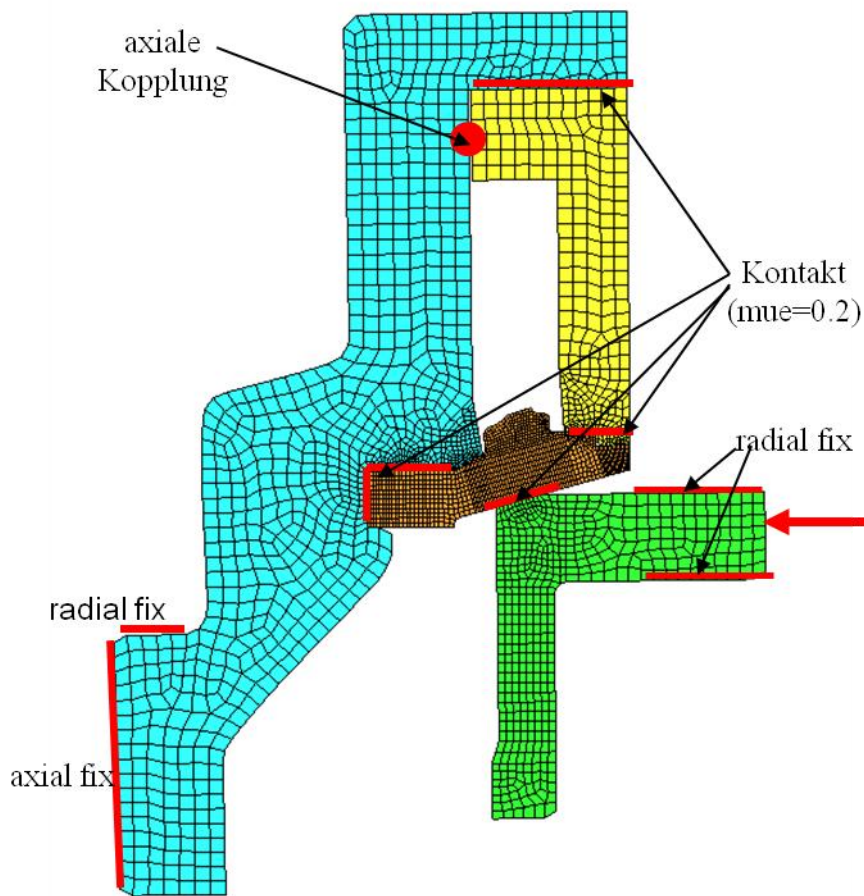


Abbildung 33: FE-Modell des Vorrichtungskonzepts

Da die Kontaktzone zwischen Scheibenkörper und Schaufelkranz mittig zwischen den Aufnahmepunkten der Haltevorrichtung für den Schaufelkranz liegt, wird sich zwangsläufig eine Biegung des Schaufelkranzes einstellen. Die genaue Position der Aufnahmepunkte der Haltevorrichtung haben entscheidenden Einfluss auf die auftretende Durchbiegung und somit auch auf die auftretenden Belastungen. Drei Varianten für die Positionierung der Aufnahmepunkte sind in Abbildung 34 auf der linken Seite dargestellt. Auf der rechten Seite von Abbildung 34 sind die dazugehörigen auftretenden maximalen Hauptspannungen ohne Temperatureinfluss dargestellt. Dieser Zustand entspricht dem Erstkontakt zwischen Schaufelkranz und Scheibenkörper, bei dem noch keine deutliche Temperaturerhöhung durch Reibung in der Fügezone vorhanden ist. Bei den Kontaktsituationen 1 und 2 wurden die Aufnahmepunkte des Schaufelkranzes außerhalb der Region der Deckbänder der Schaufel platziert. Ein Unterschied besteht lediglich in den, bei der Variante zwei weiter in Richtung Schaufelmitte verlagerten, Kontaktflächen. Die maximal auftretenden Hauptspannungen liegen in beiden Fällen (Kontaktsituation 1 und 2) im Bereich des Übergangsradius von Deckband zu Schaufelhals deutlich über der Dehngrenze des verwendeten Materials. In diesem Fall wäre daher mit einer Vorschädigung des Schaufelkranzes zu rechnen.

Bei der Kontaktsituation 3 befinden sich die Aufnahme­flächen in der Region der Deckbänder. Dies stellt die Konfiguration mit minimalem Abstand zwischen den beiden Aufnahme­flächen dar. In dieser Konfiguration liegen die auftretenden Spannungen beim Erstkontakt zwar geringfügig unter der Dehngrenze des Einkristalls, allerdings ist davon auszugehen, dass die Spannungen durch thermische Effekte weiter erhöht werden. Ohne eine Veränderung der Schaufel­geometrie ist somit mit einer Vorschädigung des Schaufel­kranzes im Übergangsradius Deckband-Schaufelhals bereits während des Herstellungsprozesses zu rechnen.

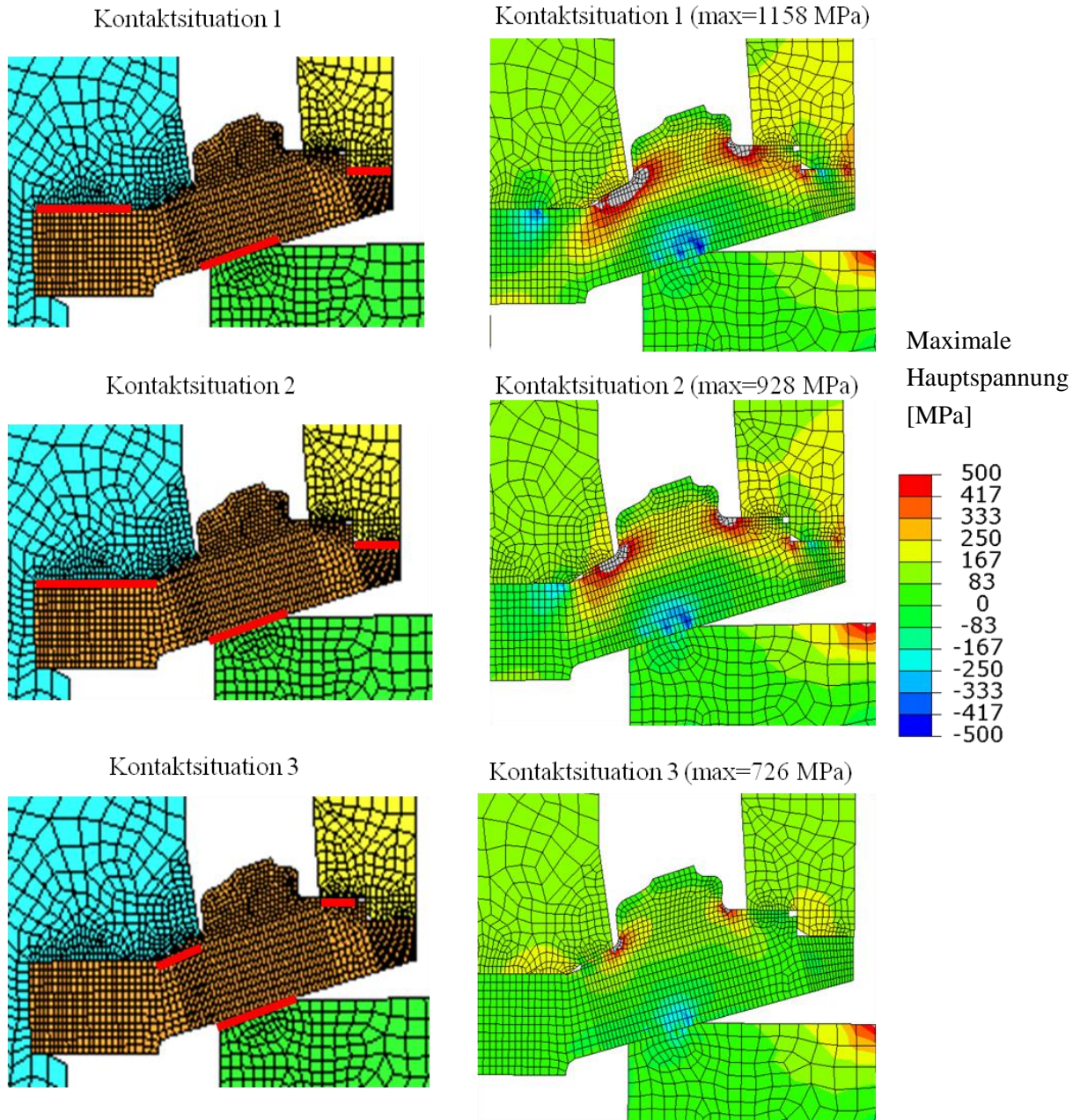


Abbildung 34: Schaufelbelastung während der Kegelschweißung

#### **4.1.5 Ergebnisse und Bewertung Kegelschweißung**

Obwohl das vorgestellte Schwungradreischweißen mit Kegelgeometrien auf den ersten Blick als Fügeoperation zwischen Scheibe und Schaufelkranz sehr elegant wirkt, bietet es aufgrund der Kegelgeometrien und des geschlossenen Schaufelkranzes technische Nachteile. Durch die Kegelgeometrien herrschen ungleichmäßige Bedingungen (Temperatur, Stauchkraft) in der Fügezone, die sich negativ auf die Fügequalität auswirken können.

Weiterhin sorgt der geschlossene Schaufelkranz dafür, dass sich die Schaufeln während des Abkühlprozesses nicht frei radial nach innen bewegen können. Wie in Abschnitt 4.1.3.2 dieser Arbeit dargestellt, induziert diese Zwangsbedingung hohe Eigenspannungen in den Fügepartnern, die zu Rissen während des Abkühlprozess führen können. Weiterhin wird im Gegensatz zur Stirnflächenprobe immer wieder neues Oberflächen-Material und somit auch Sauerstoff in die Fügezone befördert. Eine negative Beeinflussung der Materialeigenschaften der verwendeten „Super-Alloys“ ist nicht auszuschließen.

Neben den direkt in der Fügezone auftretenden Problemen ist auch die Belastung der Schaufel während des Prozesses nicht zu vernachlässigen. Durch die hohen Prozesskräfte und die ungünstigen geometrischen Verhältnisse treten auch außerhalb der Fügezone hohe Belastungen der Strukturen auf. Insbesondere für die i.A. schon fertig bearbeitete und beschichtete Schaufel ist das Risiko möglicher Vorschädigungen des Grundmaterials oder der Beschichtung nur durch eine fertigungsoptimierte Gestaltung zu minimieren. Dies schränkt allerdings die Freiheiten für die Optimierung der Schaufeln bezüglich Aerodynamik und thermodynamischer Belastungen im Betrieb ein.

Neben den technischen Nachteilen ist auch die Patentsituation zu der Kegelschweißung problematisch. Obwohl die ersten Kegelschweißungen bereits in den 1970er Jahren durchgeführt und dokumentiert wurden, hat GE ein Patent auf das Fügen von (Turbinen)-Bauteilen mit konischen Fügeflächen mittels Schwungradreischweißen erhalten [8]. Eine Anfechtung dieses Patents erscheint möglich, ist jedoch mit hohem Aufwand verbunden und bietet keine Erfolgsgarantie.

Zusammenfassend kann das Schwungradreischweißen mit Kegelgeometrien, aus heutiger Sicht, als Herstellungsmethode für einen integral beschauften Rotor nicht empfohlen werden.

## **4.2 Radiales Schwungradreischweißen mit unterbrochener Fügezone**

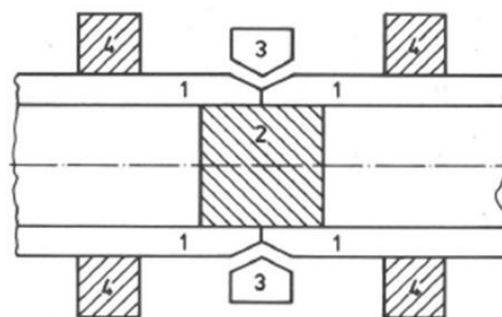
Betrachtet man die technischen Hauptnachteile der bisher diskutierten Kegelschweißung, die ungleichmäßigen Bedingungen in der Fügezone sowie die bei der Abkühlung

entstehenden Zwänge, ergeben sich zwei Hauptforderungen, um diese negativen Punkte zu verbessern:

1. Die Fügefläche zwischen Schaufeln und Scheibe sollte eine zylindrische Fläche sein.
2. Die Schaufeln müssen sich während des Abkühlprozesses radial frei nach innen bewegen können.

