

# Lineares Reibschweißen in der Kettenfertigung

---

## DISSERTATION

von

Dipl.-Ing. Kemal Mucić, IWE

Zum Erlangen des Akademischen Grades

DOKTOR DER TECHNISCHEN WISSENSCHAFTEN

---

Durchgeführt im Rahmen des COMET K-Projekt  
Kompetenznetzwerk für Fügetechnik JOIN 4+. Eine Kooperation des Institutes für  
Werkstoffkunde und Schweißtechnik mit pewag austria GmbH und voestalpine  
Austria Draht GmbH.

---

Eingereicht am:

Institut für Werkstoffkunde und Schweißtechnik

der

TECHNISCHEN UNIVERSITÄT GRAZ

Betreuer:

Assoc.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Norbert Enzinger

Gutachter:

Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.mont. Ronald Schnitzer  
Assoc.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Norbert Enzinger

Graz, April 2016



## Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Werkstoffkunde und Schweißtechnik an der Technischen Universität Graz in Zusammenarbeit mit pewag austria GmbH und voestalpine Austria Draht GmbH.

An dieser Stelle möchte ich mich bei den Personen bedanken die mir die Möglichkeit gaben ein sehr interessantes Themengebiet kennenzulernen sowie mich während dieser Zeit tatkräftig unterstützten:

Bei Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Christof Sommitsch, der mir die Durchführung dieser Arbeit seitens der Technischen Universität Graz genehmigt und die notwendige Umgebung geschaffen hat, in der zielorientiertes Arbeiten möglich war.

Ganz besonders bedanken möchte ich mich bei meinem Betreuer Herrn Assoc. Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. Norbert Enzinger für die ständige Bereitschaft, mich in meiner Arbeit zu unterstützen, fördern und motivieren.

Herzlich bedanken möchte ich mich auch bei meinem Industriepartner der Fa. pewag austria GmbH und im speziellen beim Herrn Ing. Franz Fuchs für seine uneingeschränkte Unterstützung während der gesamten Projektdauer.

Ich danke auch allen Mitarbeitern des Institutes für Werkstoffkunde und Schweißtechnik insbesondere meinen Kollegen: Dipl.-Ing. M. Kičin, Dr.techn. R. Vallant, Dr.techn. L. Wittwer, Dr.techn. M. Galler und L. Herbitschek mit denen es immer eine Freude war über schweißtechnisch relevante Themen zu diskutieren.

Abschließend gebührt mein ganz besonderer Dank meinen Eltern, meiner Ehefrau und meiner Schwester, für ihre kompromisslose Unterstützung, Verständnis und Geduld während meiner gesamten Ausbildung.

Kemal Mucić  
Graz, April 2016



### **EIDESSTATTLICHE ERKLÄRUNG**

Ich erkläre an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen/Hilfsmittel nicht benutzt, und die den benutzten Quellen wörtliche und inhaltlich entnommenen Stellen als solche kenntlich gemacht habe.

### **STATUTORY DECLARATION**

I declare that I have authored this thesis independently, that I have not used other than the declared sources / resources, and that I have explicitly marked all material which has been quoted either literally or by content from the used sources.

Graz, am 27.04.2016

.....  
(Unterschrift / signature)



## Abstract

Flash butt welding is the common process for the welding of big diameter steel chains. This process has been used for many years, and is successfully applied for different profiles and dimensions of chain links. However, this process yields low production, due to relatively long cycle time. Due to the heat input of this low energy density fusion welding process the material becomes liquid and the microstructure is influenced significantly in a wide heat affected zone and makes post-weld heat treatment and an expensive quality control necessary.

Through detailed analysis and a subsequent evaluation of alternative welding processes a worldwide completely new and innovative approach for welding of chains has been chosen for further investigation. Linear friction welding (LFW) is a solid state joining process in which a stationary part is forced against a part that is moving in a linear transverse direction. The heat is generated due to frictional heating at the weld interface. Instead of one weld in each link, like in the conventional flash butt welding process, in linear friction welding two half links are joined with two welds, each of it maintaining a much smaller heat affected zone and making the application of different geometries, materials and semis of the chain possible.

Linear friction welding of high strength half link chains is investigated using experimental and numerical analyses. By a three-dimensional (3-D) coupled thermomechanical finite element (FE) model, the temperature profile, axial shortening and flash formation at the joint interface are analyzed. Additionally the volume fractions of the final microstructure and the size of the heat affected zone are also predicted. The transient heat input, which is an essential for these models, is estimated by an inverse heat-transfer analysis. The predicted HAZ width, upset, thermal history and final microstructure are compared with experimentally measured values and showed a very good agreement.

Using the Design of Experiment (DoE) method the relationship between the main welding parameters, the flash formation and the joint strength was investigated. For this investigation, forged chain half links from 30CrNiMo8 were linear friction welded. Subsequently a detailed metallographic, light and scanning electron microscopy analysis to characterize the link quality was conducted. The static strength properties of the joints were quantified and analyzed using the statistical software Minitab 16. With this approach, the significant factors affecting the linear friction welding of chain links have been identified, and their optimal combination for ensuring the highest quality at very good reproducibility determined.

Based on these results chain links 26x100 of 30CrNiMo8 were linear friction welded for an 8.3 m long conveyor chain pair. With flush butt welding such exactly the same length chain pairs-which are very important for the conveyor systems, can only be produced through calibration which are then pairwise sorted. By linear friction welding,

these complicated production steps can be eliminated. This 8,3m long conveyor chain pair is successfully incorporated into a cement bucket elevator since February 2012.



Aus der vorliegenden Arbeit sind folgenden wissenschaftlichen Beiträge in **Zeitschriften und Tagungsbänden** veröffentlicht bzw. eingereicht:

- [1] K. Mucic, F. Fuchs und N. Enzinger: „Process optimization for linear friction welding of high strength chains“, Proceedings of the EUROJOIN Conference, Pula, Croatia (2012), 157-166.
- [2] K. Mucic, J. Lopera, F. Fuchs und N. Enzinger: „Linear friction welding of high strength chains: modelling and validation“, Mathematical Modelling of Weld Phenomena 10 (2012).
- [3] K. Mucic, F. Fuchs und N. Enzinger: „Linear Friction Welding of High Strength Chains“, Proceedings of the 9th International Conference on Trends in Welding Research Conference (2012).
- [4] K. Mucic, F. Fuchs und N. Enzinger: „Lineares Reibschweißen von hochfesten Kettengliedern“, in: 20. Erfahrungsaustausch Reibschweißen (2013), S. 1 – 14.
- [5] K. Mucic, F. Fuchs und N. Enzinger: „Kerbschlagarbeit einer Reibschweißverbindung“ in Schweiss- und Prüftechnik. (2013), S. 41 – 44.
- [6] K. Mucic, F. Fuchs und N. Enzinger: „An innovative approach of joining chains using linear friction welding“, International Institute of Welding International Congress IIW-IC-2014, New Delhi, 9-11 April 2014.

Ausgewählte Ergebnisse aus der vorliegenden Arbeit wurden auf folgenden **Konferenzen** präsentiert:

- [1] K. Mucic: “Linear Friction Welding of High Strength Chains” in: 9th International Trends in Welding Research Conference. Chicago, IL am: 04.06.2012.
- [2] K. Mucic: “Linear friction welding of high strength chains: modelling and validation” in: 10th International Seminar Numerical analysis of Weldability, Seggau am: 24.09.2012.
- [3] K. Mucic: ”Process optimization for linear friction welding of high strength chains” in: EUROJOIN8. Pula am: 24.05.2012.
- [4] K. Mucic: ”An Innovative Approach of Joining AISI 316L Stainless Chains Using Linear Friction Welding” in: 3rd IIW European South American School of Welding. Salvador am: 07.10.2013.
- [5] K.Mucic: “Lineares Reibschweißen von hochfesten Kettengliedern“. - in: 20. Erfahrungsaustausch Reibschweißen. München am: 12.03.2013.

[6] K.Mucic: "Linear Friction Welding of AISI 316L Stainless Chains" in: Materials Science & Technology 2013. Montreal am: 27.10.2013.

[7] K.Mucic: "Kerbschlagarbeit einer Reibschweißverbindung" in: Fügetechnik in Österreich Wissenschaft und Industrie. Graz am: 10.04.2013.

[8] K. Mucic, F. Fuchs und N. Enzinger: „An innovative approach of joining chains using linear friction welding“, International Institute of Welding International Congress IIW-IC-2014, New Delhi, 9-11 April 2014.

Aus der vorliegenden Arbeit sind folgende Beiträge als wissenschaftliche **Poster** veröffentlicht:

[1] Lineares Reibschweißen von Kettengliedern, 1. pewag congress Wien 2011, 5. - 6. Mai 2011.

Die Ergebnisse aus der vorliegenden Arbeit wurden mit folgendem **Preis** ausgezeichnet:

[1] 1.Platz beim „raiser Innovationspreis für Reibschweißtechnik 2013“ für innovative Forschungs- und Entwicklungsarbeiten auf dem Gebiet der Reibschweißtechnik.

# Inhaltsverzeichnis

<b>1. EINLEITUNG .....</b>	<b>15</b>
<b>2. AUFGABENSTELLUNG.....</b>	<b>18</b>
<b>3. LITERATUR.....</b>	<b>19</b>
<b>3.1 Reibschweißen.....</b>	<b>19</b>
<b>3.2 Geschichte des linearen Reibschweißens.....</b>	<b>20</b>
<b>3.3 Prozess des linearen Reibschweißens.....</b>	<b>22</b>
3.3.1 Kontaktphase .....	23
3.3.2 Übergangsphase.....	23
3.3.3 Phase der axialen Verkürzung.....	23
3.3.4 Stauchphase .....	24
3.3.5 Schweißparameter .....	24
3.3.6 Schweißbarkeit.....	25
3.3.7 Einfluss der Schweißparameter auf die Verbindungsqualität .....	26
<b>3.4 Grundlagen der statistischen Versuchsplanung.....</b>	<b>28</b>
<b>3.5 Eigenschaften des Schweißgrates.....</b>	<b>29</b>
<b>3.6 FEM Modellierung des linearen Reibschweißens .....</b>	<b>32</b>
<b>3.7 Gefügeentwicklung in einer linearen Reibschweißverbindung .....</b>	<b>36</b>
<b>3.8 Eigenschaften der linearen Reibschweißverbindung .....</b>	<b>37</b>
3.8.1 Mechanische Eigenschaften der linearen Reibschweißverbindung .....	37
3.8.2 Härte der linearen Reibschweißverbindung.....	39
3.8.3 Bruchzähigkeit der linearen Reibschweißverbindung.....	40
3.8.4 Eigenspannungen in der linearen Reibschweißverbindung.....	41
3.8.5 Ermüdungsfestigkeit der linearen Reibschweißverbindung.....	42
3.8.6 Vor- und Nachteile des linearen Reibschweißens .....	43
<b>3.9 Temperatur in der linearen Reibschweißverbindung.....</b>	<b>45</b>
<b>4. EXPERIMENTELLE VERSUCHE .....</b>	<b>46</b>
<b>4.1 Lineare Reibschweißmaschine (RSM1).....</b>	<b>46</b>
4.1.1 Zwei Fügestellen .....	47
4.1.2 Patent für Kettenglieder und Rund-bzw. Profilketten .....	48
<b>4.2 Geometrie und Werkstoff der untersuchten Kettenglieder .....</b>	<b>51</b>
4.2.1 Werkstoff der untersuchten Kettenglieder.....	53
<b>4.3 Versuchsdurchführung.....</b>	<b>56</b>
4.3.1 Systemanalyse .....	56
4.3.2 Versuchsstrategie .....	56
4.3.3 Versuchsdurchführung.....	58
4.3.4 Versuchsauswertung.....	60

<b>5. EXPERIMENTELLE ERGEBNISSE .....</b>	<b>65</b>
5.1.1 Zugfestigkeit der linear reibgeschweißten Förderkette .....	65
5.1.2 Metallografische Untersuchung der linear reibgeschweißten Förderkette .....	67
5.1.3 Härte der linear reibgeschweißten Förderkette.....	70
5.1.4 Kerbschlagzähigkeit der linear reibgeschweißten Förderkette .....	74
5.1.5 Experimentelle Ermittlung der Temperatur und axialen Verkürzung .....	79
<b>5.2 Einsatz der linear reibgeschweißten Förderkette im Zementbecherwerk .....</b>	<b>82</b>
<b>6. SCHWEIßPROZESSSIMULATION .....</b>	<b>84</b>
<b>6.1 Berechnung der Reibungswärme in der Fügefläche .....</b>	<b>84</b>
6.1.1 Das inverse Wärmeleitungsproblem .....	86
6.1.2 1D explizite Finite Differenzen Model .....	87
6.1.3 Mathematische Modellierung der Wärmeleitungsgleichung [88] .....	87
6.1.4 Lösung des inversen Wärmeleitungsproblems .....	88
<b>6.2 Thermo-mechanisches Modell .....</b>	<b>93</b>
6.2.1 Randbedingungen und Materialdaten .....	93
<b>6.3 Simulationsergebnisse für das thermo-mechanisches Modell .....</b>	<b>96</b>
6.3.1 Temperaturentwicklung im Kettenglied.....	96
6.3.2 Axiale Verkürzung im Kettenglied .....	98
6.3.3 Spannung, Dehnung und Dehnungsrate im Kettenhalbglied.....	100
<b>6.4 Thermo-metallurgisches Modell.....</b>	<b>102</b>
6.4.1 Randbedingungen und Materialdaten.....	102
<b>6.5 Simulationsergebnisse für das thermo- metallurgisches Modell .....</b>	<b>103</b>
6.5.1 Gefügeentwicklung im Kettenglied.....	103
6.5.2 Schweißnahtbreite im Kettenglied.....	105
<b>7. ZUSAMMENFASSUNG UND SCHLUSSFOLGERUNG .....</b>	<b>107</b>
<b>8. AUSBLICK.....</b>	<b>110</b>
<b>9. LITERATURVERZEICHNIS.....</b>	<b>112</b>
<b>10. ABBILDUNGSVERZEICHNIS .....</b>	<b>117</b>
<b>11. TABELLENVERZEICHNIS .....</b>	<b>121</b>
<b>12. STUDIENARBEITEN .....</b>	<b>122</b>
<b>13. ANHANG .....</b>	<b>123</b>
13.1 Fügeteile.....	123
13.2 Messprotokole der optimalen Parametereinstellung.....	125
13.3 Materialdaten des 30CrNiMo8 für die Simulation.....	128

## Verzeichnis der verwendeten Formelzeichen und Abkürzungen

Formelzeichen, Symbol, Abkürzung	Benennung	Einheit
A	Reibfläche, Querschnittsfläche	mm <sup>2</sup>
a	Amplitude	mm
b	Breite	mm
BV	Bestätigungsversuch	
C <sub>p</sub>	spezifische Wärmekapazität	J/kg-K
e	Residuum	
d	Durchmesser	mm
f	Frequenz	Hz
flash	engl. für Grat (Schweißgrat)	
F <sub>R</sub>	Reibkraft	kN
GW (engl. PM)	Grundwerkstoff	
HV	Hauptversuch	
k	Anzahl der Faktoren	
KG	Kettenglied	
KHG	Kettenhalbglied	
L	Länge [	mm
LRS	Linearreibschweißen	
n	Stichprobenumfang	
p	Reibdruck	N/mm <sup>2</sup>
PI	Power Input	mW/mm <sup>2</sup>
P <sub>m</sub>	maximaler PI	mW/mm <sup>2</sup>
q	Wärmestrom	J/s
Q	Wärmeenergie	J
R <sub>m</sub>	Zugfestigkeit	N/mm <sup>2</sup>
s	Standardabweichung einer Stichprobe	
SLV	Schweißtechnische Lehr- und Versuchsanstalt	
St	Stauchkraft	kN
SZ (engl. WZ)	Schweißzone	
t	Zeit	s
T	Temperatur	°C
TMBZ (engl. TMAZ)	Thermomechanisch beeinflusste Zone	
TWI	The Welding Institute	
v	Geschwindigkeit	m/s
VV	Vorversuch	
w	spezifischer Power Input	kW/mm <sup>2</sup>
WBH	Wärmebehandlung	
WEZ (engl. HAZ)	Wärmeeinflusszone	

## Griechische Symbole:

$\alpha$	Wärmeausdehnungskoeffizient	1/K
$\alpha_K$	Wärmeübergangskoeffizient	W/K·mm <sup>2</sup>
$\varepsilon$	Gesamtdehnung	
$\sigma$	Spannung	N/mm <sup>2</sup>
$\lambda$	Wärmeleitkoeffizient	W/m·K
$\mu_{\text{Reib}}$	Reibungskoeffizient	
$\rho$	Dichte	kg/m <sup>3</sup>
$T_{\text{Reib}}$	Reibschubspannung	N/mm <sup>2</sup>
$\omega$	Winkelgeschwindigkeit	1/s

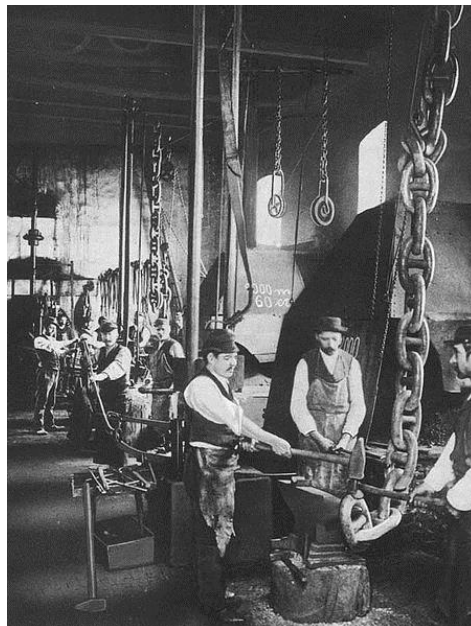
### Bemerkung:

Zur Berechnung der verwendeten Formeln müssen die Größen in SI-Einheiten eingesetzt werden, bzw. müssen gegebenenfalls umgerechnet werden.

## 1. Einleitung

Die Geschichte der Kette (von mittelhochdeutsch keten) begann in der Bronzezeit (3. - 1. Jt v. Chr.). Zur der Zeit wurde die Kette als Schmuckstück verwendet [1]. Mit der Zeit erkannte man dass die Kette, also eine Aneinanderreihung von beweglichen, ineinandergefügten oder mit Gelenken verbundenen Gliedern, auch als technisches Element verwendet werden kann, z.B. als Ankerkette (1634) [2], Kette zur Kraftübertragung oder auch als Zurrkette.

Als einer der weltweit ältesten Kettenhersteller, erste urkundliche Erwähnung in 1479 [3], gilt die heutige pewag austria GmbH in Kapfenberg. In der Abbildung 1 ist die Ankerkettenschmiede aus dem Jahre 1878 [4], die damals bei dem Kettenhersteller im Betrieb stand, zu sehen. Zur dieser Zeit wurden Ketten geschmiedet und durch das feuerschweißen verbunden.



**Abbildung 1:** Ankerkettenschmiede mit drei Fallhämmern, wie sie 1878 im Kettenwerk in Betrieb standen [4]

Mit der Einführung der elektrischen Widerstandsschweißverfahren, um ca. 1930, wurde die Umstellung von aufwendiger Handarbeit auf Maschinenfertigung möglich. Dadurch konnten Ketten schneller und billiger als bei dem Feuerschweißen hergestellt werden. Die Kettenherstellung wurde noch kosteneffizienter wenn die Schweißmaschinen von Frauen bedient wurden, siehe Abbildung 2. Denn Frauen wurden, zur dieser Zeit, geringer entlohnt als Männer (Frauenlohn lag damals bei ca. 50% des Männerlohnes) [5].