Diese Forderungen führen zu einem Schwungradreibschweißprozess, bei dem die Stauchkraft nicht mehr parallel zur Rotationsachse aufgebracht wird, sondern orthogonal zur Rotationsachse. Die Stauchkraft wirkt dann in radialer Richtung, weshalb diese Konfiguration als radiales Reibschweißen bezeichnet wird. Erste Ideen zum radialen Reibschweißen wurden bereits Ende der 1970er Jahre von Nicholas veröffentlicht [24]. Im deutschsprachigen Raum wird das Radialreibschweißen seit Anfang der 1980er Jahre als Unterart des Reibschweißens aufgeführt [20].

In Abbildung 35 ist das Grundprinzip des radialen Rotationsreibschweißens dargestellt. Zwei fest eingespannte Rohre (1) werden aneinander gedrückt und ein geschlossener rotierender Ring (3) wird auf die Fügefläche der beiden Rohre gepresst. Ein Spreizdorn im inneren der Rohre (2) verhindert das Zusammendrücken der beiden Rohre.



1: festgespannte Rohre                      2: Spreizdorn  
 3: sich drehender und radial zusammengedrückter Ring  
 4: Spannelemente

Abbildung 35: Funktionsprinzip des radialen Schwungradreibschweißens nach Nicholas [24] aus [37]

Nachteil des radialen Schwungradreibschweißens ist, dass der rotierende Ring leicht verformbar sein muss und beim Abkühlen, genau wie bei der Kegelschweißung hohe Radialspannungen entstehen. Für eine Verbindung zwischen geschlossenem Schaufelkranz und Scheibe ist also auch dieses Verfahren nicht direkt nutzbar.

Allerdings ist eine Modifikation des Verfahrens denkbar, mit dem eine freie Bewegung der Schaufeln während des Abkühlvorgangs erreicht werden kann. Wenn die Schaufeln vor

dem Schweißprozess nicht zu einem Ring gefügt werden, sondern jede Schaufel einzeln gehalten wird, kann sich jede der Schaufeln während des gesamten Prozesses frei bewegen, und es können sich keine Ringspannungen ausbilden. Eine Prinzipskizze dieses Verfahrens ist in Abbildung 36 dargestellt.

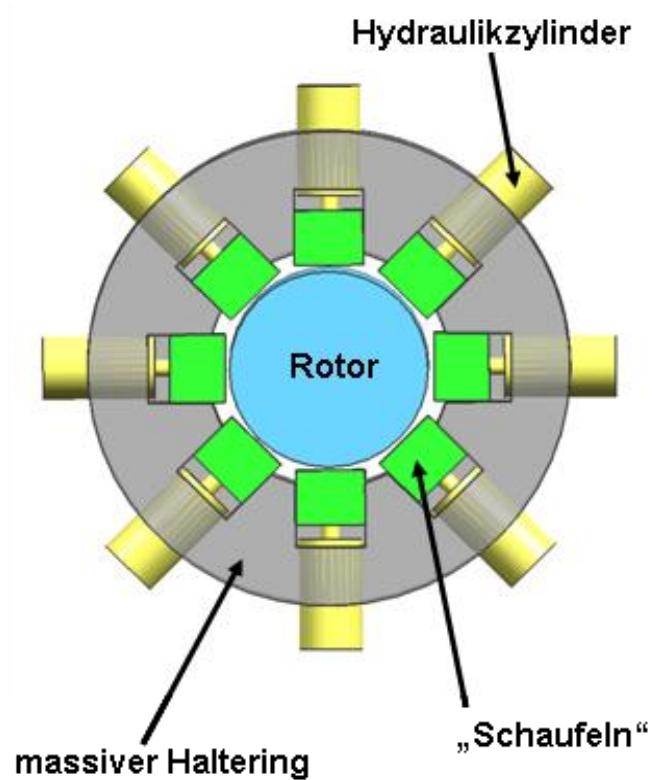


Abbildung 36: Prinzipskizze des radialen SRS

Die einzelnen Schaufeln (grün) sind einzeln mit Hydraulikzylindern (gelb) verbunden, die die nötige Stauchkraft aufbringen. Der Verfahrensablauf entspricht ansonsten dem des „normalen“ Schwungradreibschweißens. Der Rotor (blau) wird mit Hilfe eines Motors beschleunigt. Sobald die nötige Drehzahl erreicht ist, wird der Motor abgekoppelt, und die Schaufeln werden mit Hilfe der Hydraulikzylinder auf die Rotoroberfläche gepresst.

Im Gegensatz zum Kegel-Schwungradreibschweißen können sich die Schaufeln nun in der Abkühlphase frei nach innen bewegen. Die Entstehung von Eigenspannungsfeldern wird somit deutlich reduziert, und die Gefahr von Schrumpfungsrissen wird auf ein Minimum gesenkt.

Ein weiterer Vorteil des Verfahrens besteht in der direkten radialen Aufbringung der Pressung in der Fügezone. Anders als bei der Kegelschweißung, bei der die Stauchkraft parallel zur Rotationsachse aufgebracht wird, und eine axiale Bewegung eines Fügepartners erfolgen muss, findet bei der Radialschweißung mit unterbrochener Fügezone keine axiale Bewegung statt. Der Rotor kann daher beidseitig gelagert werden, wodurch die Komplexität der benötigten Fertigungsanlage reduziert wird.

Allerdings bringt das Radialschweißen mit unterbrochener Fügezone auch einige Nachteile mit sich. Die Schaufeln müssen mit einem komplexen Vorrichtungssystem gehalten und bewegt werden, der Rotor wird einer zyklischen Belastung ausgesetzt, und die Auswirkungen der unterbrochenen Fügezone auf die Qualität der Fügezone und ihre direkte Umgebung sind bisher gänzlich unbekannt. Aufgrund der Gefahr des Sauerstoff-Einzugs in die Fügezone muss die Schweißung zusätzlich unter Schutzgas durchgeführt werden. Eine weitere Gefahr besteht darin, dass die einzelnen Nocken der unterbrochenen Fügefläche als „Drehmeißel“ fungieren, und das Material des gegenüberliegenden Fügepartners abarbeiten.

Tabelle 8 bietet eine Übersicht über die wichtigsten Vor- und Nachteile der Radialschweißung mit unterbrochener Fügezone als Fertigungsvariante für einen integral beschaukelten Rotor.

Vorteile	Nachteile
gleichmäßige Bedingungen in der Fügezone möglich	neues Verfahren (Druckkraft senkrecht zur Rotationsachse und unterbrochene Fügezone)
keine axialen Belastungen auf dem Bauteil	jede Schaufel muss einzeln gehalten und radial einwärts geführt werden → komplexe Vorrichtung
Optimierung der Fügeflächengeometrie möglich	aufgrund unterbrochener Fügezone Schutzgas notwendig
kleinere Fügeflächen und damit kleinere Kräfte möglich	komplexere Vorrichtung (Schaufeln müssen nicht nur gehalten, sondern auch bewegt werden)
Geringere Radialspannungen während der Abkühlphase	Zyklische Belastung des Rotors
Beidseitige Lagerung des Rotors möglich	

**Tabelle 8: Vor- und Nachteile des radialen Schwungradreißschweißens**

Da im Rahmen dieser Arbeit in der einschlägigen Literatur keinerlei Berichte zu radialen Schwungradreißschweißungen mit unterbrochener Fügezone gefunden werden konnten, wurde zunächst versucht, das neue Verfahren mittels eines FE-Modells zu untersuchen. Aufgrund der unterbrochenen Fügezone muss dabei auf die Axialsymmetrie verzichtet werden und ein komplettes 3D-360°-Modell benutzt werden. Mit diesem Modell konnte der Beginn der Schweißung bis zum Einsetzen von Plastifizierungen der Fügepartner untersucht werden. Die weitere Untersuchung des Prozesses musste aufgrund von Konvergenzproblemen, verursacht durch die komplexen Kontaktsituationen, eingestellt

werden. Abbildung 37 zeigt die qualitative Temperaturverteilung bei Einsetzen der Plastifizierungen. Bis auf lokale Temperaturspitzen, die auf numerische Effekte im Kontaktbereich zurückzuführen sind, zeigt sich ein symmetrisches Temperaturfeld. Weiterhin ist eine ungleichmäßige Aufheizung der Fügepartner zu erkennen. Während auf dem gesamten Umfang der Scheibe eine gleichmäßige, moderate Temperaturerhöhung stattfindet, sind im Kontaktbereich der Schaufeln deutlich höhere Temperaturen und auch hohe Temperaturgradienten in Umfangsrichtung vorhanden. Die höheren Temperaturen sind durch den höheren Energieeintrag gegenüber der Scheibe zu erklären. Bei gleichem Bremsmoment ist die Kontaktfläche halbiert. Die hohen Temperaturgradienten in Umfangsrichtung treten aufgrund der Formgebung der Kontaktfläche der Schaufeln auf. In der vorliegenden Rechnung wurde eine Tangentialebene an die Umfangsfläche als Kontaktfläche angenommen. Bei Erstkontakt zwischen Schaufeln und Scheibe liegt daher ein Linienkontakt vor, der erst durch elastische und plastische Verformung in einen flächigen Kontakt umgewandelt wird. Bei Anpassung der Schaufelkontaktflächen können die hohen Temperaturgradienten reduziert, und/oder bewusst eingestellt werden.

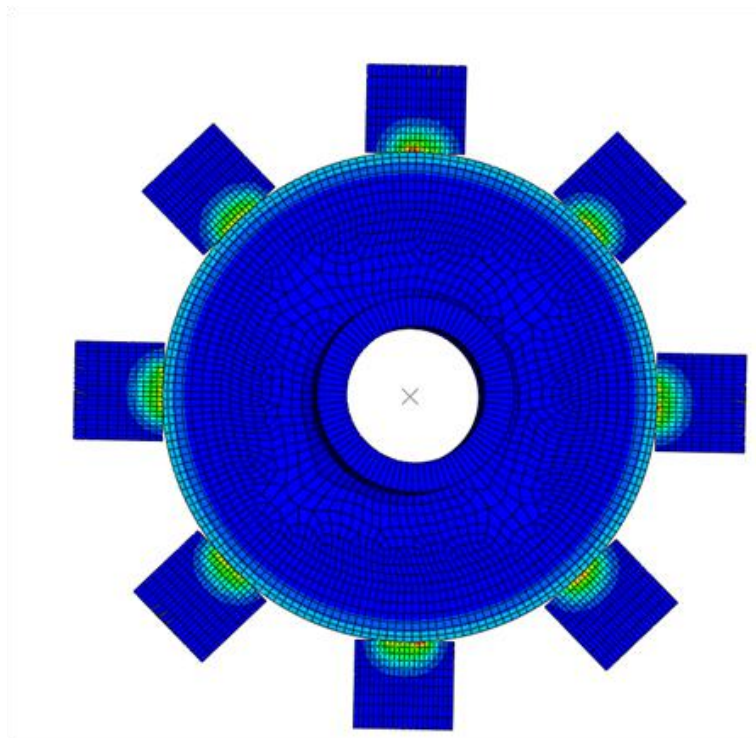


Abbildung 37: Qualitative Temperaturverteilung nach 0.2s Schweißzeit

Ausgehend von diesen ersten positiven Hinweisen auf die Machbarkeit einer radialen, geschlitzten Schwungradreibschweißung wurden Vorversuche durchgeführt. Da aus Kosten- und Zeitgründen auf den Aufbau einer eigenen Versuchsanlage verzichtet werden musste, wurden die Vorversuche mit einer geschlitzten Kegelprobe (Abschnitt 4.2.1), sowie mit einer geschlitzten Stirnflächenprobe (Abschnitt 4.2.2) durchgeführt.

### 4.2.1 Geschlitzte Kegelprobe

Für die erste Voruntersuchung wurde die bereits in Abschnitt 4.1 untersuchte Kegelprobe modifiziert und am Umfang mit 8 jeweils 3 mm breiten Schlitzten ausgestattet (Abbildung 38). Anhand dieser Probe sollte untersucht werden, ob mit geschlitzten Fügeflächen überhaupt eine Verbindung zustande kommt, oder ob die bereits erwähnte „Drehmeißel“-Wirkung ein Zerspanen des ungeschlitzten Fügepartners zur Folge hat.



Abbildung 38: geschlitzte Kegelprobe

Als Referenz für die geschlitzte Probe diente eine ungeschlitzte, ansonsten identische, Probe. Der einzige Unterschied der beiden Proben besteht in der effektiven Fügefläche. Diese ist bei der geschlitzten Probe um 29% kleiner als bei der ungeschlitzten. Beide Proben wurden mit identischen Maschinenparametern geschweißt (Tabelle 9).

	<b>Geschlitzte Probe</b>	<b>Ungeschlitzte Probe</b>
Schwungmasse	2,32kgm <sup>2</sup>	2,32kgm <sup>2</sup>
Anfangsdrehzahl	2000 1/min	2000 1/min
Stauchkraft	82kN	82kN
Normierte Fügefläche	1	0.71

Tabelle 9: Maschinenparameter für die Schweißung der geschlitzten Kegelprobe

Die Schweißung der geschlitzten Probe verlief ohne Zwischenfälle. Die Parameterplots der geschlitzten Probe, sowie der Referenzprobe, sind in Abbildung 39 dargestellt.



## Parameterplot geschlitzte Kegelprobe

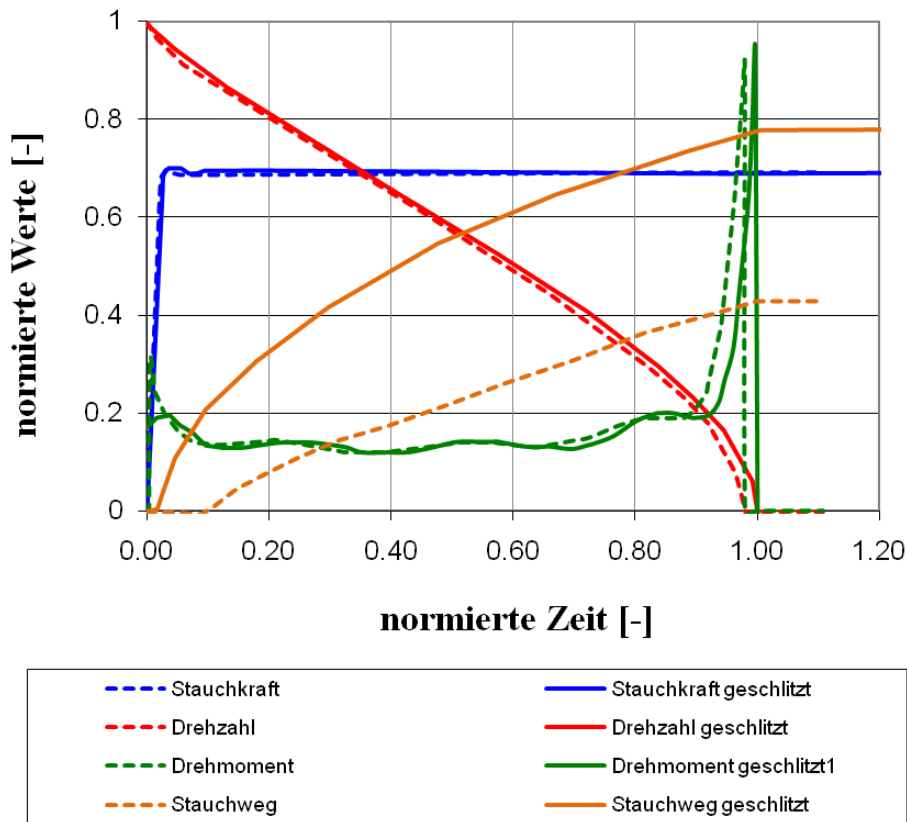


Abbildung 39: Parameterplot der Schweißung des geschlitzten Kegels im Vergleich zur Referenzprobe

Sowohl Drehzahlverlauf (rote Kurven) als auch Momentenverlauf (grüne Kurven) haben den charakteristischen Verlauf von Schwungradreibschweißungen. Zwischen der geschlitzten Probe und der ungeschlitzten Referenzprobe sind nur geringe Abweichungen festzustellen. Dies ist auch nicht verwunderlich, da mit identischem Stauchdruck gearbeitet wurde. Durch die kleinere Fügefläche entsteht eine höhere Pressung, aber die Gesamtkraft, und somit auch das Gesamtmoment sind unabhängig von der Fläche.

Deutliche Abweichungen gibt es dagegen beim Stauchweg. Der Stauchweg der geschlitzten Probe weicht nahezu mit dem Faktor 2 von den Werten der Referenzprobe ab. Für diese Abweichungen sind drei Effekte verantwortlich.

1. Durch die verringerte Fügefläche entsteht eine erhöhte Flächenpressung. Das Verhältnis der nominellen Flächenpressung der geschlitzten Probe zur nominellen Flächenpressung der Referenzprobe  $\frac{P_{geschlitzt}}{P_{Referenz}}$  beträgt 1,4. Damit sind auch die in der Fügezone vorhandenen Spannungen deutlich erhöht.
2. Durch das reduzierte Volumen des einen Fügepartners in der Nähe der Fügefläche muss weniger Material erwärmt werden. Die Aufheizung des Materials geschieht schneller, und die Fließgrenze wird im Vergleich zur Referenzprobe früher erreicht. Dies ist im Parameterplot am verfrühten Anstieg der Stauchweg-Kurve zu erkennen.
3. Durch die vorhandenen Schlitzte kann das Material nicht nur nach innen und außen fließen, sondern auch nach vorne und hinten. Der Verformungswiderstand wird reduziert und der Volumenfluss erhöht.

In Kombination sorgen diese drei Effekte für den deutlich erhöhten Stauchweg. Da der erhöhte Stauchweg zwar wirtschaftliche Nachteile durch den erhöhten Materialverbrauch mit sich bringt, allerdings für die Güte der Schweißnaht keine negativen Auswirkungen zu erwarten sind, wurde auf eine weitere Parameteroptimierung verzichtet.

Nach der Schweißung wurde zunächst eine zerstörungsfreie Prüfung mittels Computertomographie (CT) der Probe mit unterbrochener Fläche durchgeführt. Das Resultat der CT-Scans zeigt, dass ein hoher Anteil der Fügefläche keine Verbindung aufweist, allerdings Bereiche existieren, in denen eine Verbindung über den gesamten Umfang besteht. Abbildung 41 und Abbildung 42 zeigen CT-Scans der geschlitzten Probe in verschiedenen Ebenen. Die x-Koordinate ist auf die hintere Stirnfläche des feststehenden Fügepartners bezogen (Abbildung 40).

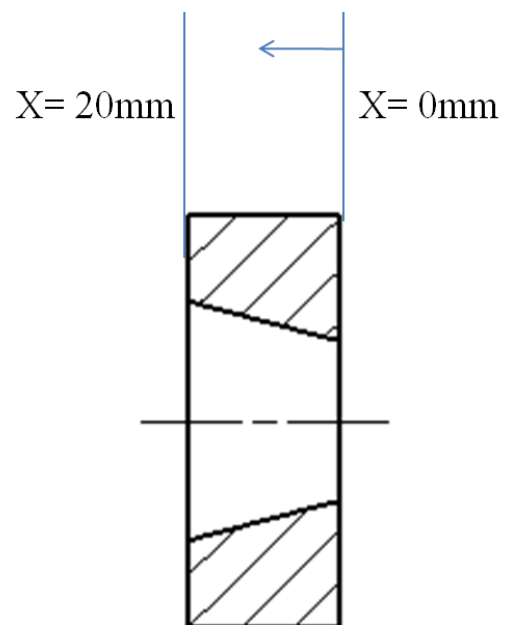


Abbildung 40: Referenzebene Kegelbohrung für CT-Scans

In Abbildung 41 ist ein Querschnitt der gefügten Probe bei  $x = 18 \text{ mm}$  dargestellt. Zwischen den beiden Fügepartnern besteht über den gesamten Umfang eine Verbindung, in der makroskopisch keine Fehler zu erkennen sind. Deutlich erkennbar ist der Schweißwulst in den Schlitzten. Im Gegensatz zu ungeschlitzten Kegelpföben, bei denen ein Materialaustrag nur in axialer Richtung stattfinden kann, fließt das Material bei der geschlitzten Probe in die Zwischenräume der einzelnen Nocken.

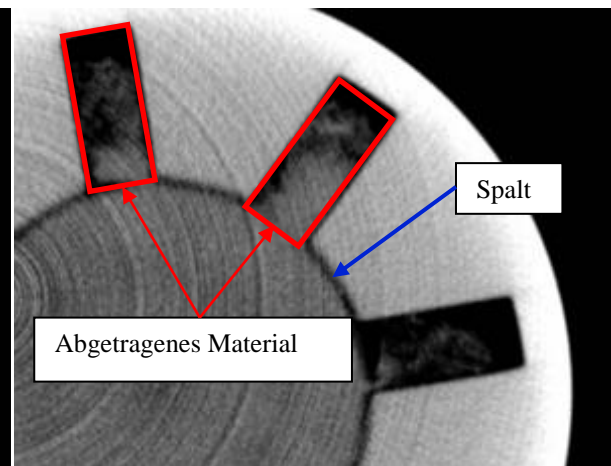
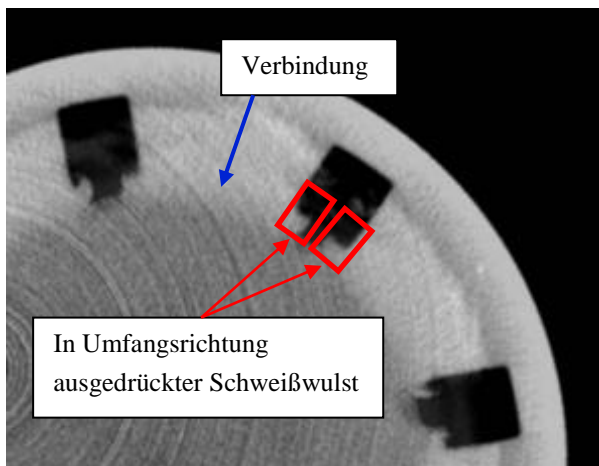


Abbildung 41: CT-Scan der geschlitzten Probe ( $x=18\text{mm}$ )

Abbildung 42: CT-Scan der geschlitzten Probe ( $x=15\text{mm}$ )

Abbildung 42 zeigt den CT-Scan der gefügten Probe bei  $x=15\text{mm}$ . In dieser Ebene ist am gesamten Umfang ein deutlicher Spalt zwischen den Fügepartnern zu erkennen. In den Zwischenräumen zwischen den Nocken ist kein Schweißwulst zu erkennen, sondern abgetragenes Material in verschieden hoher Konzentration.

An den Unterschieden in den beiden dargestellten Ebenen wird deutlich, wie unterschiedlich die Bedingungen in der Fügezone bei einer Kegelschweißung sind. Bereiche mit makroskopisch sehr guter Verbindungsgüte liegen in unmittelbarer Nähe von Bereichen, in denen gar keine Verbindung vorliegt. Allerdings legt die große Klaffung der beiden Fügepartner in den Bereichen fehlender Verbindung die Vermutung nahe, dass in diesen Bereichen Schrumpfungsrisse entstanden sind.

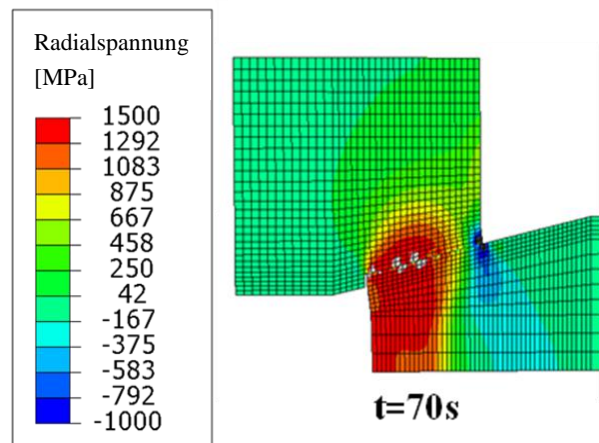


Abbildung 43: Radialspannungen in der Kegelpföbe während der Abkühlphase

Die Ergebnisse der FE-Simulation der Kegelschweißung (Abbildung 43 zeigt die Radialspannungen während der Abkühlphase) stützen diese Vermutung, da die Bereiche höchster Spannungskonzentration mit den Bereichen ohne Verbindung übereinstimmen.

Zur genaueren Analyse der Ursache der nicht vorhandenen Verbindung in großen Bereichen der Probe, wurde die Probe im Anschluss an die zerstörungsfreie Prüfung metallografisch weiter untersucht. Schliffe der Bereiche ohne Verbindung sind in Abbildung 44 dargestellt.