Daneben konnten Ketten mit höherer Qualität im Vergleich zum Feuerschweißen hergestellt werden. Was dazu führte das die Kette das Seil aus vielen technischen Anwendungen verdrängte und in verschiedenen Bereichen eingesetzt wurde.



**Abbildung 2:** Frauen um ca. 1930 in der Kettenfertigung [5]

Bis heute werden Ketten, abhängig vom Kettendurchmesser, mit den Widerstandstumpfschweißen oder Abbrennstumpfschweißen, hergestellt. Bei beiden Verfahren kommt es durch die Widerstandserwärmung der Fügestelle und der anschließenden Stauchung zur Verbindung. Da es bei beiden Schweißverfahren zum Aufschmelzen des Werkstoffes kommt, sind Erstarrungsprobleme wie Porosität, Entmischung oder Heißrissbildung möglich, sodass es zum Versagen in der Schweißzone kommen kann, siehe Abbildung 3. Je nach den erforderlichen Eigenschaften der Kette ist eine nachfolgende Wärmebehandlung nötig. Zur Sicherung der geforderten Qualität werden aufwendige Qualitätskontrollen standardmäßig angewendet.



**Abbildung 3:** Versagen in der Schweißzone eines widerstandstumpfgeschweißten Kettengliedes

In den vergangenen Jahrzehnten konnten von den Kettenschweißmaschinenhersteller keine entscheidenden Verbesserungen bei den verwendeten Schweißverfahren erreicht werden. Aus diesem Grunde entschied sich die Fa. pewag GmbH bei dem Kompetenznetzwerk für Fügetechnik K-net JOIN teilzunehmen und besser geeignete Schweißverfahren für die hochfeste Kette zu identifizieren.



In diesem Projekt wurde mit Hilfe einer umfangreichen Nutzwertanalyse [6] die Hochenergieschweißverfahren (Elektronenstrahl-, Laserstrahl und Plasmaschweißen) und Reibschweißprozesse (Friex, Linear- und Orbitalreibschweißen) anhand von 26, für die Kettenfertigung, wichtigen Parametern wie z.B.:

- Produktivität,
- Verbindungsqualität,
- Wiederholgenauigkeit des Prozesses,
- Investitions- und variable Kosten,

bewertet.

Das Ergebnis dieser Untersuchung [7] zeigte, dass das Abbrennstumpfschweißen im Verhältnis zu diesen modernen Schweißverfahren der am wenigsten geeignete Prozess für das Fügen von Förderketten ist. Das lineare Reibschweißen hingegen wurde als der am besten geeignete Prozess abgeschätzt. Daher wurde dieser weltweit einmalige innovative Ansatz, Ketten durch das lineare Reibschweißen zu fertigen, für eine detaillierte Untersuchung ausgewählt.

## 2. Aufgabenstellung

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit der Entwicklung des linearen Reibschweißprozesses in der Kettenfertigung. Folgende Ziele wurden dabei verfolgt:

- die Machbarkeit des linearen Reibschweißens beim Verbinden von hochfesten Ketten zu demonstrieren;
- den Einfluss der Schweißparameter auf die Qualität der Schweißverbindung systematisch zu untersuchen sowie eine optimale Parametereinstellung für einen stabilen Prozess zu definieren;
- die Berechnung der Reibungswärme in der Schweißzone, unter Verwendung eines inversen Wärmeleitungsmodells, zu bestimmen;
- die Untersuchung der Temperaturentwicklung, axialen Verkürzung, Gratausbildung und der Gefügeausbildung im Kettenglied unter Verwendung eines thermo-mechanischen und thermo-metallurgischen gekoppelten 3D FE Modells;
- der Einbau eines linear reibgeschweißten Förderkettenpaares in einem Zementbecherwerk um unter realen Bedingungen geprüft zu werden.

## 3. Literatur

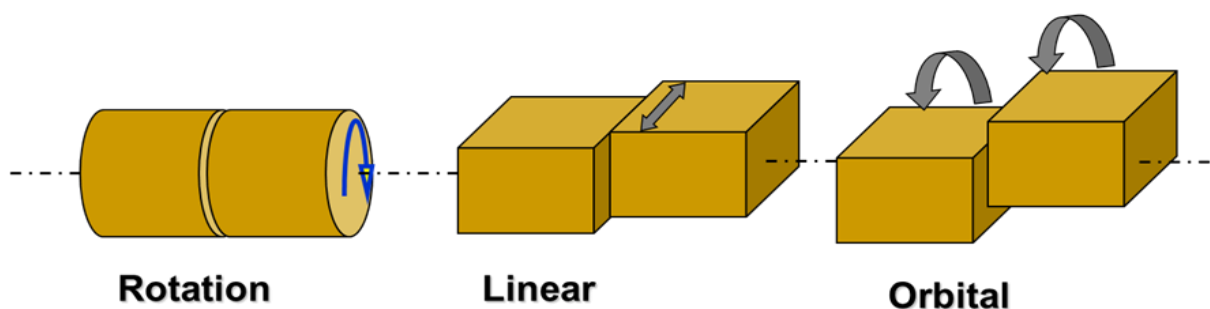
### 3.1 Reibschweißen

Das Reibschweißen gehört laut der DIN EN 14610 [8] in die Gruppe der Preßschweißverfahren, laut der DIN ISO 857 [9] ist das Kurzzeichen für das Reibschweißen FR und hat laut der DIN EN ISO 4063 [10] die Kennzahl 42.

Bei dem Reibschweißen erfolgt die Erwärmung der zu fügenden, fest eingespannten Bauteile durch Reibung. Die Erzeugung der Reibung erfolgt durch eine Relativbewegung zwischen einem, sich in Bewegung befindlichen und einem feststehenden Füge-teils die durch Kraft zusammengehalten werden. Durch die Umsetzung der Reibarbeit in innere Energie kommt es zur Wärmeeinbringung in der Fügestelle. Aufgrund solcher Wärmeerzeugung und Wärmeleitung liegt die maximale Temperatur in der Schweißzone unter der Schmelztemperatur des zu fügenden Werkstoffes. Deshalb entsteht kein Schmelzbad und das Material liegt in einem festem Zustand vor. Sobald ein ausreichender Wärmeeintrag erfolgt ist wird die Relativbewegung gestoppt. Durch das aus der Fügezone verdrängte Material entsteht der typische Schweißgrat.

Das Reibschweißen wird von der American Welding Society wie folgt definiert: „*Friction welding is a solid-state joining process that produces coalescence of materials under compressive force contact of workpieces rotating or moving relative to one another to produce heat and plastically displace material from the faying surfaces. Under normal conditions, the faying surface do not melt. Filler metal, flux and shielding gas are not required with this process.*“ [11]

Die Reibschweißverfahren werden anhand der unterschiedlichen Form der Relativbewegung in Rotations-, Linear- und Orbitalreibschweißverfahren unterteilt, siehe Abbildung 4.



**Abbildung 4:** Reibschweißverfahren in Abhängigkeit der Relativbewegung der Füge-teile [12]

Das Rotationsreibschweißen ist neben dem Feuerschweißen eines der ältesten und meist verbreiteten Reibschweißverfahren. Bei dem Rotationsreibschweißen wird ein Bauteil um seine Achse gedreht und das andere zu fügende Bauteil bleibt still. Durch den Reibdruck werden die beiden Füge-teile in Kontakt gebracht und es entsteht eine Verbindung.

In Abhängigkeit von der Art der Energiebereitstellung unterscheidet man beim Rotationsreibschweißen das Rotationsreibschweißen mit kontinuierlichem Antrieb und das Rotationsreibschweißen mit Schwungradantrieb. Beim Rotationsreibschweißen mit kontinuierlichem Antrieb wird die Energie durch einen Motor zugeführt. In Europa werden meistens Reibschweißmaschinen mit kontinuierlichem Antrieb verwendet.

Bei dem Rotationsreibschweißen mit Schwungradantrieb wird die in das Bauteil einzubringende Energie vor Prozessbeginn in einem Schwungradmassenwerk gespeichert und anschließend dem Prozess zugeführt. Vor allem in den USA bzw. in der Luft- und Raumfahrtindustrie wird das Rotationsreibschweißen mit Schwungradantrieb verwendet.

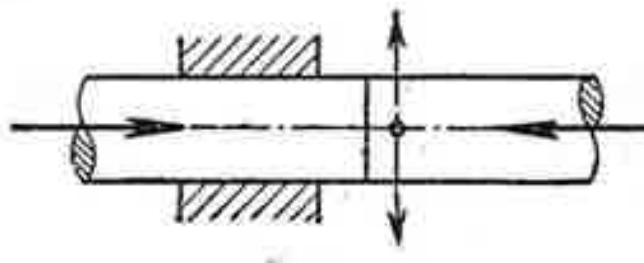
Bei dem orbitalen Reibschweißen beschreiben die zu fügenden Bauteile eine elliptische oder kreisförmige Relativbewegung in der Ebene zu einander. Dabei sind die Längsachsen der Bauteile parallel um eine kleine Distanz (Amplitude) versetzt. Nachdem die Relativbewegung abgeschlossen ist müssen die Bauteile parallel zu einander liegen um ein Schweißverbindung zu formen.

Bei dem linearen Reibschweißen, das noch näher in dieser Arbeit vorgestellt wird, bewegen sich die Bauteile unter Druck in einer Hin- und Herbewegungsweise womit die notwendige Reibungswärme in der Fügezone entsteht.

### 3.2 Geschichte des linearen Reibschweißens

Die Verwendung der Hin-und Herbewegung, siehe Abbildung 5, beim Schweißen um eine Verbindung herzustellen wurde zum ersten Mal in Deutschland im Jahre 1929 in einem Patent [13] erwähnt. Im Jahr 1962 in der Arbeit von Vill [14] wird das lineare Reibschweißen für das Verbinden von nicht kreisförmigen Querschnitten wie folgt beschrieben:

*„Friction welding of two pieces by means of reciprocating motion of the contact surfaces has been suggested, but future application of this scheme is very doubtful.“*

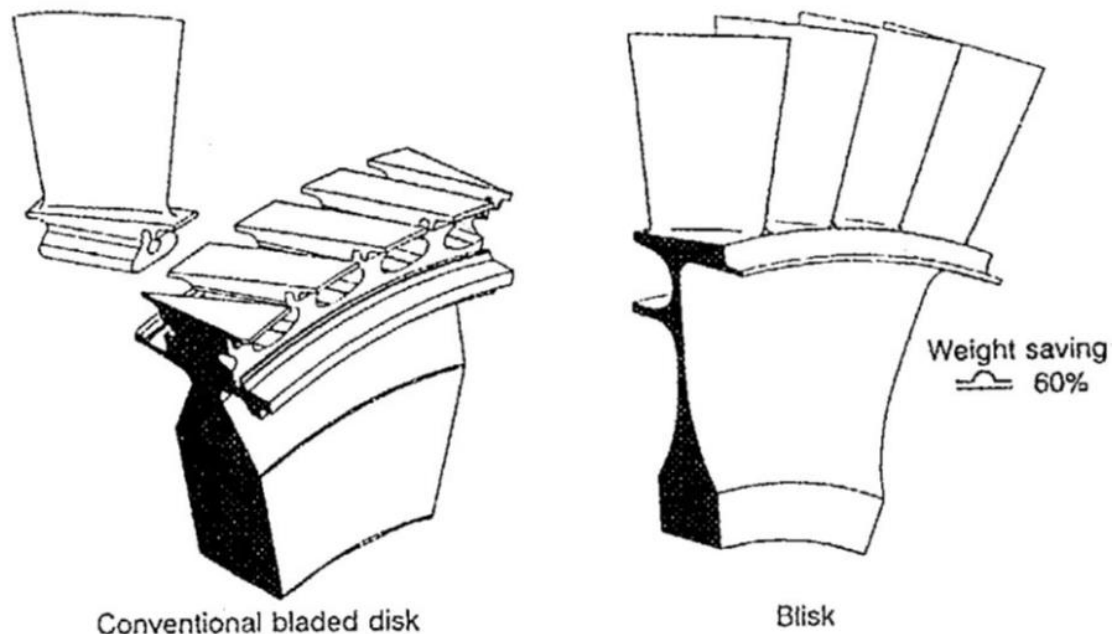


**Abbildung 5:** Eine der ersten schematischen Darstellungen des linearen Reibschweißens [14]

Während die Entwicklung und Verwendung des Rotationsschweißens ihren Höhepunkt erreichte wurde also eine mögliche Anwendung des linearen Reibschweißens

als "sehr zweifelhaft" prognostiziert. In der Tat wurde dem linearen Reibschweißen zur dieser Zeit sehr wenig Aufmerksamkeit gewidmet. Erst die weltweite Anerkennung der wirtschaftlichen Vorteile und hochwertigen Schweißverbindungen beim Rotationsreibschweißen rückten das lineare Reibschweißen, vor allem beim Verbinden von nicht kreisförmigen Bauteilen, in den Focus. Die größte Motivation für die Beschäftigung mit dem linearen Reibschweißen kam in dieser Zeit von den Triebwerksherstellern. Sie erkannten die Möglichkeit mit dem linearen Reibschweißen so genannte blisks herzustellen [15].

Flugzeugtriebwerke und Industriegasturbinen haben in der Regel Verdichterscheiben die mit den einzelnen Schaufeln mechanisch verbunden sind. Bei dem als blisk bezeichneten Design sind die Verdichterscheibe und Schaufel ein Einzelstück. Der effektivste und gewichtssparende Weg, siehe Abbildung 6, blisks herzustellen ist durch das Schweißen von den einzelnen Schaufeln auf die Verdichterscheibe, daher auch der Name blisk (**bladed disk**).



**Abbildung 6:** Konventionell hergestellte Verdichterscheiben im Vergleich zu linear reibgeschweißten Verdichterscheiben (bladed disk) [16]

Im Jahr 1985 [17] wurde am TWI Ltd. (The Welding Institute) in Großbritannien, ein Konsortium gegründet um die Technologie des linearen Reibschweißens in eine funktionierende Schweißmaschine zu übertragen. Die Mitglieder dieser Gemeinschaft waren Allwood, Searl & Timney (Entwicklung und Design der Schweißmaschine); Blacks Equipment (Bau der Schweißmaschine); Rolls-Royce (Anwender der Technologie) und TWI (Initiator des Konsortiums). Das Ergebnis dieser Zusammenarbeit war die vermutlich erste lineare Reibschweißanlage die für F&E Zwecke in Betrieb genommen werden konnte.

Seit dem wird das lineare Reibschweißen sehr detailliert aber überwiegend, für die Triebwerksherstellerindustrie interessanten Werkstoffe wie Titanlegierungen (vor allem Ti-6Al-4V) untersucht [16]. Untersuchungen über das lineare Reibschweißen von Stahl sind in der Literatur kaum vorhanden.

Trotz des erheblichen Interesses an der Technologie des linearen Reibschweißens ist bis heute die einzige kommerzielle Anwendung in der Herstellung der genannten blisks bekannt. Dennoch wächst das Interesse an diesem vielversprechenden Schweißverfahren in anderen Industriezweigen [18-20].

### 3.3 Prozess des linearen Reibschweißens

Das lineare Reibschweißen ist ein Schweißverfahren das im festen Zustand erfolgt [16]. Während des linearen Reibschweißens, siehe Abbildung 7 wird ein feststehendes Teil gegen ein Teil das eine lineare Bewegung beschreibt in Kontakt gebracht, wobei Reibungswäre entsteht. Die Reibungswäre und Kraft die dabei auf die Fügestelle wirken, führen zu einer Verformung und Plastifizierung des Materials. Das plastifizierte Material bildet zusammen mit den Oberflächenoxyden, Korrosion und anderen Verunreinigungen aus der Fügestelle den charakteristischen Schweißwulst (Schweißgrat). Dieser selbstreinigende Effekt der Fügestelle wird durch die Kraft und Bewegung während des linearen Reibschweißens erreicht.

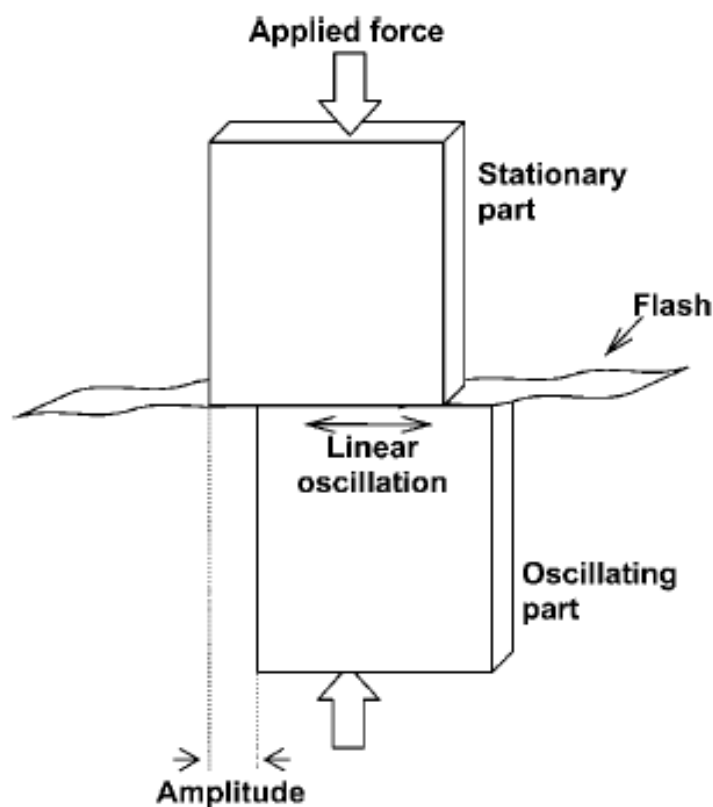


Abbildung 7: Schematischer Prozessverlauf des linearen Reibschweißens [21]

Das lineare Reibschweißen ist ein selbst-regulierender Prozess d.h. das dabei bestimmte thermomechanischen Eigenschaften des Werkstoffes auf der Schweißoberfläche erreicht werden müssen um die verschiedenen Phasen durchlaufen zu können. Insgesamt besteht der Schweißprozess, wie in der Arbeit von Vairis [22], aus folgenden vier Phasen, siehe Abbildung:

- |                                 |   |           |
|---------------------------------|---|-----------|
| 1. Kontaktphase                 | } | Reibphase |
| 2. Übergangsphase               |   |           |
| 3. Phase der axialen Verkürzung |   |           |
| 4. Stauchphase                  |   |           |

### 3.3.1 Kontaktphase

In der Kontaktphase werden die zu verschweißenden Teile unter Druck in Kontakt gebracht. Durch die Festkörperreibung werden in dieser Phase die Oberflächenunebenheiten, an denen die Teile aufliegen, abgetragen. Dabei wird die eigentliche Kontaktfläche zwischen den beiden Körpern erhöht, wobei es zur keiner axialen Verkürzung der Teile kommt.

Die Reibgeschwindigkeit (Produkt aus Amplitude und Frequenz) mit der sich das Teil bewegt darf nicht zu niedrig gewählt werden, da dadurch ungenügend Reibungswärme erzeugt wird um die Wärmeleitungs- und Wärmestrahlungsverluste auszugleichen. Dabei kommt es zur ungenügender thermischer Erweichung des Materials. Die Konsequenz ist: die nächste Schweißphase (Reibphase) wird nicht folgen und es kommt zur einer nicht erfolgreichen Schweißverbindung. Die Reibphase besteht aus der Übergangsphase und der Phase der axialen Verkürzung der Fügepartner.