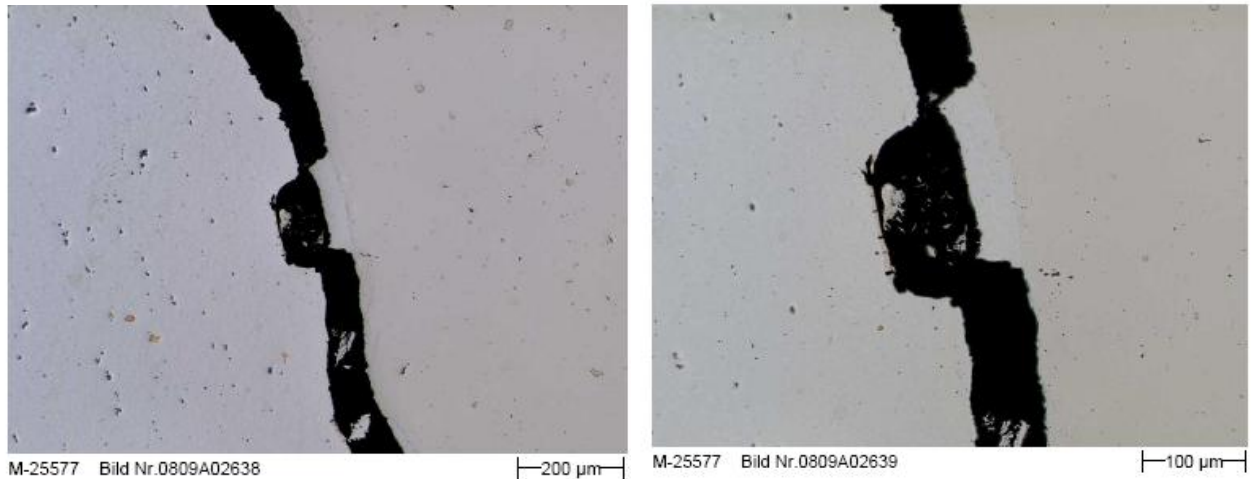


Abbildung 44: Schliffbilder der geschlitzten Kegelprobe

Die Schliffbilder bestätigen die Vermutung, dass es sich bei den entstandenen Rissen um Schrumpfrisse handelt, die während der Abkühlphase nach Stillstand der Probe entstanden sind. Die geometrische Übereinstimmung der Rissufer, die deutliche Klaffung, sowie der Verlauf des Risses sind eindeutige Merkmale eines Schrumpfrisses.

Die grundsätzliche Problematik der auftretenden radialen Zugspannungen in der Abkühlphase einer Kegelschweißung sorgen auch bei der geschlitzten Probe, genau wie bei den ungeschlitzten Proben, für Schrumpfrisse.

Aufgrund dieser Problematik wurden keine weiteren Untersuchungen mit den geschlitzten Kegelproben durchgeführt. Da aber die Vermutung besteht, dass eine Radialschweißung mit unterbrochener Fügezone möglich ist, wenn sich die einzelnen Nocken während der Abkühlphase frei nach innen bewegen können, und so deutlich geringere Eigenspannungsfelder entstehen, wurden die Tests mit geschlitzten Stirnflächenproben fortgesetzt (Abschnitt 4.2.2).

#### 4.2.2 Geschlitzte Stirnprobe

Um die grundlegenden Abläufe und Phänomene, die während einer geschlitzten Radialschweißung auftreten können, weiter zu untersuchen, wurden nach der nur teilweise erfolgreichen geschlitzten Kegelschweißung (Abschnitt 4.2.1) die Voruntersuchungen mit geschlitzten Stirnflächenproben fortgesetzt (Abbildung 45).

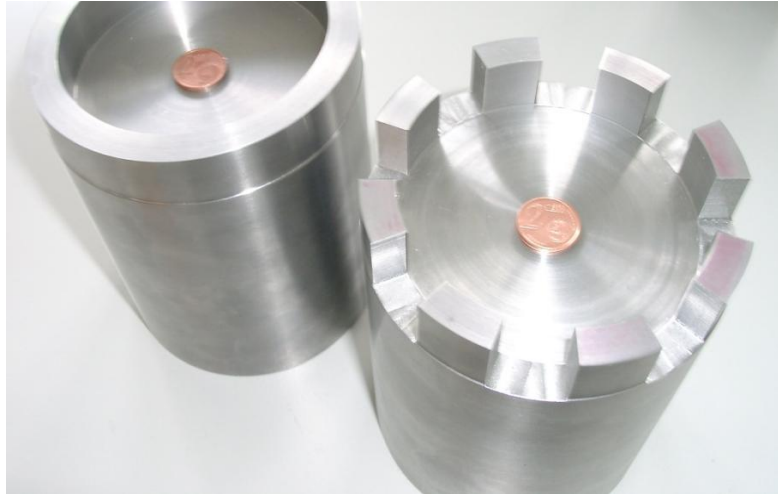


Abbildung 45: Geschlitzte Stirnprobe aus 16MnCr5

Aufgrund der hohen Kosten der Nickel-Basis-Legierungen wurden die ersten Untersuchungen mit Vergütungsstahl 16MnCr5 durchgeführt. Da dieser Vergütungsstahl bekanntermaßen [29] sehr gut für Reibschweißungen geeignet ist, lässt sich aus den durchgeführten Versuchen ableiten, ob eine weiterführende Untersuchung des Schweißens mit unterbrochener Fügezone sinnvoll ist. Sollten bereits die ersten Untersuchungen mit 16MnCr5 negative Ergebnisse liefern, ist die Wahrscheinlichkeit den Prozess für die Nickel-Basis-Legierungen erfolgreich durchführen zu können äußerst gering. Die Schweißparameter der geschlitzten Versuche sind in Tabelle 10 aufgeführt:

	Referenzprobe	Probe 1	Probe 2	Probe 3
<b>Material</b>	16MnCr5	16MnCr5	16MnCr5	16MnCr5
<b>Anzahl Unterbrechungen</b>	0	8	11	19
<b>Winkel Unterbrechung</b> [°]	0	22.5	16.36	9.47
<b>Drehzahl</b> [rpm]	1125	1125	1125	1125
<b>Schwungmasse</b> [kgm <sup>2</sup> ]	41	30	30	30
<b>Stauchdruck</b> [bar]	90	45	45	45
<b>Stauchkraft</b> [N]	441786	220893	220893	220893
<b>Kontaktfläche</b> [mm <sup>2</sup> ]	3141	1570	1570	1570
<b>Pressdruck</b> [MPa]	140.7	140.7	140.7	140.7

Tabelle 10: Schweißparameter für die geschlitzte Stirnprobe

Im Vergleich zur ungeschlitzten Referenzprobe wurde die Kontaktfläche der Reibpartner um 50% reduziert. Die anliegende Stauchkraft wurde um 50% verringert, um einen identischen Stauchdruck, verglichen mit der Referenzprobe, zu erhalten. Die verwendete Schwungmasse wurde von 41 kgm<sup>2</sup> auf 30 kgm<sup>2</sup> gesenkt um die zur Verfügung stehende Rotationsenergie auf 75% des Referenzwertes abzusenken. Diese Reduktion resultiert aus

der Überlegung, dass verglichen mit der Referenzprobe 75% des Materials erwärmt werden müssen (50% bei einem Schweißpartner, 100% beim Anderen). Die Parameter für Stauchkraft und Rotationsenergie sowie die Gesamtkontaktfläche wurden bei allen drei Proben konstant gehalten. Geändert wurde die Anzahl der Unterbrechungen in der Kontaktfläche. Ausgehend von 8 Schlitzten bei der ersten Probe wurde die Anzahl der Schlitzte in Probe 2 und 3 auf 11 bzw. 19 erhöht.

Abbildung 46 zeigt die Momentenverläufe der geschlitzten Proben im Vergleich zur ungeschlitzten Referenzprobe. Die Kurven zeigen einen qualitativ identischen, für das Schwungradreibschweißen typischen Verlauf. Auch die Werte für das erste Momentenmaximum und das sich in der Plastifizierungsphase einstellende Moment liegen nahe beieinander. Dies überrascht auf den ersten Blick, da in erster Abschätzung, aufgrund der halbierten Stauchkraft auch mit einer Halbierung des Bremsmoments zu rechnen ist. Dieser Wert wird deutlich verfehlt, was auf einen zusätzlichen momentensteigernden Effekt bei der geschlitzten Probe hinweist. Durch die Reduzierung der Rotationsenergie bei den geschlitzten Proben um 25% und dem nur geringfügig reduzierten Bremsmoment verkürzt sich die Schweißzeit bei den geschlitzten Proben gegenüber der ungeschlitzten Referenzprobe.

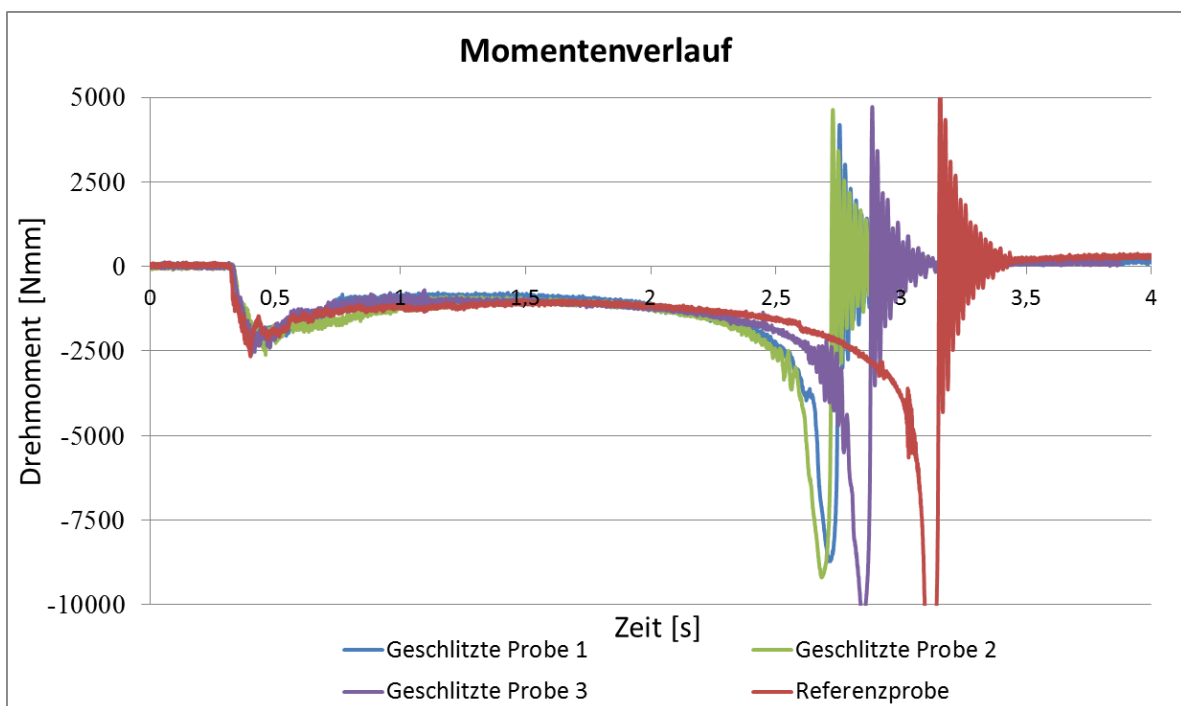


Abbildung 46: Vergleich des Momentenverlaufs zwischen geschlitzter und ungeschlitzter Probe

Das erhöhte Bremsmoment bei den geschlitzten Proben kann durch einen zusätzlichen Widerstand, der durch die einzelnen Nocken erzeugt wird, erklärt werden. Die Vorderseite der einzelnen Nocken gräbt sich in die gegenüberliegende Kontaktfläche ein und schiebt eine kleine Materialwelle vor sich her. Dieser Effekt kann bei genauem Hinsehen bei Betrachtung der Entstehung des Schweißwulstes beobachtet werden (Abbildung 48, Seite 74), und wird bei Betrachtung des Längsschliffs eines Nockens deutlich (Abbildung 47).

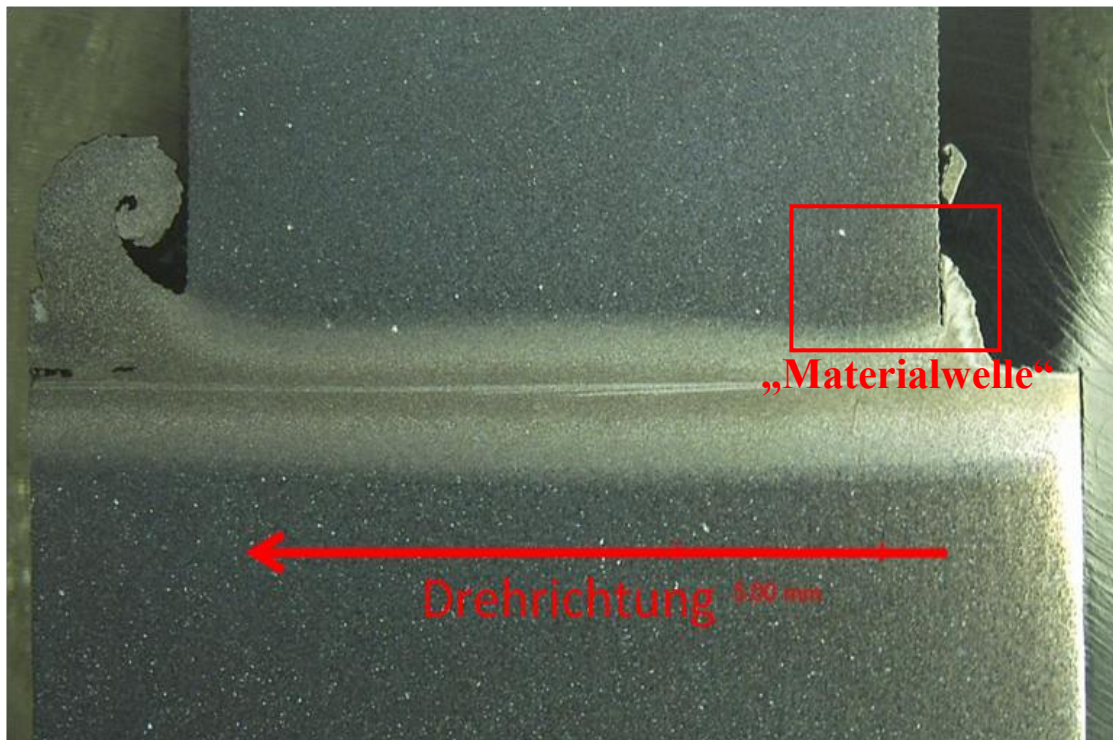


Abbildung 47: Längsschliff durch gefügten Nocken

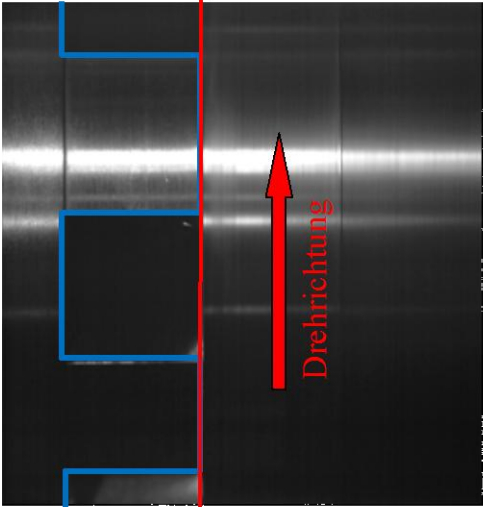
In Abbildung 48 sind Momentaufnahmen einer High-Speed-Aufnahme der Schweißung von Probe 1 dargestellt. Bereits nach 0,25s setzt auf der geschlitzten Seite die Bildung eines Schweißwulstes ein, der nach 0,5s deutlich erkennbar ist. Zu diesem Zeitpunkt ist auf der ungeschlitzten Seite noch keine markante Verformung erkennbar. Durch die auf der geschlitzten Seite verdoppelte Wärmestromdichte erwärmen sich die Nocken schneller und das Material auf der geschlitzten Seite tritt bereits in die Plastifizierungsphase ein, während sich das Material auf der ungeschlitzten Seite noch in der Einreibphase befindet. Erst nach einer Schweißzeit von ca. 1 s beginnt sich auch beim ungeschlitzten Schweißpartner ein Schweißwulst zu bilden. Erst ab diesem Zeitpunkt ist auch auf der ungeschlitzten Seite die Phase II (Plastifizierungsphase) erreicht. Im weiteren Verlauf der Schweißung bildet sich am gesamten Umgang des ungeschlitzten Schweißpartners ein gleichmäßiger Wulst. Auf der geschlitzten Seite bildet sich der Wulst auf den Seitenflächen und auf der Rückseite der

Nocken aus. Auf der Vorderseite entsteht die bereits erwähnte „Materialwelle“ (vgl. Abbildung 47). Bei Stillstand der Schweißung ( $t = 2,75$  s) ist auf der ungeschlitzten Seite ein durchgängiger Schweißwulst mit leichtem S-Schlag im Bereich der Nocken erkennbar. Dieser S-Schlag entsteht während der Abkühlphase. In den ersten Zehntel-Sekunden nach Stillstand der Proben ist das Material noch ausreichend warm um es plastisch zu verformen. Dadurch entsteht eine zusätzliche Stauchung im Bereich der Nocken. Insgesamt ergibt sich ein rotationssymmetrisches Verformungsbild mit, ausgenommen die Vorderseite der Nocken, gut ausgebildeten Schweißwülsten.

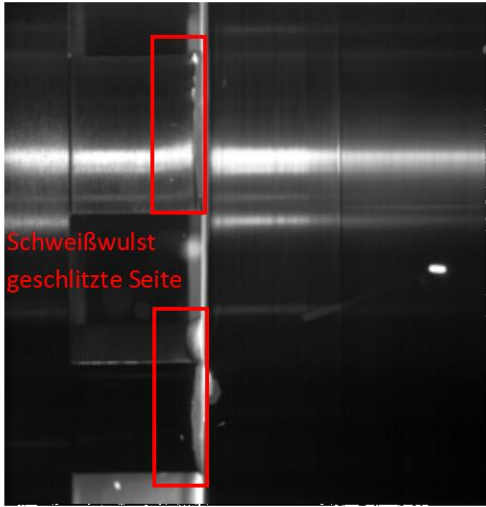


Kontur geschlitzter  
Schweißpartner

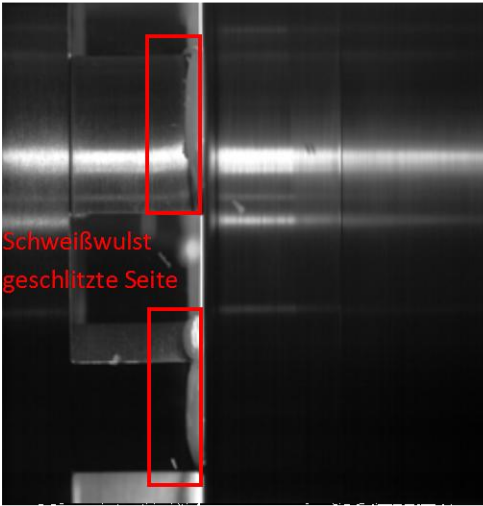
Kontaktebene



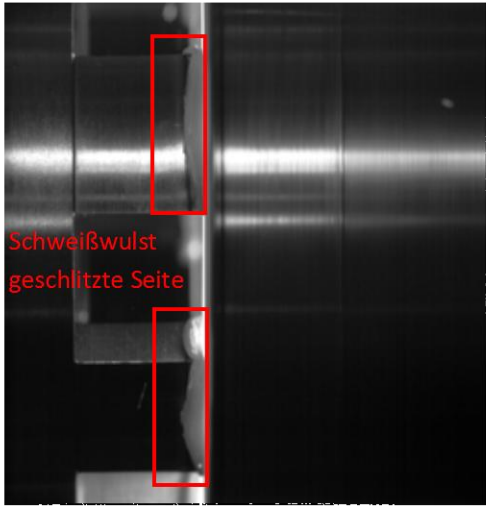
t=0s



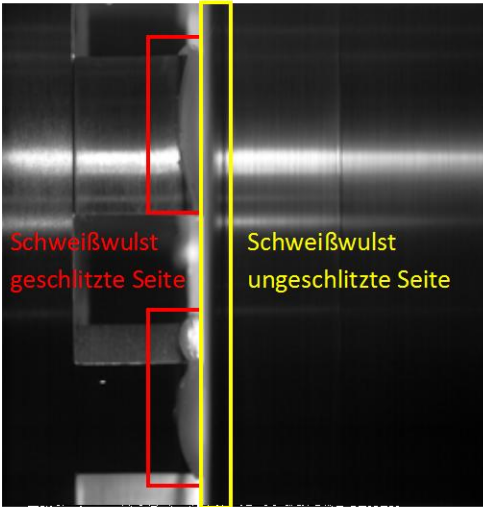
t=0.25s



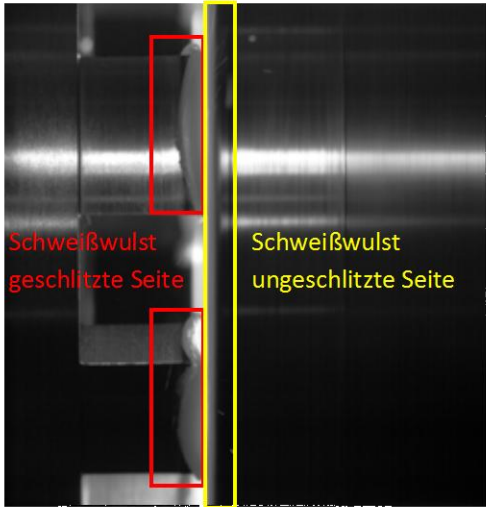
t=0.5s



t=0.75s



t=1s



t=1.25s

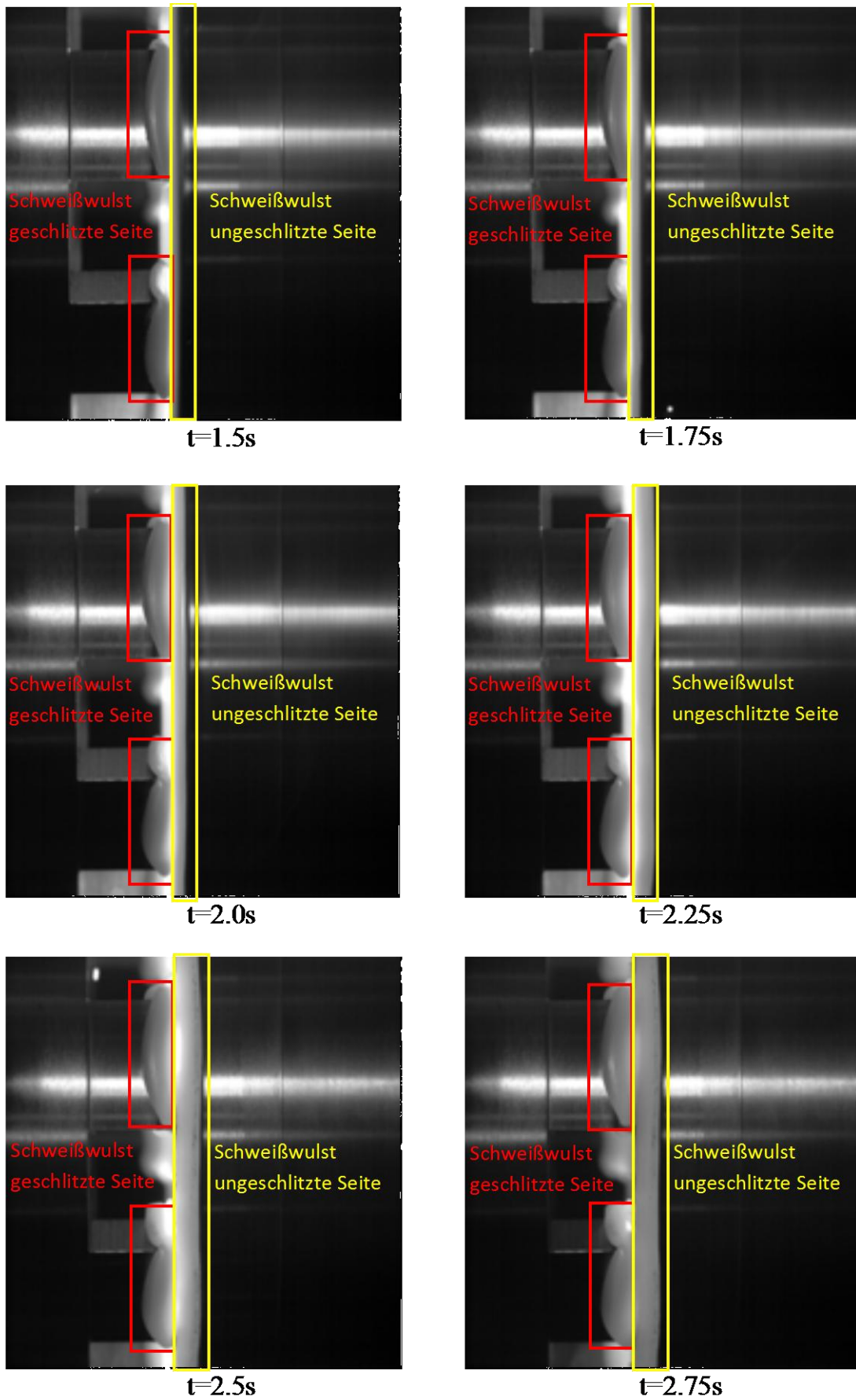


Abbildung 48: Wulstbildung bei geschlitzter Stirnprobe

Aufgrund der unterschiedlichen Aufheizung der Schweißpartner verteilt sich der Stauchweg nicht mehr, wie bei der Referenzprobe, gleichmäßig auf beide Partner, sondern zu ungleichen Anteilen auf geschlitzte und ungeschlitzte Seite. In Tabelle 11 sind die Absolutwerte des Stauchwegs der untersuchten Proben sowie die prozentuale Aufteilung des Stauchwegs auf geschlitzte und ungeschlitzte Seite dargestellt. Über 75% der gesamten Verkürzung der Bauteile findet auf der Seite des geschlitzten Reibpartners statt.