### 3.3.2 Übergangsphase

Wenn aber genügend Reibungswärme in der vorhergegangenen Phase produziert wurde kommt es zu der so genannten Übergangsphase. In dieser Phase wird die Abtragung der Oberflächenunebenheiten fortgesetzt und es bildet sich eine plastifizierte Schicht zwischen den Fügeteilen. Diese plastifizierte Schicht befindet sich auf der Kontaktfläche der Fügepartner. In den ersten beiden Phasen sind die wichtigsten Schweißparameter die Amplitude, Frequenz und die Reibkraft.

### 3.3.3 Phase der axialen Verkürzung

In dieser Phase wird die Hin-und Herbewegung unter angewendeten Druck fortgesetzt. Die dadurch generierte Reibungswärme resultiert in der Erhöhung der Temperatur in der Fügezone womit die Fließspannung des Materials sinkt und sich die plastifizierte Schicht nun über der gesamten Kontaktfläche ausbildet. Diese erweichte, plastifizierte Schicht wird aufgrund der oszillatorischen Bewegung aus der Fügezone hinausbewegt. Dieses Material bildet denn für das lineare Reibschweißen den charakteristischen Schweißgrat. Infolgedessen erfahren die Fügepartner eine bedeutende axiale Verkürzung. Neben der Amplitude, Frequenz und Reibkraft sind in dieser Phase die

vorgegebene Höhe der axialen Verkürzung und die resultierende Oszillationszeit entscheidend für eine erfolgreiche Schweißverbindung.

### 3.3.4 Stauchphase

In der Stauchphase wird die Oszillation beendet und die beiden Fügepartner werden zueinander ausgerichtet. Danach wird eine Stauchkraft aufgebracht um die Schweißverbindung zu konsolidieren. Damit erreicht man das linear reigeschweißte Verbindungen frei von volumetrischen Fehlern sind. Die Stauchkraft und die Stauchzeit sind die wichtigsten Faktoren in der Stauchphase. Dabei liegt die Stauchkraft normalerweise höher als die zuvor verwendete Reibkraft.

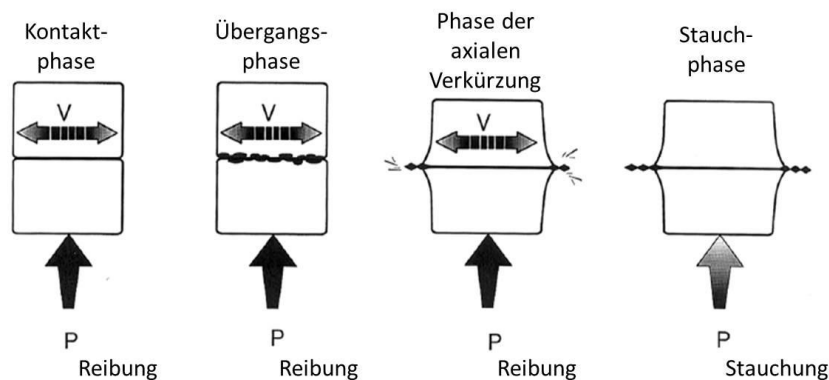


Abbildung 8: Schematisch Darstellung der Phasen des linearen Reibschweißens [22]

### 3.3.5 Schweißparameter

Wie im vorhergehenden Kapitel dargestellt besteht der lineare Reibschweißprozess aus vier Prozessphasen. Die ersten drei Prozessphasen, also die, Kontaktphase, Übergangsphase und die Phase der axialen Verkürzung, werden durch folgende drei Schweißparameter bestimmt, siehe Abbildung 9:

- **Frequenz [Hz]:** Anzahl der Schwingungen pro Sekunde.
- **Amplitude [mm]:** Maximale Verschiebung des bewegten Teils ausgehend von der Mittellage.
- **Reibkraft [kN]:** Druck auf die Fügeteile während der Reibphase. Dieser ergibt sich aus der Division der Reibkraft durch die gesamte Querschnittsfläche.

Die vierte Prozessphase, die Stauchphase, in der die Schwingbewegung beendet ist wird allein durch die folgenden zwei Schweißparameter definiert:

- **Stauchkraft [kN]:** Druck mit der die Fügeteile in der Stauchphase aneinander gepresst werden.
- **Stauchzeit [s]:** Dauer der Stauchphase.



Neben diesen Hauptschweißprozessparameter sind bei dem linearen Reibschweißen folgende resultierende Schweißparameter vorhanden:

- **Axiale Verkürzung [mm]:** Die Länge, um welche sich die Fügeteile während der Reibphase verkürzen. Nach einer eingestellten Verkürzung endet die Reibphase.
- **Schweißzeit [s]:** Gesamte Dauer des Schweißprozesses.

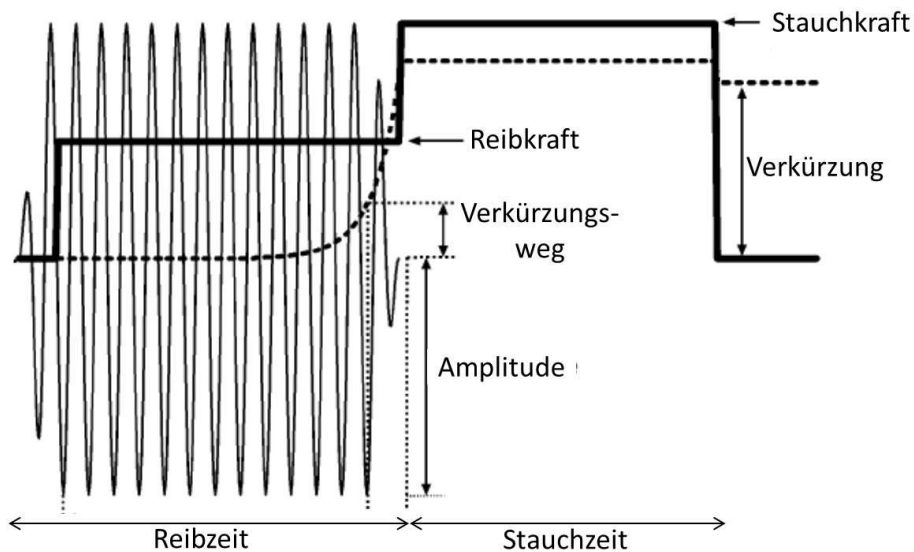


Abbildung 9: Verlauf des linearen Reibschweißprozesses

### 3.3.6 Schweißbarkeit

In der Arbeit von Vairis [23] wurde gezeigt, dass um eine erfolgreiche lineare Reibschweißverbindung, für die Titaniumlegierung (Ti-6Al-4V) herzustellen, der so genannte spezifische Power Input Parameter überschritten werden muss. Dieser spezifische Power Input Parameter wurde dabei wie folgt definiert:

$$w = \frac{a \times f \times P}{2 \times \pi \times A}$$

In der Gleichung ist  $a$  die Amplitude in mm,  $f$  die Frequenz in Hz und  $P$  der Reibdruck in MPa angegeben. Unter  $A$  wird die Nettoquerschnittsfläche in  $\text{mm}^2$  verstanden. Betrachtet man nun die angegebenen Einheiten, so ist festzustellen, dass hier ein Fehler vorliegen muss. Verwendet man die angegebenen Einheiten, so erhält man für den spezifische Power Input Parameter eine Einheit von  $\text{mW}/\text{mm}^4$ . Von Vairis [23] wurde jedoch die Einheit  $\text{kW}/\text{mm}^2$  angegeben.

$$\frac{\text{mm} \times \frac{1}{\text{s}} \times \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}}{\text{mm}^2} = \frac{\text{mW}}{\text{mm}^4} \neq \frac{\text{kW}}{\text{mm}^2}$$

Allgemein ist der spezifische Power Input ein Parameter beim linearen Reibschweißen, welcher den Zusammenhang zwischen Amplitude, Reibkraft, Frequenz bezogen auf die Querschnittsfläche angibt. Dieser Parameter soll die Energieeinbringung in die Schweißverbindung pro Sekunde und Quadratmillimeter beschreiben. Ausgehend von der eingeführten Formel von Vairis wurde dieser Parameter auch von weiteren Autoren übernommen. Dabei traten in diesen Arbeiten [24-28] unterschiedliche Definitionen dieses Parameters auf. Es ist allgemein darauf hinzuweisen das die Unterschiede darauf zurückführen das der spezifische Power Input Parameter als Vergleich der Parametereinstellungen bei den jeweiligen Versuchen verwendet wurde. Dennoch wurden die Schweißparameter, Amplitude, Frequenz und Reibkraft in jeder dieser Definitionen verwendet.

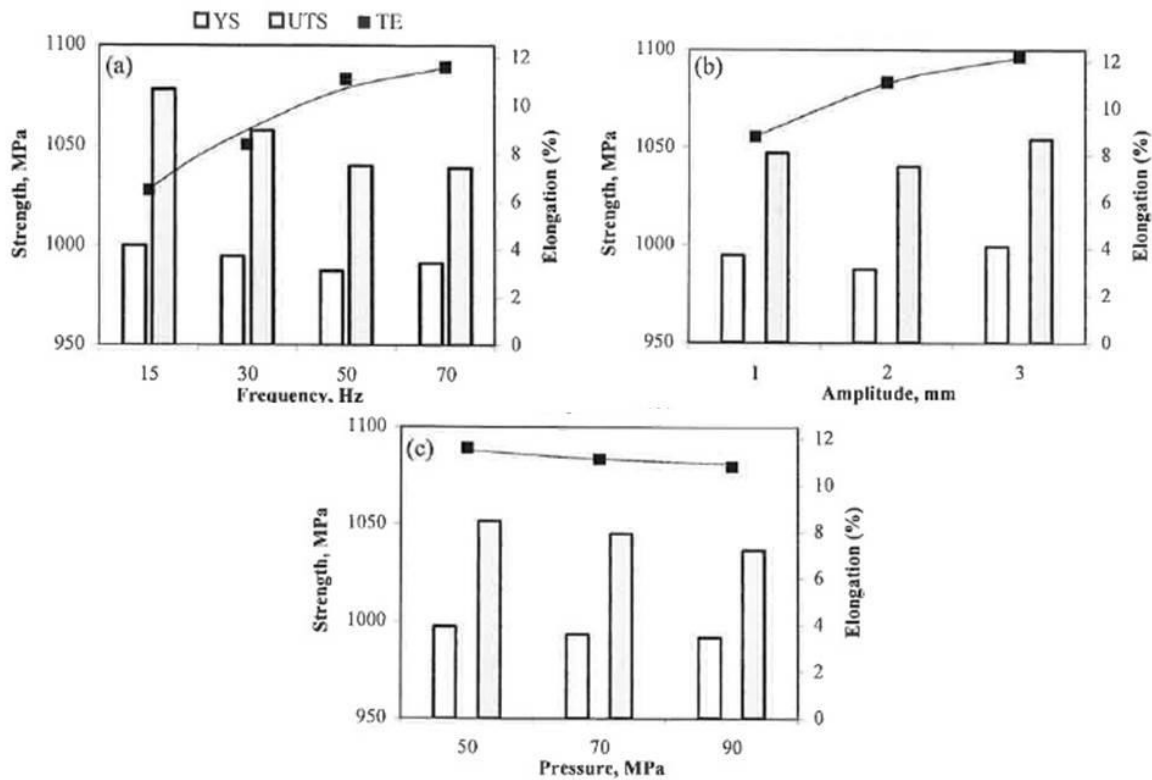
$$PI = \frac{2 \times \pi \times F \times f \times a}{A} = 2 \times \pi \times p \times f \times a \left[ \frac{\text{mW}}{\text{mm}^2} \right]$$

Wanjara und Jahazi zeigten in [28] das ein weiterer Parameter, die axiale Verkürzung der Fügepartner, wichtig ist um hochwertige lineare Reibschweißverbindungen herzustellen. Daher kann der spezifische Power Input Parameter nicht als das ausschließliche Kriterium der Schweißbarkeit von linearen Reibschweißverbindungen herangezogen werden.

### 3.3.7 Einfluss der Schweißparameter auf die Verbindungsqualität

In der Arbeit von Wanjara und Jahazi [29] wurde Ti-6Al-4V durch die Verwendung unterschiedlicher Schweißparameter in einem OFAT (One Factor at the Time) Versuchsplan: Frequenz (15-70Hz), Amplitude (1-3mm) und Reibdruck (50-90MPa) verschweißt. Durch die Bestimmung der mechanischen Eigenschaften dieser geschweißten Proben wurde der Einfluss der Schweißparameter untersucht um schlussendlich eine optimale Parametereinstellung zu definieren.

In der Abbildung 10 sind die Streckgrenze, Zugfestigkeit und die Gesamtdehnung als Funktion der verwendeten Schweißparameter dargestellt. Sehr viele Parametereinstellungen zeigen eine höhere Streckgrenze und Zugfestigkeit der Schweißverbindung als die des Grundwerkstoffes.



**Abbildung 10:** Einfluss der Schweißparameter auf die Verbindungsfestigkeit [29]

Der Einfluss der Schweißparameter des linearen Reibschweißens auf die Verbindungsqualität des AISI 316L wurde in der Arbeit von Bhamji [30] untersucht. Für die Auswertung des Einflusses der Amplitude, Frequenz und Reibdruck wurde dabei auch ein OFAT Versuchsplan verwendet. Dieser Versuchsplan wurde dabei in drei Stufen aufgeteilt nämlich in eine in dem die erwähnten Parameter einen minimalen, mittleren und maximalen Wert haben. Für die Amplitude wurden die Werte 1, 2, 3 und 5 mm, Frequenz 25, 40 und 45 Hz und für den Reibdruck 60, 160 und 240 MPa in diesen Stufen verwendet. Nach dem Schweißen wurden die Proben Zugversuchen unterzogen. Die Ergebnisse zeigten dass die Proben in den meisten Fällen im Grundwerkstoff brachen was drauf hindeutet das die Schweißzone eine höhere Festigkeit besitzt. Allgemein konnte in dieser Arbeit bestätigt werden dass das lineare Reibschweißen ein sehr robuster Schweißprozess ist. Als ein wichtiges Ergebnis dieser Arbeit konnte folgende Parametereinstellung, Amplitude 1.5mm, Frequenz 30Hz und Reibdruck 240MPa, definiert werden bei kürzester Reibzeit qualitativ hochwertige Schweißverbindungen hergestellt werden können.

Zusammenfassend sollte gesagt werden das OFAT Versuchspläne nur eine begrenzte Aussage in Hinblick der Wechselwirkungen zwischen den Schweißparametern (Faktoren) liefern können, sehr hohe Ressourcen (Anzahl der Experimente, Zeit, Material etc.) im Vergleich zu der erhaltenen Information verlangen sowie eine Untersuchung eines größeren Parameterraumes, siehe [31]. Für Schweißprozesse die noch nicht genau untersucht sind und die Art wie die unterschiedlichen Schweißparameter den Schweißprozess und das resultierende Schweißergebnis beeinflussen empfiehlt es

sich eine systematischere Vorgehensweise bei den experimentellen Untersuchungen zu verwenden.

### 3.4 Grundlagen der statistischen Versuchsplanung

Um bei dem neuentwickelten linearen Reibschweißen von Kettengliedern die Innovationszeit und die Entwicklungskosten zu reduzieren dennoch aber reproduzierbare Ergebnisse zu erhalten wurde die Methode der statistischen Versuchsplanung verwendet. Unter der statistischen Versuchsplanung (engl. DOE = Design of Experiments) wird eine mathematische Methode verstanden die durch Planung und Auswertung von Versuchen die signifikantesten Einflussfaktoren auf eine oder mehrere Zielgrößen ermittelt und das aus möglichst wenigen Versuchen.

Die Vorgehensweise der statistischen Versuchsplanung kann in vier Schritte, wie in der Abbildung 11 dargestellt, unterteilt werden.

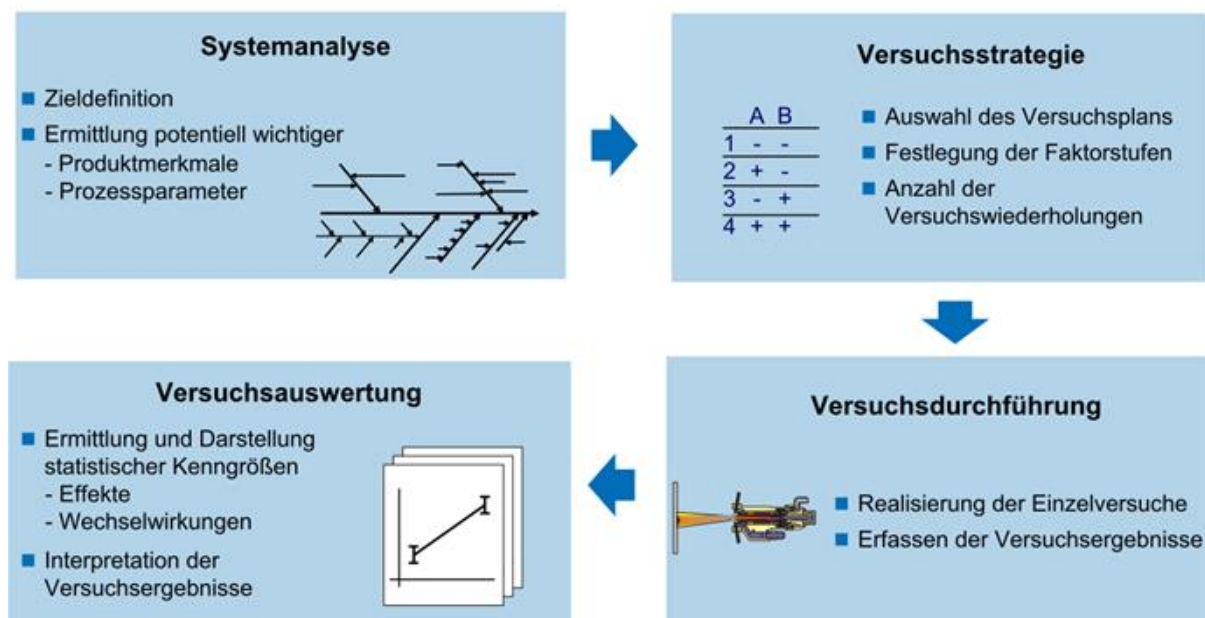


Abbildung 11: Prozessstufen der statistischen Versuchsplanung [35]

In der ersten Prozessphase, der Systemanalyse, wird die Ausgangssituation analysiert, die Untersuchungsziele festgelegt sowie für die Untersuchung potentiell wichtiger Prozessparameter bestimmt.

In der zweiten Prozessphase, der Versuchsstrategie, werden die Einflussfaktoren (es wird zwischen konstanten und variablen Einflussfaktoren unterschieden) und die Zielgrößen mit ihren Parametereinstellungen definiert. Anhand der Faktoranzahl ergibt sich der Versuchsplan. Ein einfacher Versuchsplan kann z.B. die Kurzschreibweise  $2^3$  besitzen, d.h. dass 3 variable Einflussfaktoren auf 2 Stufen untersucht werden und dafür 8 Versuche notwendig sind.

In der dritten Prozessphase werden die Versuche anhand des Versuchsplanes durchgeführt. Bei der Versuchsdurchführung erfolgt die Reihenfolge der Parameterkombinationen zufällig. Durch diese zufällige Anordnung (Randomisierung) wird ausgeschlossen, dass ein zeitlicher Einfluss fälschlicherweise einem Effekt der Faktoren zugeordnet wird.

In der vierten Prozessphase werden die durchgeführten Versuche, meistens durch Verwendung von statistischen Softwarepaketen, ausgewertet. Dabei werden alle Versuchsergebnisse zusammen betrachtet und nicht wie bei der traditionellen Vorgehensweise OFAT (bei der One-factor-at-a-Time Methode wird jeweils nur ein Faktor verändert, während die anderen konstant gehalten werden) einzeln. Damit wird der Einfluss des experimentellen Fehlers minimiert.