		Referenzprobe	Probe 1	Probe 2	Probe 3
<b>Stauchweg</b>	<b>[mm]</b>	<b>4.45</b>	<b>5.69</b>	<b>5.42</b>	<b>5.77</b>
Anteil geschlitzter Schweißpartner	[%]	50	76	80	82
Anteil ungeschlitzter Schweißpartner	[%]	50	24	20	18

Tabelle 11: Stauchwegverteilung bei geschlitzten Proben

Bei der Betrachtung des reinen Stauchweges stellt sich ein Verhältnis von 3 zu 1 zwischen geschlitzter und ungeschlitzter Seite ein. Bei Betrachtung der tatsächlich verdrängten Volumina zeigt sich jedoch, dass zwischen geschlitzter und ungeschlitzter Seite nur ein Verhältnis von ca. 1.5 besteht. (Tabelle 12)

		Referenzprobe	Probe 1	Probe 2	Probe 3
<b>Verdrängtes Volumen</b>	<b>[mm<sup>3</sup>]</b>	<b>13977</b>	<b>11078.7</b>	<b>10212</b>	<b>10691</b>
Anteil geschlitzter Schweißpartner	[%]	50	61	67	69
Anteil ungeschlitzter Schweißpartner	[%]	50	39	33	31

Tabelle 12: Verdrängte Volumina bei geschlitzten Proben

Obwohl der durch Reibung verursachte Energieeintrag in den geschlitzten Schweißpartner doppelt so hoch ist wie der Energieeintrag in den ungeschlitzten Partner, ist das Verhältnis der verdrängten Volumina deutlich kleiner. Dieser Effekt ist auf die Aufheizung des ungeschlitzten Schweißpartners durch den geschlitzten Schweißpartner zu erklären. Anders als bei herkömmlichen Schwungradreibschweißungen, bei denen die Kontaktfläche eine Symmetrieebene bildet, bildet sich bei einer Schweißung mit unterbrochener Fügezone durch den unterschiedlichen Energieeintrag in die Schweißpartner auch ein deutlicher Temperaturunterschied zwischen den beiden Partnern aus. An den Kontaktstellen findet also zusätzlich zum Energieeintrag durch Reibung ein Wärmeaustausch der Partner statt. Ein Teil der in den geschlitzten Partner eingebrachten Energie fließt über die Kontaktflächen in den ungeschlitzten Partner, und sorgt für eine zusätzliche Aufheizung. Genau wie in der strukturmechanischen Betrachtung geht bei der thermodynamischen

Betrachtung die Symmetrie zwischen den beiden Schweißpartnern verloren (Abbildung 49). Diese unsymmetrischen, nicht mehr axialsymmetrischen Zustände erschweren die Analyse des Prozesses.

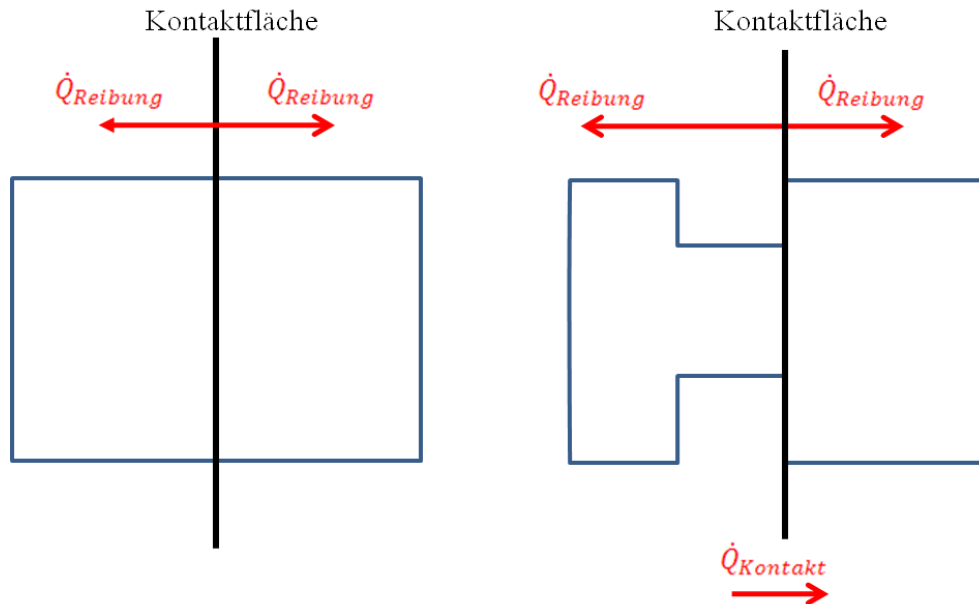


Abbildung 49: Wärmeströme bei konventionellem SRS (links) und geschlitztem SRS (rechts)

In Abbildung 50 sind ein Längsschliff (oben), sowie drei Querschliffe (unten) der Schweißung mit unterbrochener Fügezone dargestellt. In allen Schliffen ist eine Verbindung der beiden Schweißpartner über die ganze Länge bzw. Breite des Nocken erkennbar. In keinem der untersuchten Schliffe sind Fügefehler zu erkennen. Entgegen den Erwartungen sind auch keinerlei Oxidschichten, die durch den Sauerstoffeinzug in die Fügezone auftreten könnten, erkennbar. Offenbar wird durch die sich ausbildende Materialwelle vor dem Nocken das Eindringen von Sauerstoff in den Kontaktbereich verhindert.

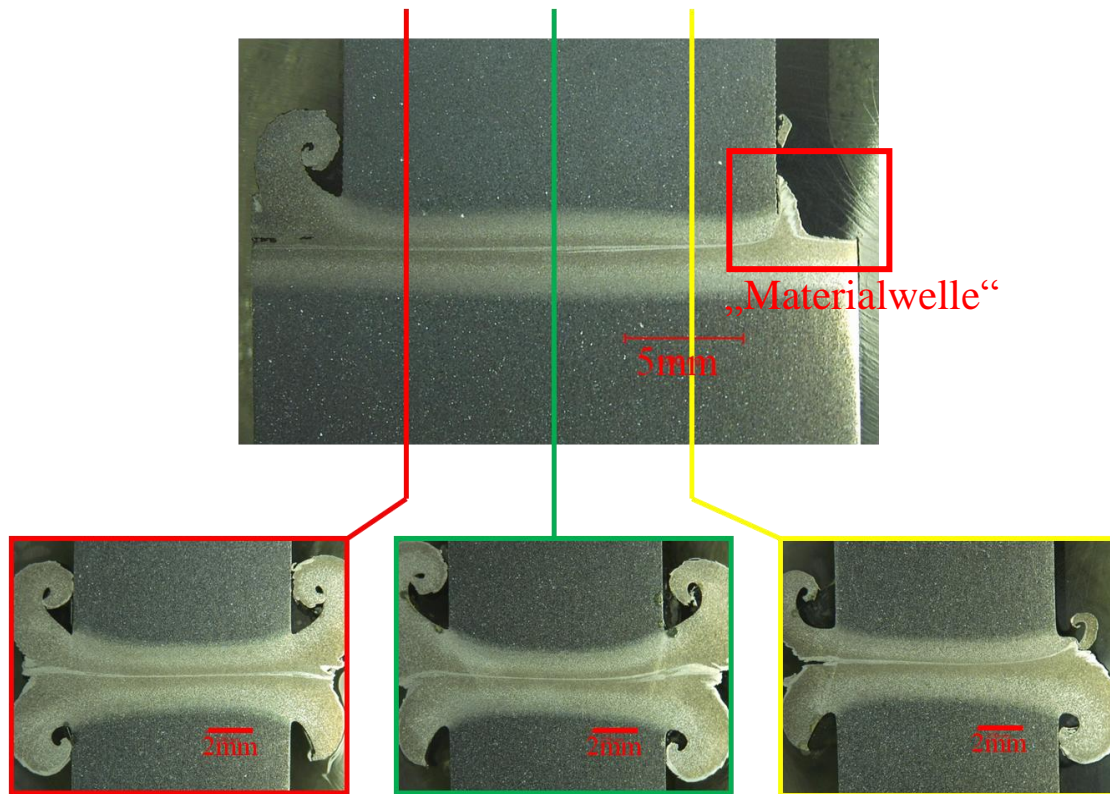


Abbildung 50: Längs (oben) und Querschliffe - geschlitzte Stirnprobe

Allerdings sind sowohl in der Wärmeeinflusszone als auch in der Fügezone Gefügeumwandlungen erkennbar. In Abbildung 50 sind diese als helle Bereiche und weißer Strich in der Fügezone erkennbar. In Abbildung 51 ist eine Vergrößerung des Bereichs der Fügezone dargestellt.

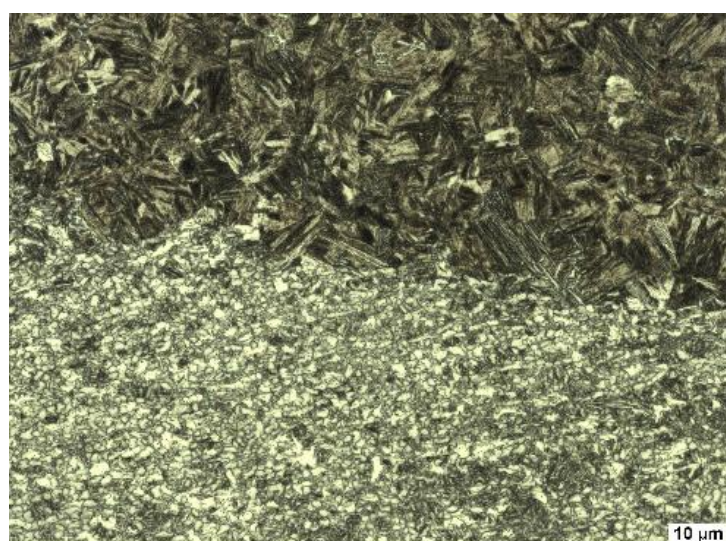
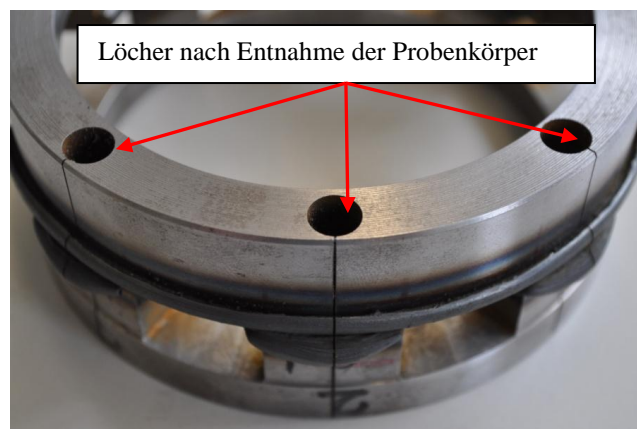


Abbildung 51: Gefüge in der Fügezone nach der Schweißung

Im Bereich der Wärmeeinflusszone, hat sich ein Gefüge aus netzartigem Ferrit und entartetem Perlit gebildet (Abbildung 51, dunkler Bereich). Direkt in der Fügezone (Abbildung 51, heller Bereich) sind keine Perlit-Anteile mehr vorzufinden. Mit großer Wahrscheinlichkeit handelt es sich um ein feinkörniges, fast rein ferritisches Gefüge.

Eine Gefügeumwandlung tritt beim Schwungradreibschweißen aufgrund der hohen Flächenpressungen und hohen Temperaturen bei nahezu jeder Schweißung auf. Allerdings gilt es zu beurteilen, ob diese veränderte Materialstruktur negativen Einfluss auf die Festigkeitseigenschaften der Schweißung hat. Im vorliegenden Fall wurden Zugproben entnommen (Abbildung 52), gemäß MTU Norm MTN70-B [54] vorbereitet und bei Raumtemperatur untersucht.



**Abbildung 52: Entnahmepositionen für Zugproben**

Das Ergebnis der durchgeführten Zugproben ist in Abbildung 53, Abbildung 54 und Tabelle 13 zusammengefasst. In Abbildung 53 sind die gerissenen Zugproben der ersten Schweißung (8 Schlitze) dargestellt. Die Rissposition liegt in deutlichem Abstand zur Fügezone. Alle Proben sind im Grundmaterial gerissen. Auch die Risspositionen der beiden anderen Schweißungen (11 und 19 Schlitze) liegen im Grundmaterial. Daher kann davon ausgegangen werden, dass mit dem Schweißverfahren bei statischer Belastung in der Fügezone Grundwerkstoffqualität erreicht wird.