Für die Versuchsauswertung wurde in der vorliegenden Arbeit das Softwarepaket MINITAB Version 16 [36] verwendet.

Aufgrund dieser sehr pragmatischen Vorgehensweise besitzt die statistische Versuchsplanung eine Vielzahl von Vorteilen:

Vorteile der Versuchsplanung:

- Weniger Versuche bei gleicher Untersuchungsgenauigkeit
- Ausgewogener Versuchsplan, jedes Ergebnis wird mehrfach genutzt
- Auch Wechselwirkungen lassen sich berechnen

Zusätzliche Vorteile:

- Systematische Vorgehensweise: einfach mal probieren wird vermieden
- Verbesserte Kosten-Nutzen-Analyse
- Systematische Darstellung erlaubt bessere Maßnahmenableitung
- Erleichterte Dokumentation durch systematische Darstellung
- Einsparpotential bis zu 75 % [37] der Zeit und der Kosten

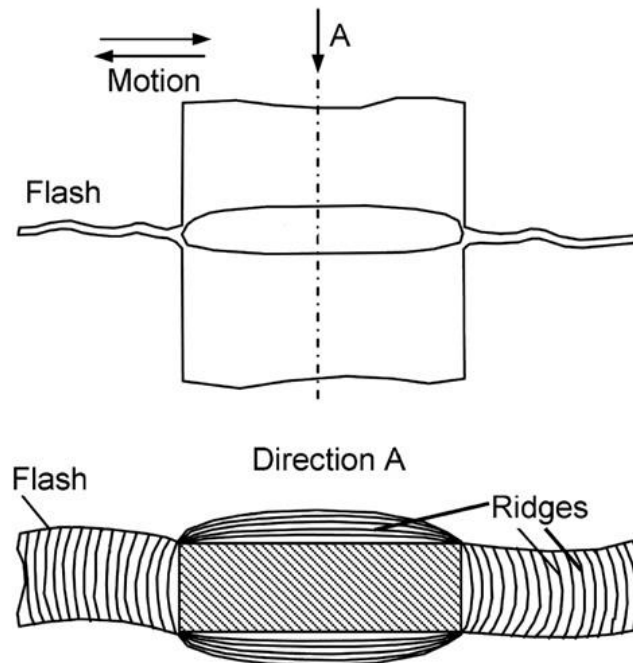
Ausführliche Informationen zum Thema statistische Versuchsplanung sind in [36-41] angeführt.

### **3.5 Eigenschaften des Schweißgrates**

Durch die Reibungswärme herrscht in der Fügezone einer linear reibgeschweißten Schweißverbindung eine hohe Temperatur womit die Festigkeit des Werkstoffes sinkt und das Material beginnt sich plastisch zu verformen und extrudieren. Durch die Fortsetzung der Reibung und Verformung erhöht sich die Temperatur in der Schweißzone womit ein immer größerer Schweißgrat gebildet wird.

Aus der verarbeitungstechnischen Sicht entsteht der Schweißgrat einerseits dadurch, dass plastifiziertes Material durch den Reibdruck aus der Schweißnaht gedrängt wird und andererseits durch die oszillierende Bewegung, bei der das Material nach außen

transportiert wird. Durch diese oszillierende Hin und Her Bewegung wird mehr Material in der Bewegungsrichtung als quer dazu ausgetrieben, siehe Abbildung 12. Die andere Folge der oszillierenden Bewegung ist das sich auf dem Schweißgrat Riefen bilden.



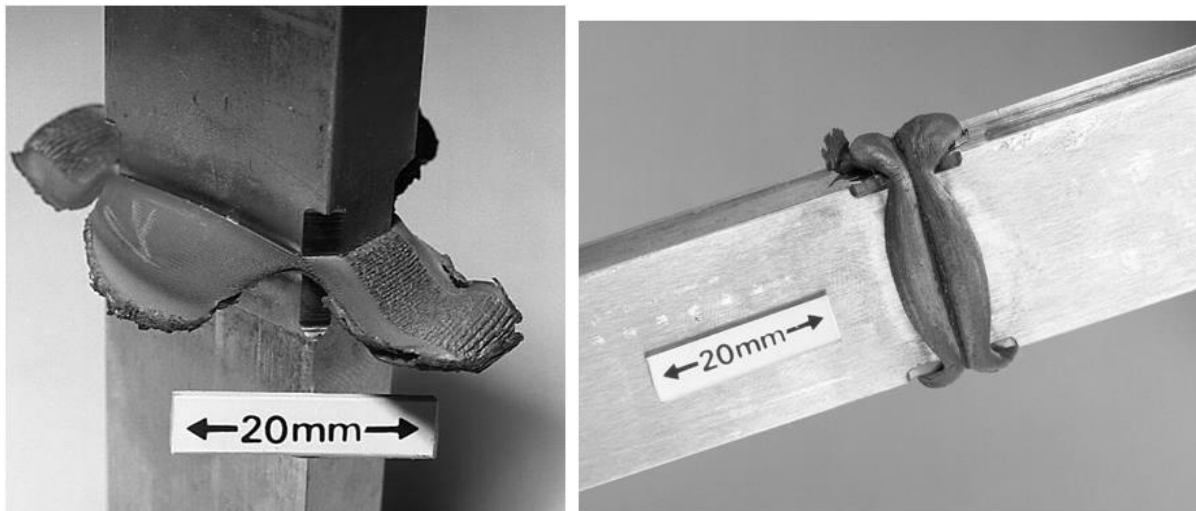
**Abbildung 12:** Schematische Darstellung des Schweißgates und der Schweißgratriefen [32]

Bei der Form des Schweißgrates unterscheidet man grundsätzlich zwei Arten:

- 1- kombinierter Schweißgrat
- 2- geteilter Schweißgrat

Bei dem kombinierten Schweißgrat ist man am Ende des Schweißprozesses nicht mehr in der Lage festzustellen von welcher Bauteilseite das Material, aus dem der Schweißgrat besteht, gekommen ist. Dieser Schweißgrat ist bei den Titanlegierungen zu beobachten.

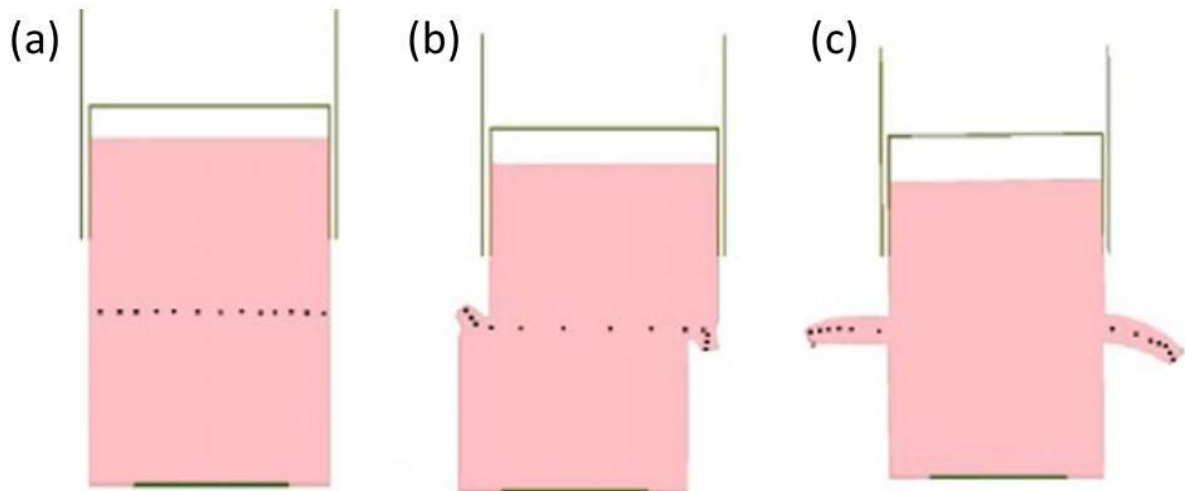
Bei dem geteilten Schweißgrat ist am Ende des Schweißprozesses sehr deutlich von welcher Bauteilseite das Material für die Bildung des Schweißgrates stammt, siehe Abbildung 13. Ein geteilter Schweißgrat bildet sich z.B. bei Nickel-Basis-Legierungen [33].



**Abbildung 13:** Kombiniertes Schweißgrat (links) einer Titanlegierung und geteilter Schweißgrat (rechts) einer Nickel-Basis-Legierung [24]

Dieser Unterschied in der Entwicklung der Schweißgratform kann auf den Unterschied in der Festigkeit bei hoher Temperatur der beiden Legierungen bezogen werden. Das plastifizierte Material in der Fügezone bei der Ti-Legierungen ist weicher im Vergleich zu der Ni-Basis-Legierung womit sich leichter ein kombinierter Schweißgrat ausbilden kann.

Das lineare Reibschweißen hat durch den Schweißgrat einen selbstreinigenden Effekt in der Fügezone. Diese Eigenschaft ist sehr schwer mit experimentellen Untersuchungsmethoden nachzuweisen deswegen wurde in der Arbeit von [34] mit Hilfe einer FEM Simulation dieser Sachverhalt untersucht. Dabei wurde durch Auswählen von Knoten im Netz die entlang der Schweißlinie angeordnet sind ein Point-Tracking verwendet um während des Schweißprozesses die markierten Punkte nachzuverfolgen. Es konnte gezeigt werden dass, durch Verwendung einer notwendigen Anzahl an Oszillationen und einer notwendigen axialen Verkürzung, am Ende des Schweißprozesses unerwünschte Verunreinigungen in den Schweißgrat transportiert werden, siehe Abbildung 14.



**Abbildung 14:** Selbstreinigungseffekt des linearen Reibschweißens-Verunreinigungen dargestellt als Punkte entlang der Schweißlinie (a), In der Phase der axialen Verkürzung beginnen sich die Verunreinigungen in der Schweißgrate zu extrudieren (b) und am Ende des Schweißprozesses befinden sich alle Verunreinigungen in dem Schweißgrate (c)

Die richtige Auswahl der Schweißparameter hat neben dem Einfluss auf den Selbstreinigungseffekt der Schweißverbindung auch einen Einfluss auf die Ausbildung des Schweißgrates. Ein wohlgebildeter Schweißgrate, bei dem das Material um die Ecken des Bauteiles verbunden ist, zeigt eine gleichmäßige Plastifizierung der Fügezone während des linearen Reibschweißens an, was eine wesentliche Voraussetzung ist, um eine hochwertige Verbindung zu erhalten. In diesem Fall ist die Schweißfläche gleich der Querschnittsfläche der miteinander verbundenen Teile. Im Gegensatz dazu, wenn der Schweißgrate nicht gut ausgebildet ist, d.h., das extrudierte Material nicht um die Ecken des Bauteiles verbunden ist, ist die Schweißfläche kleiner als die ursprüngliche Querschnittsfläche der Bauteile.

In dieser Arbeit wurde dieser Sachverhalt dazu genutzt um eine Kategorisierung des Schweißgrates durchzuführen, siehe Kapitel 4.3.2.

### 3.6 FEM Modellierung des linearen Reibschweißens

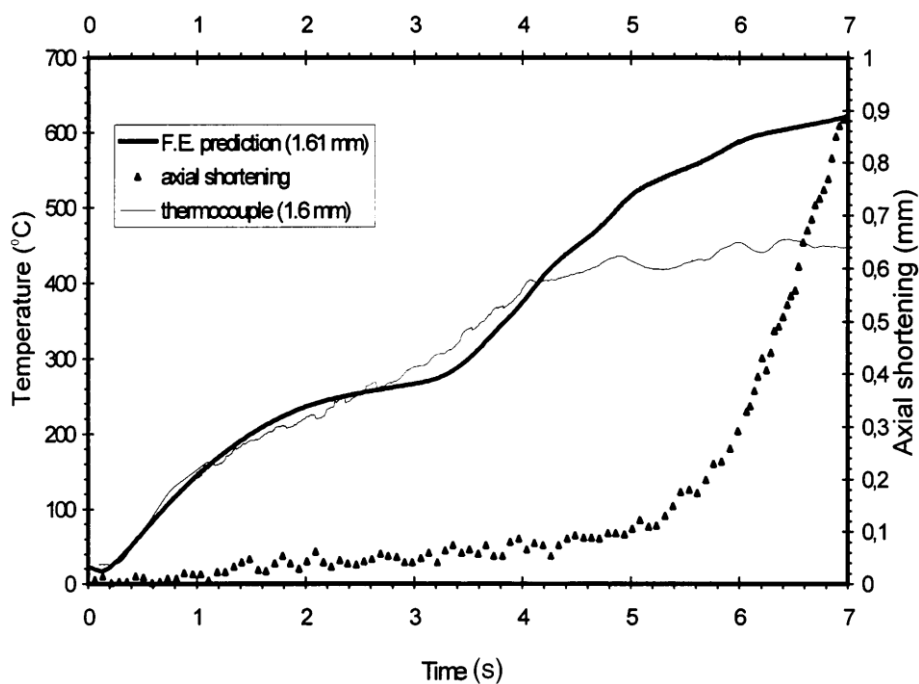
Bis heute ist der Forschungsgemeinschaft sehr wenig gelungen um ein breit anwendbares Modell für das lineare Reibschweißen zu entwickeln. Auch wenn ein solches Modell möglicherweise keine vollständige Vorhersage liefern könnte, aufgrund der Komplexität des LFW, wäre es dennoch sehr hilfreich das Verständnis über den Prozess zu erhöhen. Insbesondere da wichtige Eigenschaften wie die Temperaturentwicklung in der Schweißlinie, aufgrund der Hochfrequenzschwingungen und hohen Verformungen, nicht direkt messbar sind.

Die wenigen vorhandenen Modelle des Schweißprozesses beschränken sich auf Titanlegierungen und die wichtigsten Ergebnisse werden hier zusammengefasst:



In der Arbeit von Vairis und Frost [42] wurde die experimentell gemessene Veränderung des Reibkoeffizienten mit der Temperatur bei verschiedenen Reibgeschwindigkeiten für die Bestimmung der Reibungswärme verwendet.

Die Untersuchung konzentriert sich auf Ti 6Al 4V Blöcke mit einer Querschnittsfläche von  $60\text{mm}^2$  wobei für die Validierung des Temperaturverlaufes Thermoelemente bei einem Abstand von  $1,61\text{ mm}$  von der Fügefläche, verwendet wurden. Der simulierte Temperaturverlauf zeigte eine sehr gute Übereinstimmung in den frühen Phasen des Prozesses (bis 4 Sekunden). In den späteren Phasen des Prozesses (ab 4 Sekunden) herrschte eine hohe Diskrepanz zwischen den simulierten und gemessenen Werten, Abbildung 15. Leider wurde in der Arbeit nicht erklärt warum es zu dieser Abweichung kam.



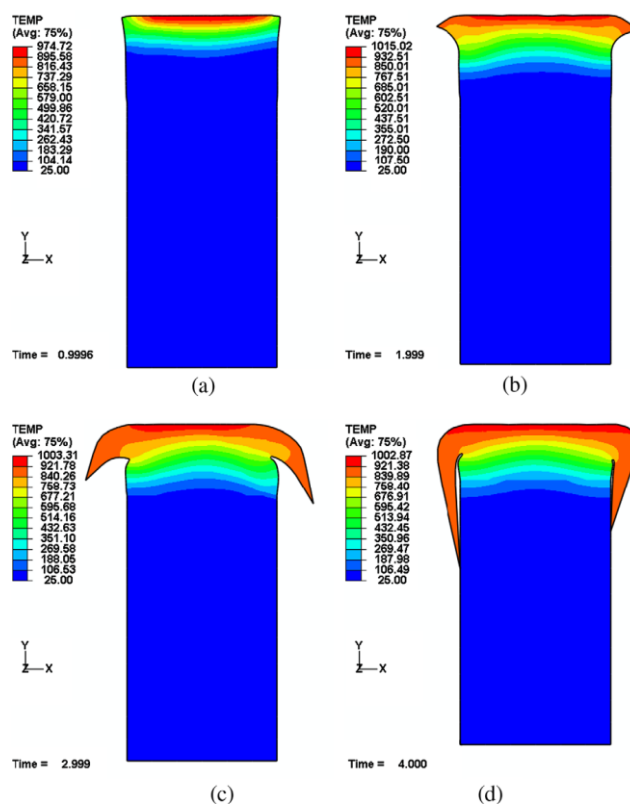
**Abbildung 15:** Vergleich der simulierten Temperatur und axialen Verkürzung zur experimentell gemessenen Werten [43]

Eine weitere Arbeit [44] der numerischen Modellierung des linearen Reibschweißens von Ti-6Al-4V wurde unter Verwendung der kommerziellen Software ABAQUS/Explicit durchgeführt. Für die gekoppelte thermo-mechanische Berechnung wurde ein 2D Modell verwendet. Dazu wurden Fließkurven durch das Materialmodell von Johnson-Cook berechnet und aus der oben beschriebenen Arbeit wurde der temperaturabhängige Reibkoeffizient benutzt. Das Ziel dieser Berechnung war es numerisch die Temperatur und axiale Verkürzung eines  $17 \times 40 \times 5$  Bauteiles bei einer Amplitude von  $3,5\text{mm}$ , Frequenz von  $35\text{Hz}$  und eines Reibdruckes von  $40\text{MPa}$  zu bestimmen.

Die durch das Modell vorhergesagte Spitzentemperatur, in der Schweißlinie, liegt bei ca.  $1015^\circ\text{C}$  nach 2 Sekunden. Diese Temperatur liegt über der Umwandlungstemperatur ( $\alpha+\beta \leftrightarrow \beta$ ) von  $980 \pm 10^\circ\text{C}$  für Ti-6Al-4V. In früheren Arbeiten [28] wurde bestätigt

das die Spitzentemperatur während des LRS von Ti-6Al-4V über der  $\beta$  - Umwandelungs-temperatur liegt. In der Berechnung ist zusehen das in der frühen Reibphase eine sehr hohe Aufheizrate ( $> 1000^{\circ}\text{C} / \text{s}$ ) in der Fügefläche stattfindet. Von so hohen Aufheizraten konnte bis jetzt nicht berichtet werden. Leider wurde in der Arbeit kein Vergleich mit experimentellen Temperaturmessungen durchgeführt um diesen Sachverhalt aufzuklären.

In der Abbildung 16 ist auch die Schweißgratenwicklung während des Schweißprozesses zu beachten. Leider ist so eine Schweißgratform, vor allem am Ende des Schweißprozesses, nicht realistisch. Diese sehr verbogene Form konnte experimentell bis jetzt nicht beobachtet werden. In der Veröffentlichung wurde dieser Punkt mit der nicht Berücksichtigung der Adhäsion während der Simulation erklärt.



**Abbildung 16:** Schweißgratenwicklung während des Schweißprozesses [44]

Eine weitere Erklärung, auch für die sehr hohe Aufheizrate, liegt in der Tatsache dass für die Simulation ein Reibungskoeffizienten aus der Literatur verwendet wurde. Nach Blau [17] gibt es eine Anzahl von möglichen Einflussgrößen auf das Reibungsverhalten und damit auf den Reibungskoeffizienten. Zum einem sind das die Kontaktgeometrie, Oberflächenrauigkeit, Temperatur, Materialeigenschaften und zum anderen die Art der Relativbewegung, Höhe der Oberflächengeschwindigkeit, angewendeter Kraft und so weiter. In der Literatur existieren viele verschiedene Reibungskoeffizientenverläufe sogar für die gleichen Werkstoffreibpartner, was der großen Anzahl von Einflussgrößen zugeschrieben werden kann. Daher ist es nahezu unmöglich, den genauen Rei-

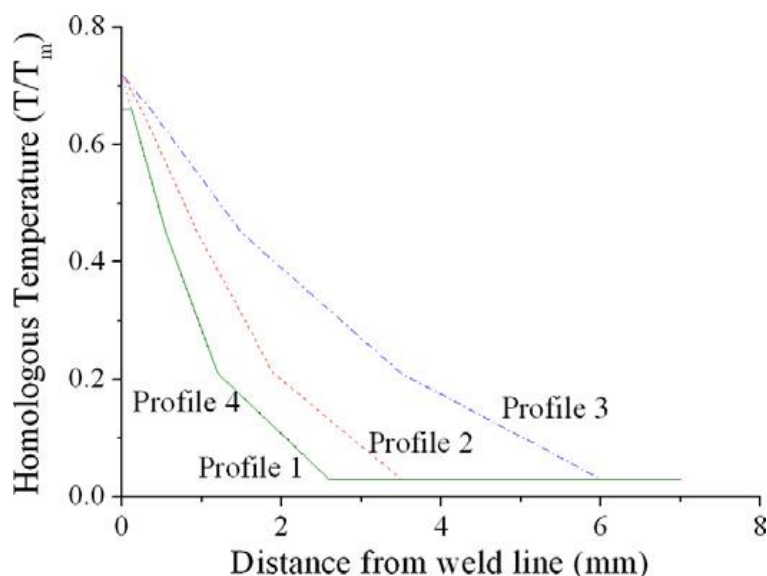
bungskoeffizienten durch ein Nachschlagen in der Literatur zu finden. Bei dem Rotationsreißschweißen mit kontinuierlichem Antrieb findet man Bestrebungen [45] den Reibungskoeffizienten in Abhängigkeit von den verwendeten Schweißparametern zu bestimmen. Dafür wurde für den Werkstoff 1.1730 in einem Temperaturbereich von 20-1200°C, Druckbereich 4-125MPa und einem Reibgeschwindigkeitsbereich von 1,99-3,36 m/s eine Beziehung für die Ermittlung des Reibungskoeffizienten in Abhängigkeit von Temperatur (T), Druck (p) und Reibgeschwindigkeit (V) gebildet:

$$\mu = 35,7 (T)^{-0,395} (p)^{-0,601} (V)^{-0,022}$$

in der Gleichung sind T, p und V in SI-Einheiten einzusetzen.

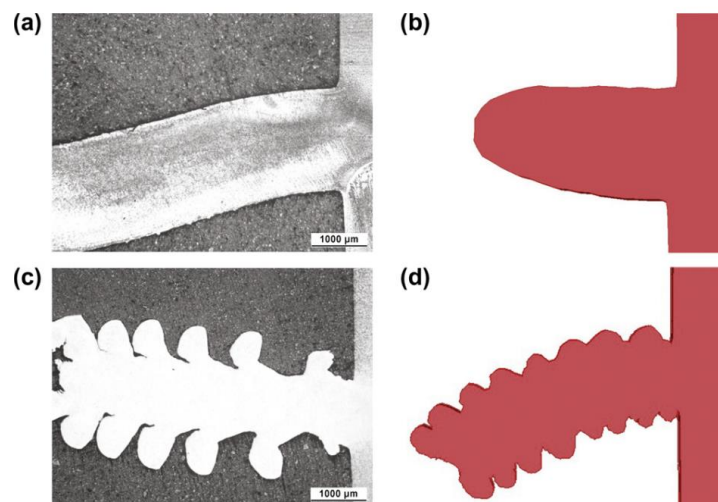
Die obere Gleichung dient für die Bestimmung des Reibkoeffizienten und damit der Schweißtemperatur die jedoch nur für den Kaltarbeitsstahl 1.1730 in einem bestimmten Schweißparameterbereich gilt. Es ist hervorzuheben dass eine sehr große Anzahl von Experimenten erforderlich ist um solch eine Gleichung für jeden Werkstoff zu erhalten. Dazu ist eine weitere Konsequenz dieses Ansatzes dass der Reibkoeffizient für jeden Reißschweißprozess gesondert angepasst werden muss.

Im Gegensatz zu den oben gezeigten Untersuchungen, in denen man die Reibungswärme aufgrund einer Messung des Reibungskoeffizienten ermittelte, wurde in [34] ab der Übergangsphase ein Temperaturverlauf angenommen und direkt im Modell verwendet. Dafür wurden, für die Titanlegierung Ti-6Al-4V, zahlreiche Prozessmodelle ausgeführt, sie hatten jeweils identische Eingangsparameter, außer dem Temperaturprofil. Die untersuchten Temperaturprofile sind in der Abbildung 17 dargestellt.



**Abbildung 17:** Angenommene Temperaturprofile die in [34] für das Modell verwendet wurden

Für die Simulation wurde angenommen dass das Temperaturprofil symmetrisch von der Schweißlinie ist und dass sich die homologe Temperatur auf eine Schmelztemperatur von 1660°C bezieht. Die Vorhersage der Simulation wurde danach den experimentellen Daten für einen optimierten Schweißparametersatz gegenübergestellt. Dabei zeigte sich dass die beste Korrelation bei der Verwendung des Temperaturprofils 1 mit einer Spitzentemperatur von 1200 °C erreicht wird. Dieses Temperaturprofil wurde für die weitere Berechnung verwendet. In den Ergebnissen dieser Arbeit sind zwei Punkte besonders hervorzuheben. Erstens, in der Arbeit ist es gelungen mit akzeptabler Genauigkeit die Schweißgratbildung zu simulieren. Dabei wurde festgestellt dass die Schweißgratform von den verwendeten Schweißparametern abhängig ist. Zweitens, konnte durch diese Simulation der selbstreinigende Effekt des linearen Reibschweißens in der Schweißlinie bestätigt werden, siehe Abbildung 14. Dennoch muss aber angemerkt werden, dass die Verwendung von Trial-Error Methoden bei der Ermittlung eines entsprechenden Temperaturprofils, das dann dem gemessenen Temperaturprofil angepasst wird, die Gültigkeit des Modells sehr reduziert.



**Abbildung 18:** Schweißgratentwicklung in Abhängigkeit der verwendeten Schweißparameter: (a) Kleinere Amplitude und höhere Reibkraft und (b) dazugehörige Simulation; (c) höhere Amplitude und geringere Reibkraft und (d) dazugehörige Simulation

### 3.7 Gefügeentwicklung in einer linearen Reibschweißverbindung

Während des linearen Reibschweißens erfährt der zu fügende Werkstoff aufgrund der hohen Temperatur (die unter der Schmelztemperatur liegt) und dem Dehnratengradienten eine bedeutende Gefügeänderung in der Wärmeeinflusszone (WEZ).

Bis heute ist keine allgemein akzeptierte Nomenklatur für die Einteilung und Benennung der Mikrostrukturregionen einer WEZ beim linearen Reibschweißen bekannt. In der Arbeit von Bahamji [24] wurde vorgeschlagen die Nomenklatur vom Rührreibschweißen (FSW), die eine weitverbreitete Akzeptanz erfahren hat, auch für das lineare Reibschweißen zu übernehmen.

Allgemein kann die WEZ einer linear reibgeschweißten Probe in drei verschiedene Bereiche eingeteilt werden die jeweils wie folgt definiert sind:

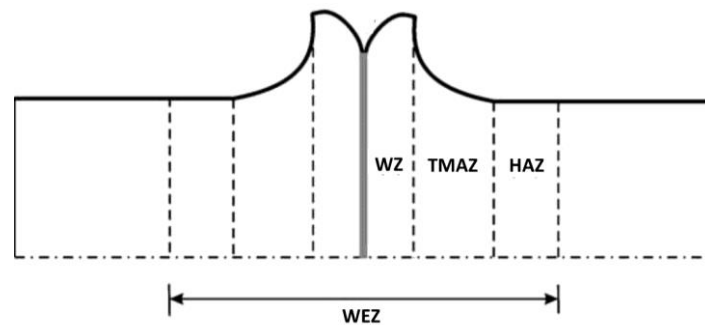


Abbildung 19: Gefügeentwicklung der linearen Reibschweißverbindung

**Schweißzone (weld zone - WZ):** Diese Zone ist einer starken plastischen Verformung ausgesetzt. Die herrschende Temperatur, während des Schweißens, erreicht hier ihr Maximum. Aufgrund der Rekristallisation und / oder Phasenumwandlung besteht die Mikrostruktur in dieser Zone aus sehr feinen und isotropen Körnern.

**Thermomechanisch beeinflusste Zone (thermomechanically affected zone - TMAZ):** In dieser Zone unterliegt das Material einer beachtlichen plastischen Verformung, nimmt aber an der Reibung und der damit verbundenen Werkstoffübertragung nicht teil. In einigen Werkstoffen ist mit einer Phasenumwandlung in dieser Zone zu rechnen. Mikrostrukturelle Veränderungen sind in dieser Zone, aufgrund hoher Dehnrates, hoher Temperatur und größerer plastischer Verformung, mehr ausgeprägt als in der WEZ.

**Wärmebeeinflusste Zone (heat affected zone - HAZ):** In Abhängigkeit von der Spitzentemperatur kommt es in dieser Zone zur Veränderung der Mikrostruktur und / oder anderer Eigenschaften, eine plastische Verformung tritt aber nicht auf. Veränderungen die beispielsweise hier auftreten können sind: Kornwachstum, Änderung der Morphologie der Ausscheidungen und Veränderungen der mechanischen oder physikalischen Eigenschaften.

### 3.8 Eigenschaften der linearen Reibschweißverbindung

#### 3.8.1 Mechanische Eigenschaften der linearen Reibschweißverbindung

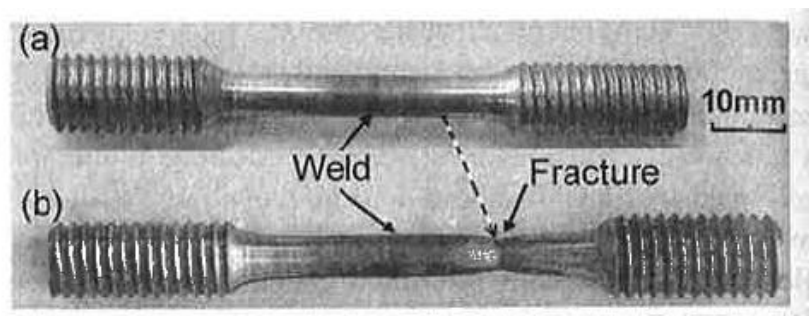
Das lineare Reibschweißen eignet sich besonders gut für das Verbinden von Werkstoffen die eine hohe Warmfestigkeit (Druck- und Scherfestigkeit) und geringe Wärmeleitfähigkeit besitzen. Die hohe Warmfestigkeit erlaubt es eine hohe Reibungswärme zu erzeugen während die geringe Wärmeleitfähigkeit hilft die Wärme in der Fügezone zu halten. Diese Eigenschaften erlauben es Schweißverbindungen von Titan und Ni-

ckellegierungen mit einem niedrigem Power Input (niedrige Schweißparameter) herzustellen. Um Werkstoffe wie z.B. Aluminium, die eine geringe Warmfestigkeit und eine hohe Wärmeleitfähigkeit besitzen zu schweißen, ist es notwendig mit einem hohen Power Input (hohe Schweißparameter) zu schweißen. Durch die Verwendung der hohen Schweißparameter (hohe aufgebrauchte Kräfte im Verhältnis zu der Werkstofffestigkeit und hohe Amplitude und Frequenz) wird das Parameterfenster in dem gute Schweißverbindungen möglich sind reduziert. [46]

In der Arbeit [47] wurden alle vier Proben des ferritischen Stahls 1.0503 mit gleichen Schweißparametern (Amplitude = 4mm, Frequenz = 23Hz, Reibkraft = 16,52 kN und Stauchkraft = 30,68 kN) linearreibgeschweißt. Wie in der Tabelle 1 publiziert lagen die Festigkeit und Duktilität der geschweißten Proben über der des Grundwerkstoffes. In der Abbildung 20: wurde gezeigt dass der Bruch in der WEZ, in der Nähe des Grundwerkstoffes, erfolgte.

**Tabelle 1:** Zusammenfassung der mechanischen Eigenschaften des LRS 1.0503

Probennummer	Zugfestigkeit (MPa)	Streckgrenze (MPa)	Dehnung (%)
1	730,8	438,5	19
2	713,4	428	18,7
3	718,2	433,5	18,8
4	710,7	422,6	18,4
Grundwerkstoff	698,3	415,1	17,5



**Abbildung 20:** Proben vor (a) und nach (b) dem Zugversuch

In der folgenden Arbeit [47] wurde an einem Baustahl 1.0485 (21Mn6) das Schweißverbindungen von guter Qualität bei einer Vielzahl von Schweißparametern hergestellt werden können. Die Härte in der Schweißverbindung war bei allen getesteten Schweißparameterkombinationen höher als die des Grundwerkstoffes. Neben diesen sehr guten Ergebnissen konnte leider kein Zusammenhang zwischen der Zugfestigkeit und den Schweißparameter gefunden werden.

Neben zahlreichen Titanlegierungen, konnten bis jetzt über gute Schweißverbindungen mit dem linearen Reibschweißen bei verschiedensten Aluminiumlegierungen, Aluminium-Metallmatrix-Verbundwerkstoffen, Nickel-Basis-Superlegierungen berichtet

werden. Bei den artfremden Verbindungen wurden bis jetzt Ergebnisse über erfolgreiche Schweißverbindungen von Aluminium-Stahl, Aluminium-Kupfer, Aluminium-Magnesium publiziert.

**Tabelle 2:** Effizienz der linearen Reibschweißverbindung, sortiert nach aufsteigendem Schweißfaktor

Werkstoff	Zugfestigkeit des Grundwerkstoffs (MPa)	Zugfestigkeit der Reibschweißverbindung (MPa)	Schweißfaktor	Quelle
AA2124	659	542	82%	[48]
AA8009	469	404	86%	[49]
AA2024	469	434	93%	[50]
Ti-5553	1108	1058	95%	[51]
Ti17	1120	1079	96%	[52]
Wspalloy (PWHTed)	1374	1342	98%	[53]
AISI 316L	602	610	101%	[21]
1.0503 C45	698	718	103%	[32]
Ti-6Al-4V	1030	1078	105%	[28]
21Mn6-1.0485	530	592	111%	[54]

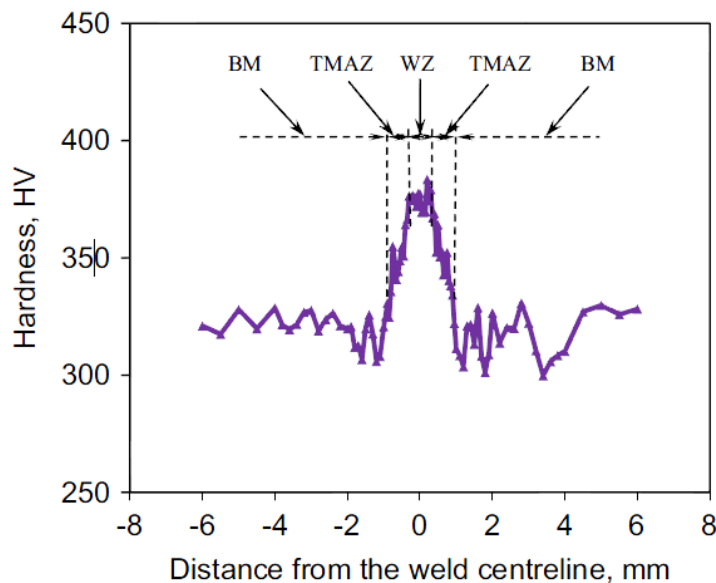
Die Tabelle 2 fasst die Ergebnisse der Zugfestigkeit der linearen Reibschweißverbindung und des Schweißfaktors unterschiedlicher Legierungen zusammen. Der Schweißfaktor gibt dabei das Verhältnis der Zugfestigkeit der Schweißnaht zur Zugfestigkeit des Grundwerkstoffes an. Die Tabelle zeigt, dass der Schweißfaktor beim linearen Reibschweißen von 82 bis 111% liegt.

Bis jetzt liegen in der Literatur keine Erkenntnisse über die mechanischen Eigenschaften der linearreibgeschweißten Schweißverbindung eines Vergütungsstahls 1.6580 vor. Daher ist es von enormer Bedeutung, in Hinblick auf eine serientaugliche Produktion von hochfesten Ketten dieses Werkstoffes, den Einfluss der Schweißparameter auf die Verbindungsfestigkeit zu untersuchen. Dieser Punkt wird in der vorliegenden Arbeit beigetragen.

### 3.8.2 Härte der linearen Reibschweißverbindung

Die Untersuchung der Mikrohärtigkeit einer linear reibgeschweißten Probe der Ti-6Al-4V Legierung ist in der Abbildung 21 dargestellt. Die beobachtete Symmetrie im Härteverlauf, ausgehend von der Schweißmitte, deutet darauf hin, dass die Fügepartner während des linearen Reibschweißens, in der gleichen Weise thermomechanisch beeinflusst werden unabhängig davon ob es dabei um den stationären oder beweglichen Fügepartner handelt. Für Ti-6Al-4V konnte in mehreren Arbeiten ein identischer Härteverlauf bestätigt werden. Die höchsten Härtewerte traten dabei immer in der Schweißzone auf. Diese Zunahme der Härte in der Schweißzone, verglichen zu der Härte im Grundwerkstoff, wurde auf die Phasentransformation und die, durch Rekris-

tallisation hervorgerufene, Kornverfeinerung in dieser Zone zurückgeführt. Neben diesen zwei Mechanismen, konnte in [55] gezeigt werden das die Eigenspannungen in der Schweißzone auch zu der Erhöhung der Härte beitragen.



**Abbildung 21:** Härteverlauf einer linear reibgeschweißten Probe Ti-6Al-4V [55]

### 3.8.3 Bruchzähigkeit der linearen Reibschweißverbindung

Die einzige Arbeit die sich mit der Kerbschlagarbeit einer linearen Reibschweißverbindung beschäftigt ist die von Ma [56]. Für diese Untersuchung wurden insgesamt fünf Blöcke (10 mm breit, 45 mm hoch und 17 mm lang) der Ti-6Al-4V-Legierung hergestellt. Bei allen fünf Proben wurden die gleichen Schweißparameter verwendet: Amplitude 4mm, Frequenz 33Hz, Reibkraft 17.9 kN, Reibzeit 8 s, Stauchkraft 36.8 kN und Stauchzeit 4s. Die axiale Verkürzung ist damit eine resultierende Größe.

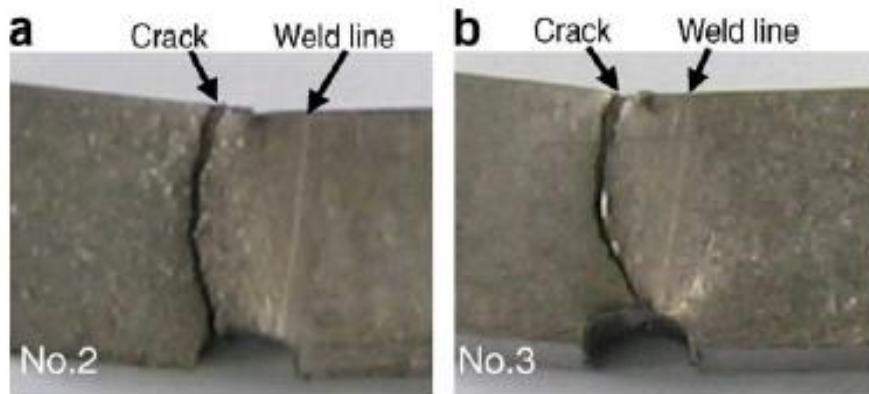
Aus den geschweißten Blöcken wurden genormte Kerbschlagbiegeproben mit einer U-Kerbe in der Schweißmitte hergestellt. Alle fünf Proben wurden bei Raumtemperatur zerstörend geprüft.