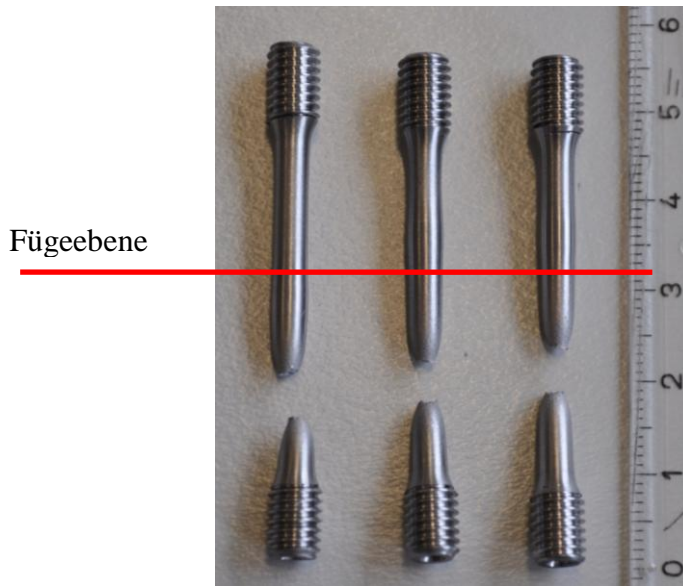


Abbildung 53: gerissene Zugproben

In Tabelle 13 sind die mechanischen Eigenschaften der untersuchten Proben aufgeführt. Da alle Proben außerhalb der Fügezone gerissen sind, sind alle aufgelisteten Werte Daten des Grundmaterials. Die Streuung der Werte (maximal 20%) liegt im üblichen Rahmen.

		<b>Rp 0,2</b> [Mpa]	<b>Rm</b> [Mpa]	<b>A (Bruchdehnung)</b> [%]	<b>Z (Einschnürung)</b> [%]	<b>E-Modul</b> [GPa]
<b>Probe 1</b>	1	328	583	22,1	67,6	204.6
	2	393	589	23,6	71,4	202.4
	3	328	580	24,4	71,9	202.0
<b>Probe 2</b>	1	361	592	21.3	71.3	212.3
	2	331	583	22.1	70.3	205.3
	3	333	591	24	69.7	199.2
<b>Probe 3</b>	1	347	589	21.4	70.1	203.5
	2	384	593	20.4	71	200.2
	3	348	587	20.3	70	202.3

Tabelle 13: Kennwerte der Zugproben

Abbildung 54 zeigt abschließend die Übersicht über die Spannungs-Dehnungs-Kurven der untersuchten Proben. Auch hier gilt, wie bei Tabelle 13, dass die Kurven das Verhalten des Grundmaterials beschreiben. Signifikante Abweichungen der Kurven können im Bereich bis 10% Dehnung nicht festgestellt werden. Für den technischen Einsatz hat die Schlitz- bzw. Stegbreite demnach keinen Einfluss auf die Materialwerte.

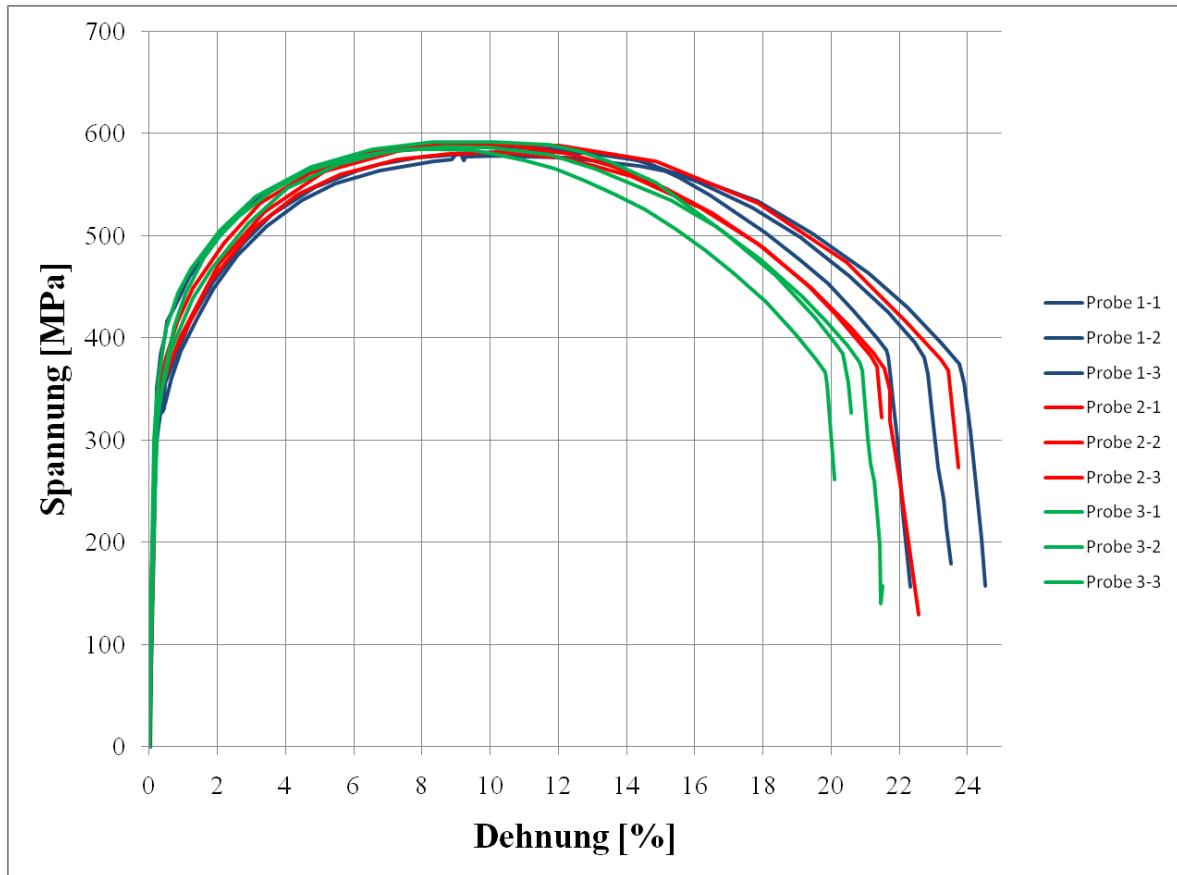


Abbildung 54: Spannungs-Dehnungsdiagramm der Zugproben – unterbrochene Fügezone

Weitere Untersuchung des geschlitzten Stirnflächen-Reibschweißens mit dem hier verwendeten 16MnCr5 bringen für den Einsatz des Verfahrens in Hinblick auf die Nutzung zur Herstellung einer integral beschauften Turbinenstufe keine zusätzlichen Informationen, da die Verbindungsmechanismen und auftretenden Effekte bei Nutzung von Nickel-Basis- oder Titan-Werkstoffen unter Umständen deutliche Unterschiede zu den Verbindungsmechanismen von 16MnCr5 aufweisen. Detailliertere Untersuchungen hinsichtlich einer Anwendung bei einer Turbinenblisk müssen daher mit den tatsächlich eingesetzten Werkstoffen durchgeführt werden.

#### 4.2.3 Bewertung

Obwohl das radiale Schwungradreibschweißen mit unterbrochener Fügezone noch nicht abschließend untersucht werden konnte, zeigen die Schlifffbilder und Zugproben der durchgeführten Grundlagenversuche, dass auch bei geschlitzten Schweißpartnern dauerhafte und belastbare Verbindung erzeugt werden können.



Gegenüber der Kegelschweißung bietet das radiale geschlitzte Schwungradreibschweißen vor allem Vorteile in der Abkühlphase. Eigenspannungen werden, aufgrund der freien Beweglichkeit der Schweißpartner zueinander, nur noch begrenzt auftreten.

Allerdings kann das radial geschlitzte Schwungradreibschweißen nicht alle Nachteile der Kegelschweißung aufheben. Auch bei dem neuen Verfahren wird Sauerstoff an die Fügezone transportiert. Die hohen Prozesskräfte zur Aufbringung der nötigen Flächenpressung in der Fügezone müssen auch bei diesem Verfahren in die Schaufel eingeleitet werden. Ein komplexes Vorrichtungskonzept muss erstellt werden, bei dem jede Schaufel einzeln gehalten, angedrückt und radial bewegt werden muss.

Insgesamt ist es noch verfrüht, über die Machbarkeit des radial geschlitzten Schwungradreibschweißens zu urteilen. Weitere Grundlagenuntersuchungen, und der Aufbau einer Versuchsanlage, bei der tatsächlich radial geschweißt wird, sind notwendige Schritte, um das Verfahren weiter zu analysieren und mögliche Chancen und Risiken zu identifizieren.

## 5 Zusammenfassung und Ausblick

In der vorliegenden Arbeit werden die Möglichkeiten der Herstellung einer mittels Schwungradreibschweißen integral hergestellten Turbinenstufe untersucht. Neben einem Überblick über die grundlegenden Phänomene des Schwungradreibschweißens, der in Kapitel 2 vermittelt wird, wird in Kapitel 3 auf die Möglichkeiten der analytischen und numerischen Simulation des Prozesses eingegangen. Obwohl das Schwungradreibschweißen auf den ersten Blick trivial wirkt, entpuppt es sich bei genauem Hinsehen als ein hochkomplexer thermomechanischer Ablauf, der sich im Hochtemperaturbereich nahe der Schmelztemperatur der Fügepartner abspielt und eine Vielzahl von unterschiedlichen Reibungszuständen durchläuft.

Aufgrund dieser Faktoren ist eine analytische Beschreibung des Prozesses nur mit starken Vereinfachungen und mit begrenzter Aussagekraft möglich. Ähnliches gilt für die Simulation mittels der Finite-Elemente-Methode. Zwar können durchgeführte Versuche nachgerechnet werden, wenn der Energieeintrag in die Bauteile bekannt ist. Eine Vorhersage bei bisher unbekanntem Werkstoffen und Geometrien ist aufgrund von Unsicherheiten bei den Materialdaten im Hochtemperaturbereich und bei den vorherrschenden Reibungszuständen aber kaum möglich.

Ausgehend von den in Kapitel 2 und 3 getroffenen Vorüberlegungen rückt in Kapitel 4 die konkrete Anwendung in den Fokus. Anhand von Schweißproben und FE-Modellen wird zunächst die „Kegelschweißung“ (Abschnitt 4.1) diskutiert. Dieses Verfahren, oft auch als Winkelschweißung bezeichnet, nutzt herkömmliche Schwungradreibschweiß-Anlagen und kann durch Konusflächen eine radiale Verbindung zwischen den Fügepartnern schaffen.

Nach Analyse des Verfahrens muss allerdings festgestellt werden, dass das Verfahren, wie bereits Peter Adams [12] Ende der 70er Jahre feststellte, mit erheblichen Schwierigkeiten verbunden ist. Zum einen treten durch die Kegelgeometrien hohe Eigenspannungen in der Fügezone auf, die zu Schrumpfungsrissen führen können. Diese Gefahr kann, wenn überhaupt, nur mit aufwendigen Wärmebehandlungen im unmittelbaren Anschluss an den Schweißprozess reduziert werden. Zum anderen sind die Bedingungen in der Fügezone während des Schweißprozesses stark unterschiedlich, was sich ungünstig auf den Verbindungsprozess auswirkt. Neben den auftretenden Schwierigkeiten in der Fügezone und in unmittelbarer Nähe der Fügezone ist auch die Umsetzung einer Vorrichtung zur Aufnahme der Schaufeln mit hohem Aufwand verbunden. Aufgrund der hohen auftretenden Flächenpressungen können Beschädigungen der Schaufeln während des Fertigungsprozesses nicht ausgeschlossen werden. Zusammenfassend muss festgestellt werden, dass die Kegelschweißung als Fertigungsverfahren für die Herstellung einer integral beschauelten Turbinenstufe unter den betrachteten Gesichtspunkten nicht empfehlenswert ist.

Neben der „altmodischen“ Kegelschweißung wird in Abschnitt 4.2 ein bisher noch nicht benutztes Verfahren, das radial geschlitzte Schwungradreibschweißen, diskutiert.

Dieses Verfahren sieht vor, dass alle Schaufeln einer Turbinen- bzw. Verdichterstufe gleichzeitig auf den Umfang des Rotors geschweißt werden, ohne dass die Schaufeln untereinander Kontakt haben. Dadurch werden in der Abkühlphase keine radialen Eigenspannungen in den Bauteilen induziert. Dies stellt einen entscheidenden Vorteil gegenüber der Kegelschweißung dar. Um die grundsätzliche Machbarkeit dieses Verfahrens zu demonstrieren wurden FE-Analysen und erste Grundlagenversuche durchgeführt.

In den durchgeführten Grundlagenuntersuchungen konnte nachgewiesen werden, dass mit dem Verfahren positive Schweißergebnisse erzielt werden können. Allerdings müssen für den Einsatz des Verfahrens im Rahmen der Triebwerksherstellung weitere Untersuchungen mit realitätsnahen Geometrien und den im Triebwerksbau verwendeten Werkstoffen durchgeführt werden.

Die weitere Untersuchung dieses Verfahrens wird empfohlen. Neben dem Aufbau einer Versuchsanlage und weiterer Werkstoffuntersuchungen der gefügten Proben, sollte auch an Vorrichtungskonzepten weitergearbeitet werden.

## Literaturverzeichnis

- [1] Howse, M.: *Aero Gas Turbines - An Ever Changing Engineering Challenge*, Royal Aeronautical Society, London, 2004
- [2] Henning, A.H.: *Das Schweißen thermoplastischer Kunststoffe, Teil 1: Entwicklung des Schweißverfahrens*, Kunststoffe 32, 1942
- [3] Chudikov, A.I.: *Verfahren zum Reibschweißen von Metallen*, russische Patentschrift 106270, 1956
- [4] Helm, D.: *Mixed Iconel® Alloy 718 Inertia welds for rotating applications- Microstructures and mechanical properties*, The Mineral Metals & Materials Society, 2005
- [5] Kappler, G.: *Komponentenentwicklung für energieeffiziente Flugantriebe*, MTU Motoren- und Turbinen-Union München GmbH. MTU-Bericht Nr. 81/30, München 1982
- [6] Deutsches Institut für Normung e.V.: *DIN EN ISO 15620 Reibschweißen von metallischen Werkstoffen*, Berlin 2000
- [7] Knothe, K.; Wessels, H.: *Finite Elemente – Eine Einführung für Ingenieure*, ISBN 3-540-64491-1, Springer Verlag, Berlin Heidelberg 1999
- [8] General Electric Company.: *Inertia Welding of Blades to Rotors*, United States Patent Publication US 6,666,653 B1, 2003
- [9] Kreye, H. , Reiners G.: *Werkstoffkundliche Aspekte beim Reibschweißen von Werkstoffkombinationen*, Vortragsband zur 2. Sondertagung Abbrennstumpf- und Reibschweißen, Aachen 1987
- [10] Deutscher Verband für Schweißtechnik : *Reibstumpfschweißen von Metallen*, Merkblatt DVS 2909 Teil 1, Deutscher Verlag für Schweißtechnik, Düsseldorf 2009
- [11] Adam, P.: *Ablauf der Verbindungsbildung beim Schwungradreibschweißen von hochwarmfesten Legierungen – Temperaturverlauf und Wulstbildung*, MTU Motoren- und Turbinen-Union München GmbH. MTU-Bericht Nr. 79/24, München 1979
- [12] Adam, P.: *Anwendung neuer Fügetechniken in kleineren Gasturbinen*, Vortrag zum DGLR-Symposium „Kleingasturbinen“, Stuttgart, 1977
- [13] Hasui, A., Fukushima, S.: *On the Torque in Friction Welding*, Transactions of the Japan Welding Society Vol. 8 No. 1, 1977
- [14] Fukushima S.: *Study on Selection of Welding Conditions in Continous Drive Friction Welding Process*, Transactions of National Research Institute For Metals Vol. 18 No. 4, 1976
- [15] Leszczynski, J.; Hoderny, B.: *Anwendung des Reibungsschweißens bei der Rohrherstellung*, Neue Hütte 22.Jg Heft 8, 1977
- [16] Giordano, F. M. : *Welding Method Uses Frictional Heat*, The Tool And Manufacturing Engineer Nr.1, 1966

- [17] Grünauer, H. : *Reibschweißverfahren für Gußteile*, GUSS Produkte '86 Jahreshandbuch , Darmstadt 1986
- [18] Nyfeler, N.: *Reibschweißen*, Technische Rundschau Nr. 20 vom 7.Mai 1971, Basel 1971
- [19] Bethlehem, W. F.: *Das Reibmoment, eine prozeßabhängige Variable zur Überwachung und Steuerung des Reibschweißprozesses*, DVS Berichte '77 Seite 42-45, ISBN 3-87155-382-4, Deutscher Verlag für Schweißtechnik 1977
- [20] Drews, P.; Meyer, B.: *Vergleichende Betrachtung der Reibschweißverfahren*, DVS Berichte '77 Seite 46-51, ISBN 3-87155-382-4, Deutscher Verlag für Schweißtechnik 1983
- [21] Adam, P.; Wilhelm, H.: *Reibschweißen von PM-Superlegierungen*, DVS Berichte '77 Seite 52-55, ISBN 3-87155-382-4, Deutscher Verlag für Schweißtechnik 1977
- [22] Na S.-J.; Ruge J., Thomas K.: *Reibschweißverbindungen zwischen ausgewählten artverschiedenen Werkstoffen*, DVS Berichte '77 Seite 56-63, ISBN 3-87155-382-4, Deutscher Verlag für Schweißtechnik 1977
- [23] Bungartz H.-J., Zimmer S., Buchholz M., Pflüger, D.: *Modellbildung und Simulation*, ISBN-13: 978-3540798095, Springer Verlag, Berlin 2009
- [24] Nicholas, E. D.; Lilly, R.H. *Radial Friction Welding. Exploiting Friction Welding in Production*, The Welding Institute Cambridge 1979
- [25] Schneefeld, D.; Helm, D.; Wilhelm, D.: *Lineares Reibschweißen von Verdichterläufern aus Titan-Legierungen*, DVS Band 208, 2000, Seite 42-47
- [26] Franz, U.; Trepte, M.: *Reibschweißen- Darstellung und Interpretation des Reibmoments*, Schweißtechnik Seite 244-245, 1986
- [27] Stoloff, N.S.: *Fundamentals of Strengthening*, The Superalloys, New York 1972, Seite 79-111
- [28] Grünauer, H.: *Aktuelle Anwendungen des Reibschweißens*, Aluminium 67 Jahrgang 1991 , Seite 1185-1186
- [29] Neumann, A.; Schober, D.: *Reibschweißen von Metallen*, ISBN 3-87155-124-4, Deutscher Verlag für Schweißtechnik 1990
- [30] Duffin, F. D.; Bahrani, A. S.: *The mechanics of friction welding mild steel*, Metal Construction Juni 1976, Seite 267 - 271
- [31] Moore, Th.J.: *Exploratory Study of Friction Welds in Udimet 700 and TD-Nickel Bar*, NASA TMX-2411, 1971
- [32] Appel,H.G.; Böhle, P.; Erdmann-Jesnitzer, F.: *Metallografie und Festigkeitsverhalten von Reibschweißverbindungen an unterschiedlichen Werkstoffen*, DVS Fachbuchreihe Bd. 5 Seite 1-16 , 1968
- [33] Siede,R.: *Simultane und sequentielle Wärmebehandlung beim Reibschweißen von Nickelbasislegierungen und Möglichkeiten zur Entkopplung von mechanischen und thermischen Parametern*, Dissertation TU München, 1984
- [34] Denning,G.: *Optimierung von Einstellwerten für das Reibschweißen mit kontinuierlichem Antrieb*, KUKA Fachinformation, Schweißtechnik NR. 32 1979

- [35] Nentwig, A. W. E.; Welz, W.; Tensi, H. M.: *Analyse des Reibschweißablaufes beim Rotationsreibschweißen von metallischen Werkstoffen gleicher und unterschiedlicher Warmfestigkeit*, DVS Band 139, Seite 10-14
- [36] Schäfer, R.: *Beitrag zum Reibschweißen von Metallen unter besonderer Berücksichtigung der Energieumwandlung während des Schweißprozesses*, Dissertation, RWTH Aachen, 1971
- [37] Kes, P.-H.: *Beitrag zum Reibschweißen duktiler Eisengusswerkstoffe*, Dissertation, RWTH Aachen, 1989
- [38] Rolls Royce Group: *Engine Manual Allison 250 C20*, 1984
- [39] Baehr, H. D.; Stephan, K.: *Wärme und Stoffübertragung*, ISBN 3-540-40130-X, Springer Verlag, 2004
- [40] Henderson, J. B.; Stephan, K.: *Thermal Conductivity 23*, Seite 530-537, ISBN 1-56676-477-7, Technomic Publishing Company, 1996
- [41] Zienkiewicz, O. C.; Taylor, R. L.; Zhu, J. Z.: *The Finite Element Method – Its Basis and Fundamentals*, ISBN 978-0750663205, Butterworth Heinemann, 2005
- [42] Soucail, M.; Naze, L.; Moal, A.; Ferte J.-P.: *Modeling Inertia Friction Welding Of Astroloy Nickel Superalloy*
- [43] Lee, K.; Samant, A.; Wu, W. T.: *Finite Element Modeling Of Inertia Welding Processes*, SFTC Paper 359, 2001
- [44] Wang, L.; Preuss, M.; Withers, P. J.; Baxter, G. J.; Wilson, P.: *Residual Stress Prediction for the Inertia Welding Process*, Journal of Neutron Research Vol. 12 Seite 21-25, 2004
- [45] Lemaitre, J.; Chaboche, J.-L.: *Mechanics of solid material*, ISBN 978-0621-477581, Cambridge University Press, 2000
- [46] Soucail, M.; Moal, A.; Naze, L.; Massoni, E.; Levallant, C.; Bienvenu, Y.: *Microstructural study and numerical simulation of inertia friction welding of Astroloy*, 7th Int. Symp. Superalloys, Seven Springs, 1992
- [47] Scientific Forming Technologies Corporation: *DEFORM Integrated 2D-3D Version 10.1 User's Manual*, Kapitel 5, Ohio, 2010
- [48] Dassault Systems Corp.: *ABAQUS Example Problems Manual V.6.8*, Providence, 2008
- [49] Akbari Mousavi, S. A. A.; Rahbar Kelishami, A.: *Experimental and Numerical Analysis of the Friction Welding Process for the 4340 Steel and Mild Steel Combinations*, The Welding Journal Vol. 87 Seite 178-186, 2008
- [50] Hamilton Sunstrand Corporation.: *Method of manufacturing a turbine rotor*, European Patent Application EP 2177306A1, 2009
- [51] Dahl, W.; Kopp, R.; Pawelski, O.: *Umformtechnik: Plastomechanik und Werkstoffkunde*, ISBN 978-3514004023, Stahleisen, 1993,
- [52] Schmitt-Thomas, K. G.; Meisel, H.; Siede, R.: *Überlagerung induktiver Erwärmung zum Ausgleich unterschiedlicher Warmumformbarkeit von Nickelbasislegierungen beim Schwungradreibschweißen*, Schweißen und Schneiden 35 Heft 6, 1983

- [53] Seregin, S. A.; Sabantsev, V. P.: *Influence of Speed of Rotation on Longitudinal Upset in Friction Welding of Sheets*, Svar. Proiz Nr. 2, 1976
- [54] MTU Aero Engines: *MTN70 – Maßnormen für Werkstoffproben – Zugproben. Rundproben mit Gewindeköpfen*, Ausgabe 2009-06
- [55] Geropp, D.: *Der turbulente Wärmeübergang am rotierenden Zylinder*, Ingenieur-Archiv Band 38, Springer Verlag, 1969
- [56] Kubiszyn, I.; Pietras, A.: *Numerical modeling of the friction-welding process*, Welding International 17 Seite 425–430, 2006.
- [57] Wang, L.; Preuss, M.; Withers, P.J; Baxter, G.; Wilson, P.: *Energy-Input-Based Finite-Element Process Modeling of Inertia Welding.* Metallurgical and Materials Transactions 36B Seite 513–523, 2005
- [58] D’Alvise, L.; Massoni, E; Walløe, S.J.: *Finite element modeling of the inertia friction welding process between dissimilar materials*, Journal of Materials Processing Technology 125–126 Seite 387 – 391, 2002.
- [59] Lindemann, Z.; Skalski, K.; Wlosinski, W.; Zimmermann, J.: *Thermo-mechanical phenomena in the process of friction welding of corundum ceramics and aluminium*, Bulletin of the polish academy of sciences Vol. 54 No.1, 2006.
- [60] Klocke, F.: *Fertigungsverfahren 4; Umformtechnik*, ISBN-13: 978-3540236504, Springer Verlag, Berlin, 2008
- [61] Owcarski, W.A.: *Process and Metallurgical Factors in Joining Superalloys and other High Service Temperatures Materials*, AGARD LS 91, 1977
- [62] Pöhler, A.; Prokopczuk, P.: *Simulation des Schwungrad-Reibschweißprozesses mit Abaqus*, interner TUM-Bericht, 2010