In der Tabelle 3 sind die Ergebnisse der Versuche für alle fünf Proben zusammengefasst. Dabei wird die Kerbschlagzähigkeit  $\alpha_k$ , durch die Division von Kerbschlagbiegearbeit  $A_k$  durch die kleinste Querschnittsfläche der Ausgangsprobe ermittelt. Der Durchschnitt lag bei  $61,3 \pm 5,8$  J/cm<sup>2</sup>. Probe 2 hatte dabei den geringsten Wert, da der Riss bereits im Grundwerkstoff und nicht in der Schweißnahtmitte entstand. Es wurde angenommen das der Grund dafür einerseits die geringere Zähigkeit des Grundwerkstoffes und andererseits befindet sich die U-Kerbe hier nicht direkt auf der Schweißnahtmitte. Den höchsten Wert erreichte Probe 3. Dabei verlief der Riss von der Schweißnahtmitte, über die TMAZ, in den Grundwerkstoff, was als Hinweis für eine höhere Kerbschlagzähigkeit der Schweißnaht als des Grundwerkstoffes zugeschrieben wurde. Es wurde berichtet das das Bruchverhalten der Proben 1, 4 und 5 ähnlich wie dem der Probe 3 ist.



**Tabelle 3:** Kerbschlagzähigkeit der untersuchten Proben [56]

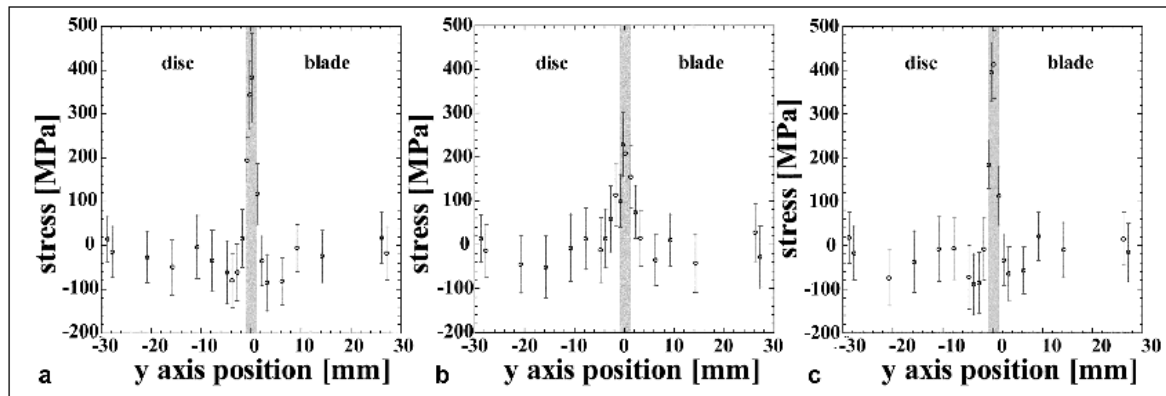
Probenr.:	1	2	3	4	5
$\alpha_k$ (J/cm <sup>2</sup> )	60,1	52,0	67,1	62,4	64,9

**Abbildung 22:** Makroaufnahmen der untersuchten Proben nach dem Kerbschlagversuch. (a) Probenr.2; (b) Probenr.3 [56]

In dieser Arbeit [57] konnte gezeigt werden dass die Kerbschlagzähigkeit einer linearen Reibschweißverbindung des Ti-6Al-4V bei Raumtemperatur höher als die des Grundwerkstoffes ist. Dieses Verhalten wurde dabei mit einer sehr feinen Mikrostruktur in der Schweißnahtmitte erklärt.

### 3.8.4 Eigenspannungen in der linearen Reibungsschweißverbindung

Die Eigenspannungen in einer linearen Reibschweißverbindung ergeben sich vor allem als Folge der Abkühlung des gefügten Bauteiles nach dem der Schweißvorgang abgeschlossen ist. [58] Diese thermisch induzierten Eigenspannungen werden durch höhere Abkühlgeschwindigkeiten an der Oberfläche als in der Bauteilmitte hervorgerufen. Messungen von Eigenspannungen bei linear reibgeschweißten Verbindungen wurden vor allem für verschiedene Titanlegierungen, wie z.B.: Ti-6Al-2Sn-4Zr-6Mo [59], studiert. In allen Studien wurden Synchrotron-Röntgen- und Neutronenstrahlen verwendet. Die Berechnung der Spannungen und Dehnungen wurde dabei durch die Änderung der Gitterparameter durchgeführt. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind in weitgehender Übereinstimmung und zeigen in allen drei Richtungen, in der Schweißnaht, eine Zugspannung. Die Zugspannungen waren in Querrichtung (in der Schweißebene senkrecht zu der Richtung der Schwingung) am höchsten und in der Richtung der axialen Richtung (Richtung der Krafteinbringung) am kleinsten, siehe Abbildung 23.

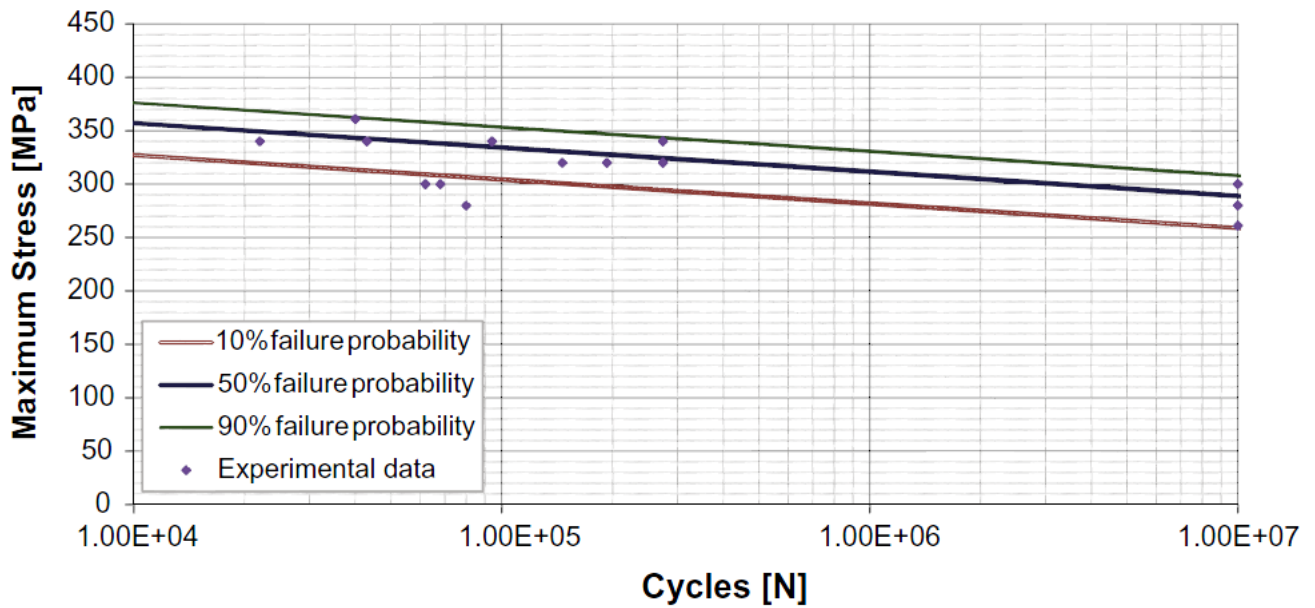


**Abbildung 23:** Spannung in den drei Raumrichtungen als Funktion der Position entlang der axialen Richtung (y-Achse). (a) Längsrichtung; (b) axiale Richtung; (c) Querrichtung [60].

Die Höhe (Entwicklung) der Eigenspannungen die in diesen Untersuchungen gezeigt wurde, können zu einer nachteiligen Wirkung auf die Gesamtlebensdauer, dauerhafte Verformung sowie besonders auf die Dauer- und Ermüdungsfestigkeit haben. In [60, 61] konnte erfolgreich gezeigt werden, dass durch die Verwendung einer entsprechenden Wärmebehandlung nach dem Schweißen die Eigenspannungen in der linearen Reibschweißverbindung um 75-90% gesenkt werden können. Eine weitere Abhilfemaßnahme, um die Eigenspannungen in der Schweißnaht zu minimieren, ist durch die Verwendung von optimierten Schweißparametern. In [59] konnte gezeigt werden, dass durch die Verwendung von höherer Reib- und Stauchkraft es zu einer erheblichen Verringerung der Eigenspannung kommt. Die geringen Eigenspannungen in der Schweißverbindung wurden dabei durch die niedrigere Spitztemperatur, die sich während des Schweißens mit hohen Kräften einstellt, erklärt.

### 3.8.5 Ermüdungsfestigkeit der linearen Reibschweißverbindung

In der Arbeit [48] wurde die Verwendung des linearen Reibschweißens für die Herstellung von qualitativ hochwertigen Schweißverbindungen von Siliziumkarbidpartikelverstärkten (25 vol. % SiC) Aluminiumlegierung (AA2124) untersucht. Insgesamt wurden 19 Proben am TWI (The Welding Institute, Cambridge, UK) hergestellt. Bei jeder Probe wurden die gleichen Schweißparametereinstellungen verwendet: Amplitude = 2 mm, Frequenz = 50 Hz und Reibkraft = 100 kN. Neben detaillierten metallografischen Untersuchungen wurden auch Dauerschwingversuche durchgeführt. Dabei wurden Schwellerschwingversuche bei konstanten Spannungsverhältnissen  $R = 0$  gewählt für bis zu  $10^7$  Lastwechsel gewählt. Um die experimentell ermittelten Daten zu analysieren und die S-N Wahrscheinlichkeitskurven zu bestimmen, wurde die Maximum-Likelihood-Methode (maximale Wahrscheinlichkeit) verwendet. In der Abbildung sind diese S-N Kurven mit unterschiedlichen Versagenswahrscheinlichkeiten dargestellt.



**Abbildung 24:** S-N Kurven bei unterschiedlichen Ausfallwahrscheinlichkeit [48]

In dieser Abbildung ist zusehen das die Ermüdungsfestigkeit nach  $10^7$  Lastzyklen bei einer Ausfallwahrscheinlichkeit von 50% bei 289 MPa liegt, was 78% der Ermüdungsfestigkeit des Grundwerkstoffes darstellt. Die hohe Ermüdungsfestigkeit der geschweißten Proben wurde durch die Abwesenheit von Schweißfehlern unter Verwendung der Bruchflächenanalyse erklärt. Es wurde berichtet dass der Bruch bei allen Proben in der TMAZ auftrat.

### 3.8.6 Vor- und Nachteile des linearen Reibschweißens

Das lineare Reibschweißen zählt aufgrund seiner Energieeffizienz und Umweltfreundlichkeit zu den sogenannten grünen Technologien.

Folgende **Vorteile** ergeben sich durch das lineare Reibschweißen:

1. Die Möglichkeit artgleiche und artfremde Werkstoffe zu verbinden die mit den konkurrierenden Schmelzschweißverfahren gar nicht oder nur sehr schwer zu fügen sind.
2. Es ist ein automatisierter Prozess der einen hohen Maß an Kontrolle über den Prozess und die Qualität der Schweißverbindung hat. Dabei ist es nicht notwendig eine externe Wärmequelle zu verwenden.
3. Das lineare Reibschweißen hat sich als ein Prozess mit sehr hoher Reproduzierbarkeit bewährt. Bestimmte Flugzeugtriebwerkshersteller berichteten [62] dass zehn tausende Schweißverbindungen ohne einen einzigen Ausfall hergestellt werden konnten.

4. Im Hinblick auf die gesamte Schweißzeit ist der Schweißprozess sehr schnell. Bei dem Schweißen von Ti-6Al-4V (Ti-64) beträgt die Schweißzeit weniger als 10 Sekunden [16].
5. Durch die starke Verformung, hohe Temperaturen und hohe Abkühlraten bildet sich eine verfeinerte Mikrostruktur in der Schweißverbindung. Dies kann eine verbesserte Festigkeit der Schweißverbindung relativ zu dem Grundmaterial bieten. Daneben führt die stark ausgeprägte Lokalisierung der Wärme in der Schweißzone zu einer sehr schmalen WEZ.
6. Während des gesamten Schweißprozesses bleiben die zu fügenden Werkstoffpartner im festen Zustand. Der Prozess bietet dadurch Vorteile im Gegensatz zu den Schmelzfahnen die Erstarrungsprobleme wie Porosität, Heißrisse und Entmischung aufweisen.
7. Das lineare Reibschweißen ist ein ökologisch saubereres Verfahren. Während des Schweißens entstehen keine Dämpfe, Gase, Rauch oder Spritzer von geschmolzenem Material womit es auch eine erhöhte Sicherheit für den Bediener bietet.

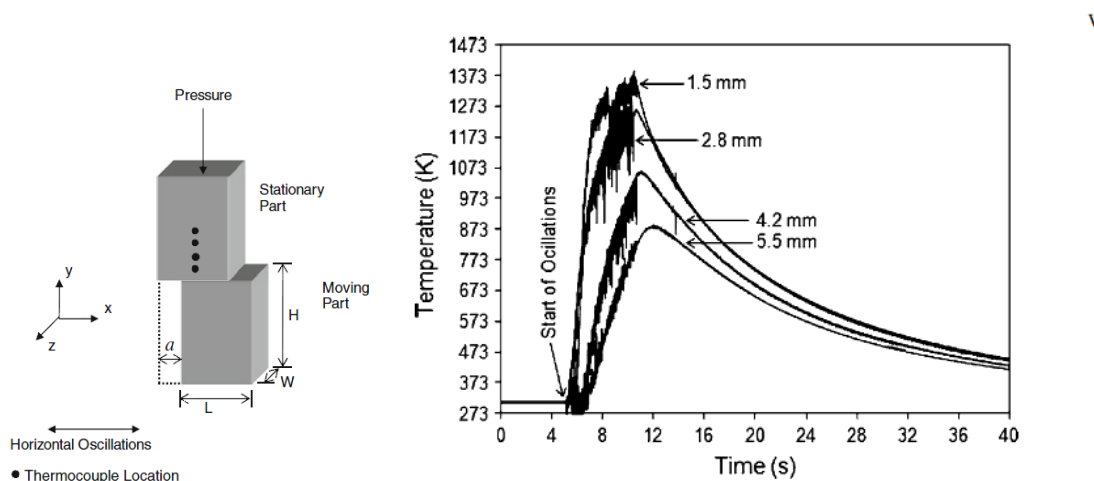
Indessen wurden folgende **Nachteile** beim linearen Reibschweißen erkannt:

1. Die Bildung des Schweißgrates deren Entfernung kostspielige Nacharbeit nach sich zieht.
2. Lärmentwicklung.
3. Die zu fügenden Werkstoffe sollen eine relativ hohe Schwerfestigkeit besitzen.
4. Das lineare Reibschweißen erfordert eine relativ komplexe Steuerung und eine hohe Steifigkeit und Leistung, der meist hydraulischen Schweißmaschinen.
5. Die notwendigen hohen Spannkraft der zu fügenden Bauteile.

### 3.9 Temperatur in der linearen Reibschweißverbindung

Um die Gefügeentwicklung abschätzen zu können und eine Validierung für die Schweißprozesssimulation zu bestimmen ist es notwendig den Temperaturverlauf in der Schweißzone und thermomechanischen Zone experimentell zu ermitteln. Durch die starken plastischen Verformungen die während des linearen Reibschweißens in diesen Zonen auftreten ist es nicht möglich die Thermoelemente direkt in der Schweißlinie zu platzieren. Deswegen werden, wie in der Abbildung 25 links gezeigt, Thermoelemente im Bauteil so nah wie möglich von der Schweißlinie positioniert.

In der Abbildung 25 rechts ist die Temperaturentwicklung während des linearen Reibschweißens von Nickelbasis-Superlegierung in einem Abstand von 1,5mm, 2,8mm, 4,2mm und 5,5mm von der Schweißlinie gemessen worden. Für den ursprünglichen Abstand von 1.5mm von der Schweißlinie wurde von einer Aufheizrate von  $368 \pm 140$  K/s und einer Abkühlrate von  $62 \pm 4$  K/s berichtet. Die Spitzentemperatur lag dabei bei  $1400 \pm 9$  K.



**Abbildung 25:** Position der Temperaturmesssensoren (links); Temperaturentwicklung in einer linearen Reibschweißverbindung (rechts) [63]

In der Arbeit von [64] wurde die hohe Aufheizrate in der Reibphase auch für den Werkstoff In-718 bestätigt. Es wurde von einer Aufheizrate von  $280$  °C/s bei einem 2.3mm entfernten ursprünglichen Abstand von der Schweißlinie berichtet. Der schnelle Temperaturanstieg während der frühen Reibungsphase wurde mit der Erzeugung der Wärme aufgrund der zum Abbau notwendigen Arbeit für die an der Oberfläche vorhandene Oxidschicht erklärt.

Aufgrund der beobachteten sehr hohen Aufheizraten und der kurzen Verweildauer des Materials bei hohen Temperaturen sollten bei der metallografischen Analyse die Mechanismen der dynamischen Phasenumwandlung, Erholung und Rekristallisation berücksichtigt werden.

## 4. Experimentelle Versuche

Das folgende Kapitel beschreibt die lineare Reibschweißmaschine die in dieser Arbeit verwendet wurde, die Methodologie den Einfluss der Schweißparameter auf die Qualität der Schweißverbindung zu bestimmen und daraus resultierend einen optimalen Schweißparametersatz für einen stabilen Prozess zu definieren. Die Charakterisierung der Verbindungsqualität von Ketten die mit diesen optimalen Schweißparametersatz geschweißt wurden, erbringt den experimentellen Nachweis der Machbarkeit des linearen Reibschweißens beim Verbinden von hochfesten Ketten.

### 4.1 Lineare Reibschweißmaschine (RSM1)

Bei dem Abbrennstumpfschweißen sind die Kettenproduzenten von Kettenbiege- und Kettenschweißmaschinenbauern abhängig. Aufgrund des begrenzten Wettbewerbs zwischen den Maschinenbauern wurden in den letzten Jahrzehnten, die so dringend erforderlichen Verbesserungen, nicht erreicht. Um diese Abhängigkeit nicht wieder bei dem linearen Reibschweißen zu erfahren, wurde schon frühzeitig entschieden, dass die Entwicklung einer linearen Reibschweißmaschine von der pewag Engineering GmbH durchgeführt wird.

Die Entwicklung und Konstruktion der linearen Reibschweißmaschine basierte auf den erforderlichen Schweißparametern die während der Voruntersuchungen bei TWI und SLV gewonnen wurden. In der Abbildung ist die lineare Reibschweißmaschine (RSM1) dargestellt. Neben sehr hohen Kräften (ca. 300 kN) sowie der Möglichkeit dabei eine Schwingbewegung auszuführen wurde die lineare Reibschweißmaschine mit einer sehr hohen Genauigkeit beim geraden Ausrichten der Bauteilachsen, vor der Stauchphase, entwickelt. Neben dem einfachen be- und entladen der Kettengliedhälften wurde die Anlage so ausgeführt, dass die Verschiebung der beweglichen Kettengliedhälften, die verwendeten Reib- und Stauchkraft und die axiale Verkürzung während des Schweißprozesses überwacht werden.

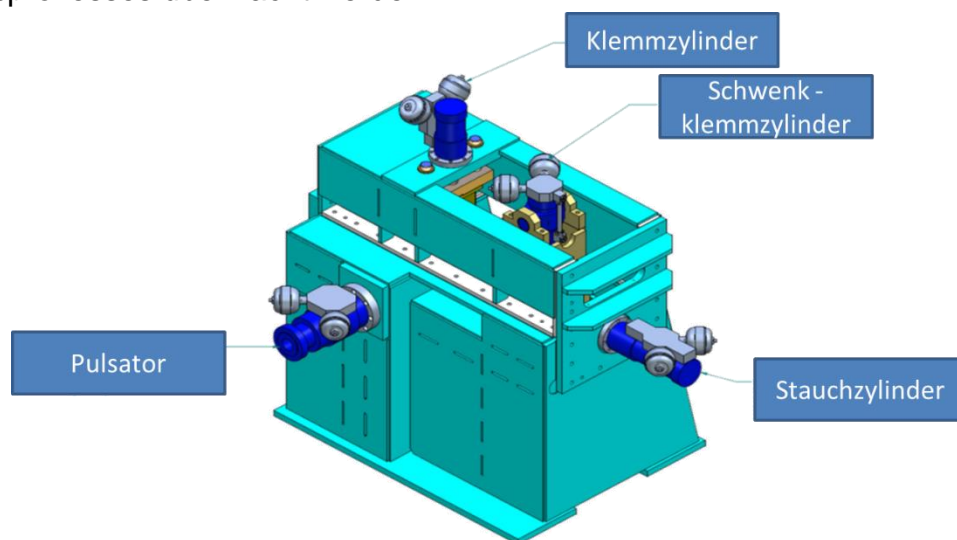


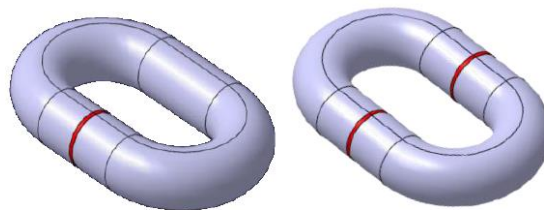
Abbildung 26: Lineare Reibschweißmaschine (RSM1)

Die vier wichtigsten Bauelemente der linearen Reibschweißmaschine (RSM1), siehe Abbildung 26, nämlich der Pulsator, und die Klemm-, Schwenkklemm- und Stauchzylinder, erfüllen die folgenden technischen Spezifikationen:

1. Maximale Amplitude: 3mm
2. Maximale Frequenz: 100 Hz
3. Einstellbare Reib- und Stauchkraft von maximal 300kN
4. Klemmsystem mit vier Spannbacken, womit die Kettengliedhälften während des Schweißens festgehalten werden. Dieses System erlaubt es, durch die einfache Änderung der Spannbacken, die Schweißmaschine für unterschiedlichste Schweißaufgaben zu nutzen.
5. Steuerbare Einstellung der axialen Verkürzung der Kettenglieder.

#### 4.1.1 Zwei Fügstellen

Das lineare Reibschweißen kennzeichnet sich durch den aufgebrachten Druck und die Relativbewegung der zu fügenden Teile um für den Prozess die notwendige Wärme zu generieren. Die mögliche Anwendung des linearen Reibschweißens in der Kettenfertigung warf die grundlegende Frage der Art der Aufbringung der nötigen Schwingungsbewegung auf das Kettenglied auf. Sollte die Oszillation auf ein vorgebogenes Kettenglied (wie derzeit bei dem Abbrennstumpfschweißen üblich – einen Fügstelle) aufgebracht werden oder sollten Kettengliedhälften (zwei Fügstellen) gegeneinander bewegt werden, siehe Abbildung 277.

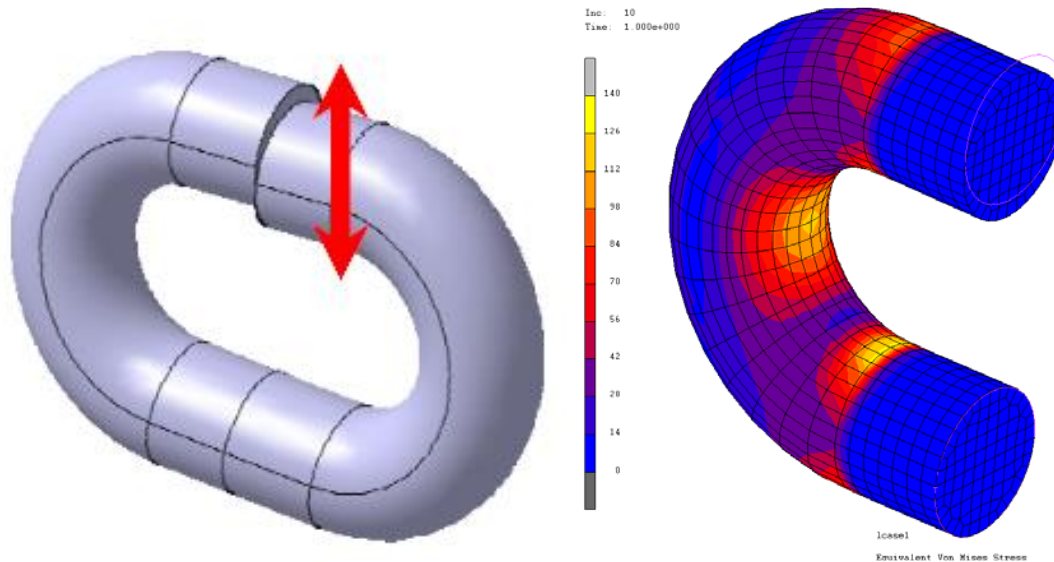


**Abbildung 27:** Gegenüberstellung der Kettengeometrie mit einer (Bild links) und zwei (Bild rechts) Fügstellen

Um diese Frage zu klären, wurde in der Arbeit [65], mit der FEM Software MSC Marc die Belastung der gebogenen Kettenglied die linear reibgeschweißt werden, simuliert. In der Simulation wurde eine Schwingungsamplitude von 2mm, die für diese Schweißaufgabe sehr realistisch ist, in der Ebene des  $\varnothing 26\text{mm}$  gebogenen Kettengliedes angenommen. In der Abbildung 28 links ist das Modell des gebogenen Kettengliedes dargestellt. Dabei wird ein Verbindungsende fest eingespannt und das andere beschreibt eine Hin- und Herbewegung. In der Abbildung 28 rechts ist das Ergebnis der Simulation, die Spannungsverteilung in der Hälfte des gebogenen Kettengliedes, dargestellt. In diesem Bild sehen wir an zwei Stellen Spannungsspitzen von über 140



MPa. Aufgrund dieser Ergebnisse und der berechtigten Besorgnis das so hohe Spannungen die Ermüdungsfestigkeit des Kettengliedes erheblich beeinträchtigen, wurde ein völlig neuartiges Konzept für die Kettenfertigung entwickelt und patentiert.



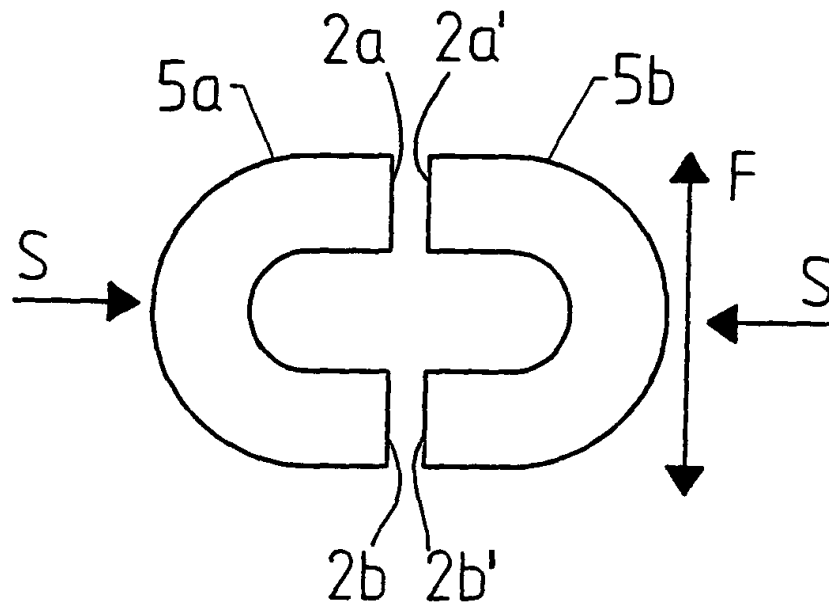
**Abbildung 28:** Modell des gebogenen Kettengliedes (Bild links); Ergebnis der Simulation, die Spannungsverteilung (Bild rechts) [65]

#### 4.1.2 Patent für Kettenglieder und Rund-bzw. Profilketten

In dem Patent [66] ist neben dem Verfahren zur Herstellung geschweißter Rund- oder Profilketten aus miteinander verbundenen Kettengliedern, auch ein Kettenglied für eine Rund-oder Profilkette sowie auf eine aus solchen Kettengliedern aufgebaute Rund- und Profilkette beschrieben.

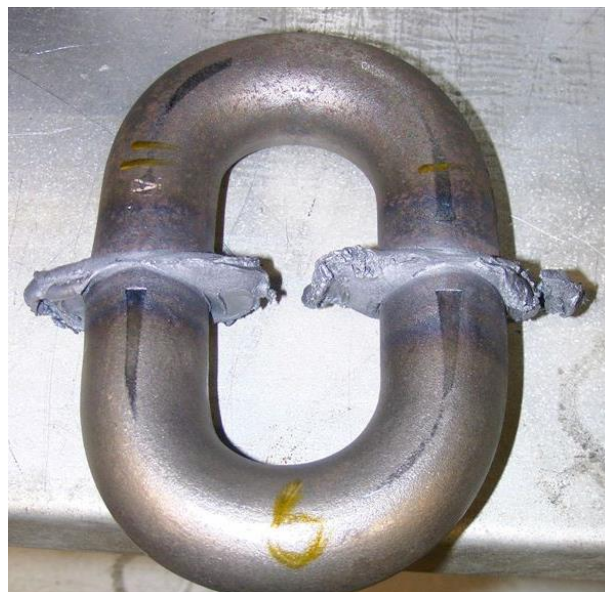
In der Abbildung 29 sind zwei erfindungsgemäße Kettengliedhälften (5a und 5b) gezeigt die mittels des Linearenreibschweißens miteinander verbunden werden. Hierfür wird eines der beiden Kettengliedhälften, z.B. 5a, in seiner Lage unverändert gehalten, während die andere Kettengliedhälfte 5b, in geeigneter Weise in Richtung der Pfeile F zum Oszillieren gebracht wird. Dabei werden die beiden ebenen Endflächen 2a, 2b der Kettengliedhälfte 5a gegen die ebenfalls ebenen Endflächen 2a', 2b' der anderen Kettengliedhälfte 5b angepresst. Durch die Oszillation der Kettengliedhälfte 5b wird eine Erwärmung der Endflächen 2a, 2b und 2a', 2b' beider Kettengliedhälften 5a und 5b über deren gesamte Fläche hinweg hervorgerufen. Sobald diese aneinander reibenden ebenen Endflächen infolge der Reibung ausreichend stark erwärmt worden sind, werden sie, in genauer Ausrichtung zueinander, durch eine axial gerichtete Stauchkraft S gegeneinander gedrückt und bilden dadurch die gewünschte Schweißverbindung.





**Abbildung 29:** Zwei Kettengliedhälften die mittels des linearenreibschweißens miteinander verbunden

Nach einer Bauzeit von nur 8 Monaten konnte die erste lineare Reibschweißanlage für Kettenglieder (RSM1) in Betrieb genommen werden. In der ersten Phase wurden an der Anlage zylindrische Proben eines Kettenstahles mit einem Durchmesser von 26,5 mm verschweißt und untersucht. In der zweiten Phase wurden Rundstahlkettengliedhälften zu einem Kettenglied, Abbildung 30, bzw. zu einer Rundstahlkette geschweißt. In dieser Zeit, konnte die erste lineare reibgeschweißte Rundstahlkette an der Anlage hergestellt werden, Abbildung 31.



**Abbildung 30:** Eines der ersten linear reibgeschweißten Rundstahlkettenglieder



**Abbildung 31:** Erste Rundstahlkette hergestellt durch den RSM1

Für alle nun folgenden experimentellen Schweißversuche in dieser Arbeit wurde die beschriebene Reibschweißmaschine (RSM1) verwendet.

## 4.2 Geometrie und Werkstoff der untersuchten Kettenglieder

In Zementwerken werden Zementbecherwerke als Senkrechtförderer für unterschiedliche Schüttgüter eingesetzt. Das Fördern dieser sehr abrasiven Schüttgüter im Zusammenhang mit hohen dynamischen Beanspruchungen erfordert eine genau angepasste Lösung.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine neuartige Geometrie der Kettenhalbglieder und damit der Profilketten entwickelt die optimal für den Einsatz in solchen Zementbecherwerken ausgelegt sind. Die wichtigsten Maße für dieses Kettenhalbglied und Kettenvollglied sind in der Abbildung 32 bzw. Abbildung 33 eingezeichnet. Die Querschnittsfläche während des linearen Reibschweißens beträgt  $2 \times 503,1 \text{ mm}^2 = 1006,2 \text{ mm}^2$ .

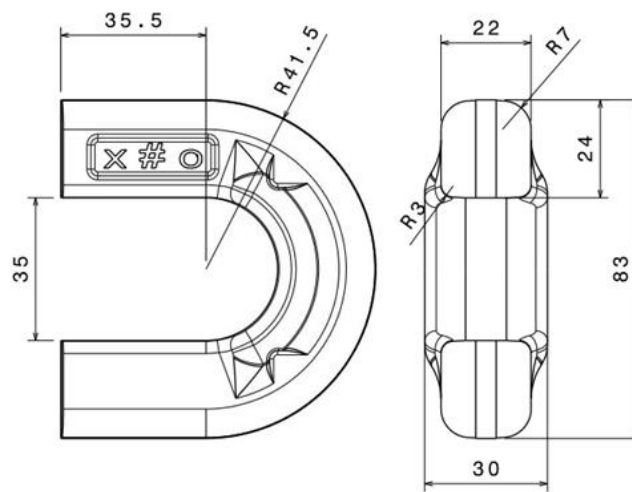


Abbildung 32: Neu entwickeltes Kettenhalbglied [68]

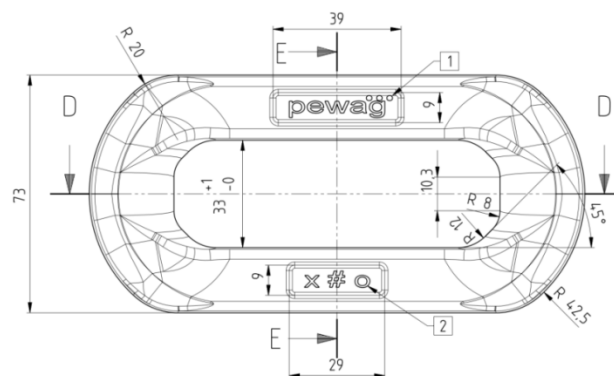
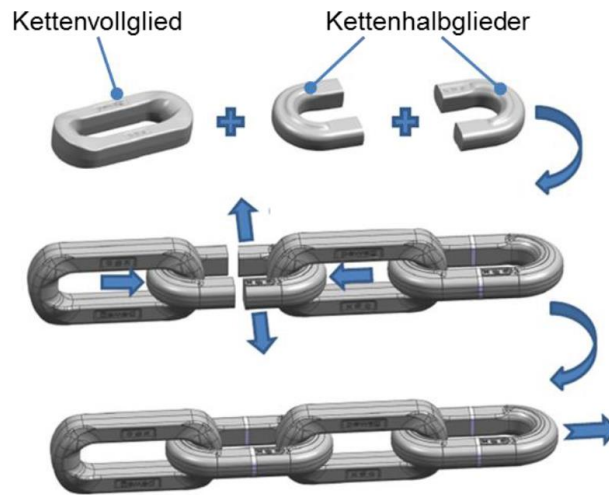


Abbildung 33: Neu entwickeltes Kettenvollglied [69]

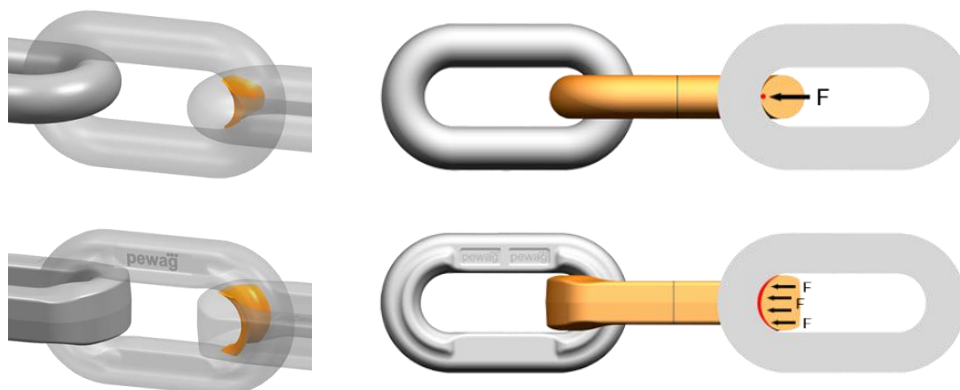
Anhand dieser Geometrie wurden die Kettenhalbglieder durch das Gesenkschmieden bei der Firma Krenhof AG in Köflach hergestellt. Neben den Kettenhalbgliedern wur-

den auch Kettenvollglieder dort produziert. Um eine kontinuierliche Förderkette zu erhalten werden Kettenvollglieder mit linear reibgeschweißten Kettenhalbgliedern verbunden, und bilden so eine Profilkette siehe Abbildung 34.



**Abbildung 34:** Linear reibgeschweißte Förderkette [69]

Die Förderkette für das lineare Reibschweißen ist in Hinblick auf die reduzierte Flächenpressung und ein erhöhtes Verschleißvolumen konstruiert worden. Bei der üblichen Rundstahlkette, die durch das Abbrennstumpfschweißen verbunden wird, kommt es wegen ihrer Geometrie zu hohen Belastungen im Berührungspunkt der Kettenglieder. Aufgrund des mehr als doppelt großen Verschleißvolumens der Förderkette für das lineare Reibschweißen und der geometriebedingten Reduzierung der Flächenpressung verbessern sich die Laufeigenschaften und tragen vermutlich zur einer Erhöhung der Lebensdauer, siehe Abbildung 35.



**Abbildung 35:** Vergleich der Lastverteilung zwischen der Rundstahlkette beim Abbrennstumpfschweißen (Bilder oben) und der Profilkette beim linearen Reibschweißen (Bilder unten) [70]

#### 4.2.1 Werkstoff der untersuchten Kettenglieder

In der vorliegenden Arbeit wurden die Kettenhalb- und Kettenvollglieder aus dem Vergütungsstahl 30CrNiMo8 (1.6580) durch das Gesenkschmieden hergestellt. Bei dem abbrennstumpfschweißen von Rundstahlketten wird ein Walzdraht oder Stabstahl verwendet. Durch den Einsatz von geschmiedeten Ketten wird das Auftreten von Spannungsrissen, welche beim Kaltbiegeprozess von Rundstahlketten auftreten können, eliminiert.

Allgemein kennzeichnet sich dieser Stahl durch eine hohe Festigkeit und Zähigkeit aus und gilt als nur sehr schwer schweißbar. Verwendung findet der Werkstoff vor allem in Bereichen, wo hohe Beanspruchungen auftreten und große Vergütungsquerschnitte gefordert sind. Als Beispiele sind hier Propellerwellen, Pleuelstangen, Getriebewellen, Kurbelwellen und Teile für Fahrgestelle zu nennen. Es ist bis heute nicht bekannt, dass aus diesem Werkstoff jemals Ketten hergestellt wurden.

Die genaue Analyse der chemischen Zusammensetzung der Kettenglieder erfolgte mit der Spektralanalyse, die Ergebnisse sind in der Tabelle 4 dargestellt.

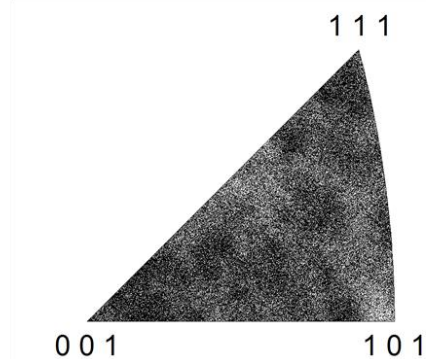
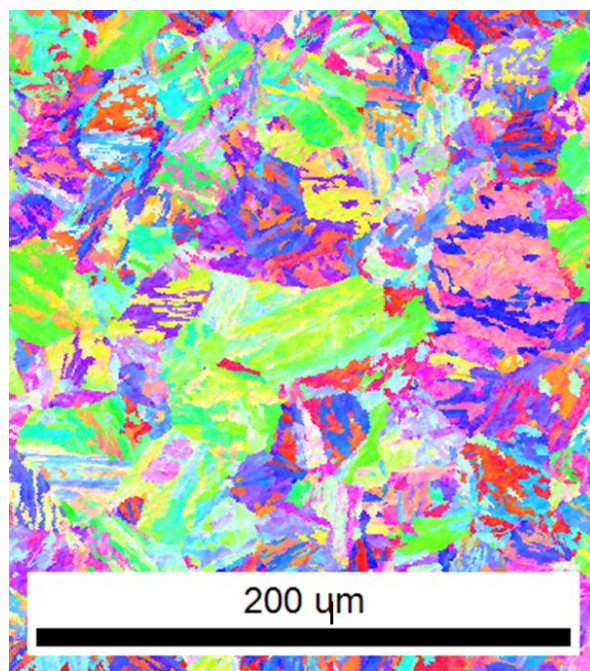
**Tabelle 4:** Experimentell gemessene chemische Zusammensetzung der gesenkschmiedeten Kettenhalb- und Kettenvollglieder

<i>Element:</i>	<b>C</b>	<b>Si</b>	<b>Mn</b>	<b>P</b>	<b>S</b>	<b>Cr</b>	<b>Mo</b>	<b>Ni</b>
Gew. [%]	0,29	0,29	0,53	0,010	0,004	1,99	0,37	1,89

In der Abbildung 36 ist das Gefüge des Grundwerkstoffes der Kettenhalb- und Kettenvollglieder dargestellt. Bei einer 500:1 Aufnahmenvergrößerung und nach dem ätzen mit 3% alkoholischer Salpetersäure ist zu sehen das es sich bei dem Gefüge um ca. 60% Martensit und ca. 40% Zwischenstufe (Bainit) handelt. In der Abbildung 37 ist die EBSD Aufnahme und die dazugehörige Polefigur des Grundwerkstoffes. In beiden Bildern konnte keine bevorzugte Orientierung der Körner festgestellt werden. Für die Simulation implementiertes kontinuierliches ZTU-Schaubild des 1.6580 ist in der Abbildung 38 dargestellt.



**Abbildung 36:** Grundwerkstoff 30CrNiMo8 der Kettenglieder



**Abbildung 37:** EBSD Aufnahme und die dazugehörige Polefigur des Grundwerkstoffs



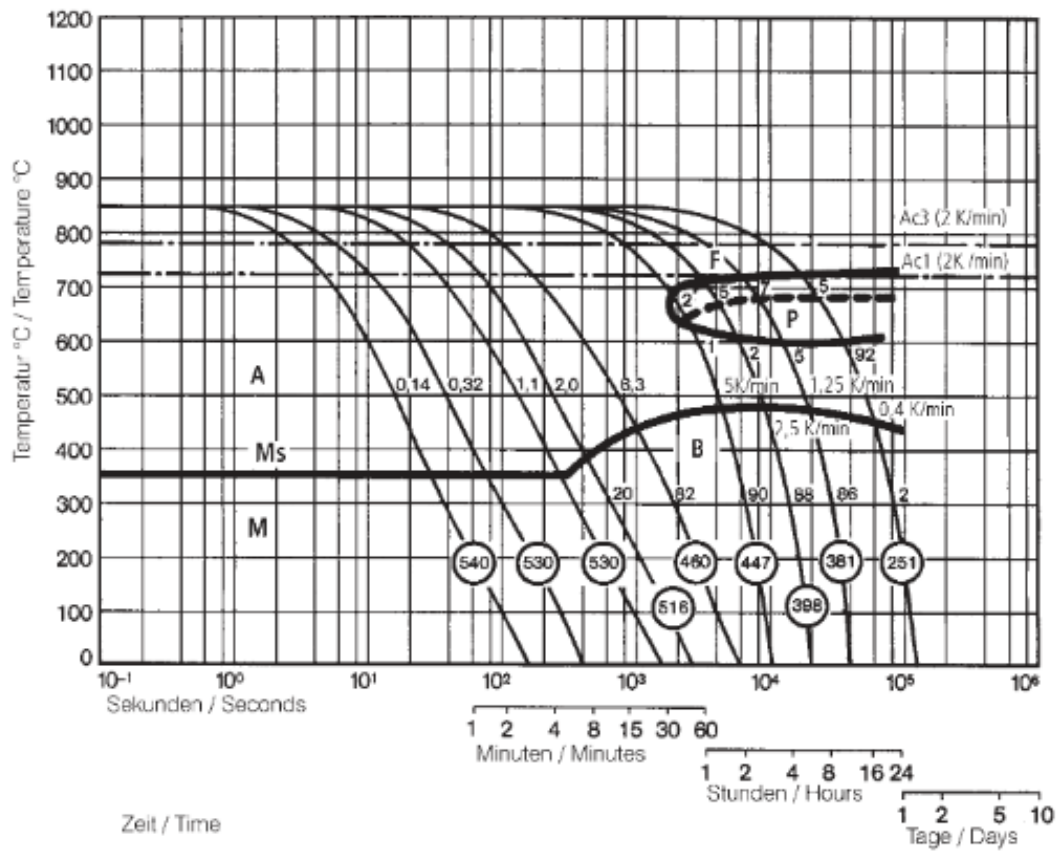
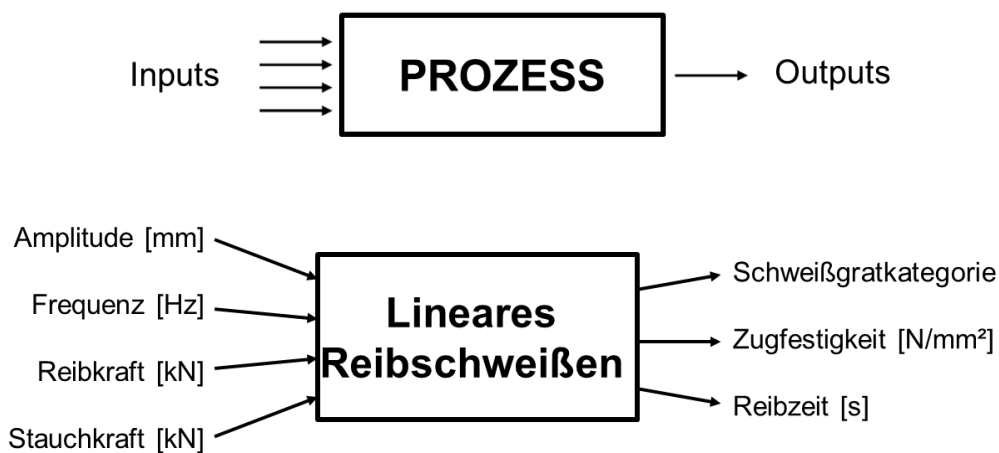


Abbildung 38: In DEFORM implementiertes kontinuierliches ZTU-Schaubild des 1.6580 [98]

### 4.3 Versuchsdurchführung

#### 4.3.1 Systemanalyse

Wie im Kapitel 3.4 schon beschrieben werden in der Systemanalyse die wichtigsten Aufgaben und Ziele während der Untersuchung festgelegt, siehe Abbildung 39. Das Hauptziel der Untersuchung war es die Schweißbarkeit der in Geometrie und Werkstoff neuartigen Förderketten durch das lineare Reibschweißen zu beweisen. Darüber hinaus war es wichtig die signifikantesten Schweißparameter zu identifizieren sowie deren Einfluss auf die Zielgrößen zu ermitteln. Im idealen Fall sollte am Ende der Untersuchung ein Parametersatz bestimmt werden der eine robuste Serienproduktion (d.h. geringste Streuung der Zielgrößen) für diese neuartigen Förderketten gewährleistet.



**Abbildung 39:** Definition der Faktoren für die weitere Untersuchung

#### 4.3.2 Versuchsstrategie

Um die in der Systemanalyse festgelegten Ziele zu erreichen ist es notwendig aus einer Reihe von Parametern (siehe Kapitel 3.8), die auszuwählen bei denen erwartet wird das sie den größten Einfluss haben. Dafür ist es notwendig möglichst viel Vorwissen, das durch Vorversuche generiert wird, während dieser zweiten Prozessphase der statistischen Versuchsplanung einzubringen.



In der Tabelle 5 sind die variablen und konstanten Faktoren sowie die Zielgrößen die bei der Untersuchung verwendet wurden dargestellt.

**Tabelle 5:** Zusammenfassende Versuchsplanung für die Schweißversuche

	Einflussgröße	Wert	
		tief	hoch
Variable Faktoren	Amplitude [mm]	1,5	2,5
	Frequenz [Hz]	50	70
	Reibkraft [kN]	16	80
	Stauchkraft [kN]	0	88
Konstante Faktoren	Verkürzung [mm]	6	
	Probenquerschnitt [mm <sup>2</sup> ]	1006,2	
	Werkstoff	30CrNiMo8	
Zielgrößen	Zugfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]		
	Reibzeit [s]		
	Schweißgratkategorie [-]		

Als variable Einflussgrößen bzw. Faktoren werden die Amplitude, Frequenz, Reibkraft und die Stauchkraft gewählt. Für sie sind daneben die Faktorstufen (Einstellwerte), auch anhand von Vorversuchen, definiert. Dabei wird zwischen einer tiefen und hohen Stufe unterschieden. Die drei Faktoren Verkürzung der Kette, der Probenquerschnitt in der Fügezone und der Werkstoff bleiben während der gesamten Untersuchung gleich. Die Verkürzung von 6mm pro Kettenglied wurde aufgrund der gleichen Länge der Kettenstränge gewählt. Für die Versuchsauswertung werden drei Zielgrößen, Zugfestigkeit der Schweißverbindung, die Reibzeit sowie die Schweißgratkategorie herangezogen.


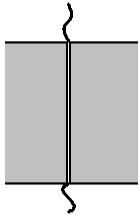




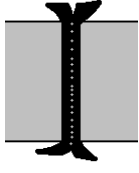




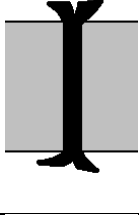




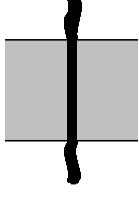



Die Zugfestigkeit gilt in der Kettenindustrie als die wichtigste Kenngröße bei der Beschreibung der Qualität einer Schweißverbindung. In Hinblick auf eine Serienproduktion der linear reibgeschweißten Förderketten ist die Reibzeit als Zielgröße vor allem im Hinblick der Wirtschaftlichkeit maßgebend. Die Schweißgratkategorie wurde als dritte Zielgröße ausgewählt. Während der Sichtprüfung der Ketten im Rahmen der Vorversuche wurde erkannt dass sich der Schweißgrat bei verschiedenen Parametereinstellungen unterschiedlich ausbildet. Um diesen Zusammenhang näher zu untersuchen wurde der Schweißgrat dann in vier Kategorien unterteilt, siehe Tabelle 6. Zur Einteilung wurden drei beobachtete Merkmale herangezogen. Diese Merkmale werden über folgende Fragen zugeordnet:

1. Ist genügend Schweißgrat entstanden?
2. Ist der Schweißgrat über der gesamten Querschnittsfläche ausgebildet?
3. Sind die Schweißgratenden miteinander verbunden oder klaffen sie auseinander?

Bei der Schweißgratkategorie A entsteht kein genügender Schweißgrat, was die anderen beiden Merkmale ebenfalls ausschließt. Bei Schweißgrat B ist genügend

Schweißgrat durch den Reibprozess entstanden, jedoch wird nicht die gesamte Querschnittsfläche bedeckt, und die Gratenden sind nicht verbunden. Bei Schweißgrat C sind die zwei ersten Merkmale erfüllt, die Gratenden sind jedoch noch nicht verbunden. Die Schweißgratkatgorie D erfüllt alle drei Merkmale.

**Tabelle 6:** Definierte Schweißgratkategorien

<b>Schweißgrattyp</b>	<b>Makroaufnahme</b>	<b>Grafik</b>	<b>Grat entstanden</b>	<b>Grat über ganze Fläche</b>	<b>Gratenden verbunden</b>
<b>A</b>					
<b>B</b>					
<b>C</b>					
<b>D</b>					

### 4.3.3 Versuchsdurchführung

Alle Schweißversuche für die statistische Versuchsplanung wurden bei der Fa. pewag austria GmbH an dem linearen Reibschweißprototypen RSM1 durchgeführt.

Im Kapitel 3.3 und 3.4 wurden der Schweißprozess und die Schweißparameter des linearen Reibschweißens beschrieben. In diesem Kapitel werden die Besonderheiten bei dem Schweißen von Kettenhalbgliedern anhand einer axialen Verkürzung im Kraft-Zeit Diagramm, siehe Abbildung 40, beschrieben.

In der ersten Phase, der Kontaktphase (A), bewegen sich die Kettenhalbglieder mit einer Geschwindigkeit von 1mm/s bis sie sich berühren und eine Kraft von 7000N aufgebracht ist. In der darauf folgenden Reibphase, beschreibt ein Kettenhalbglied anhand der eigestellten Schweißparameter (Amplitude und Frequenz) eine Bewegung und drückt mit der gewählten Reibkraft gegen das andere Kettenhalbglied. Diese verwendeten Schweißparameter für die statistische Versuchsplanung sind in der Tabelle 5 dargestellt. Für alle Schweißversuche wurde eine konstante axiale Verkürzung von 6mm festgelegt. Die maximale Dauer der Reibphase wurde mit 10s beschränkt. Sollte nach dieser Zeit die axiale Verkürzung von 6mm nicht erreicht werden, wird die

Reibphase abgebrochen. Kommt es aber zu dem erfolgreichen Fall das die 6mm unter 10s verkürzt werden, startet dann die Stauchphase. Dabei werden die Kettenhalbglieder mit einer Stauchkraft, bei allen Versuchen 10s lang gehalten.

Die Abbildung 40 zeigt ein die tatsächlich gemessene Axiale Verkürzung zwei Kettenhalbglieder in einem Kraft-Zeit Diagramm während des linearen Reibschweißens. In diesem Versuch wurde eine Reibkraft von 60kN eingestellt. Es ist zu beobachten dass die Reibkraft um diesen Wert, aufgrund der Regelung, pendelt. Nach dem die Reibphase abgeschlossen ist, beginnt die eingestellte Stauchkraft von 90 kN zu wirken. Auch hier sieht man dass die Regelung übersteuert und eine maximale Stauchkraft von etwa 100 kN erreicht die sich schließlich auf den eingestellten Wert von 90 kN einpendelt.

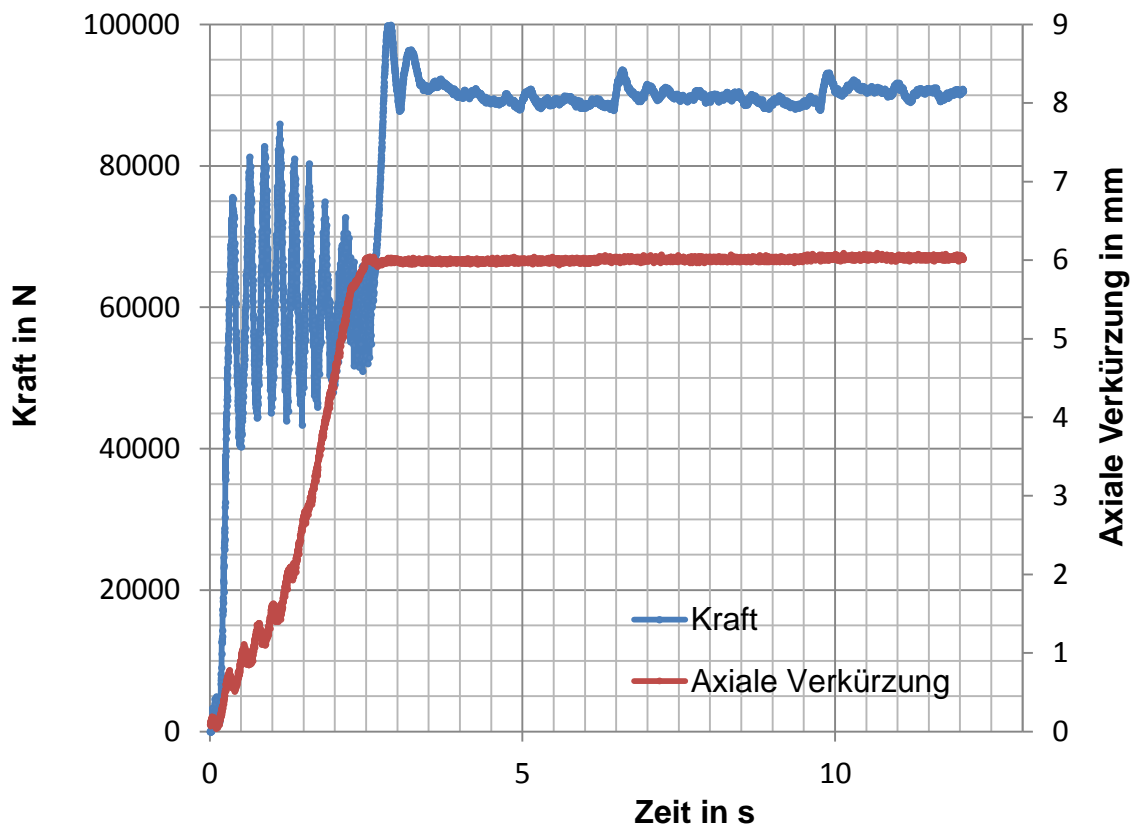


Abbildung 40: Axiale Verkürzung im Kraft-Zeit Diagramm bei einem der Schweißversuche mit dem RSM1

## 4.3.4 Versuchsauswertung

### 4.3.4.1 Einfluss der Schweißparameter auf den Schweißgrat

Anhand von statistischen Tests (Hypothesentest, F-Test; t-Test [39]) wird analysiert, ob sich eine Veränderung der Schweißparameter im festgelegten Parameterfenster entscheidend auf die Zielgröße, den Schweißgrat, auswirkt. Die oben genannten statistischen Tests werden von der Statistiksoftware Minitab 16 ausgewertet und liefern folgende, grafisch dargestellten, Ergebnisse.

Im Pareto-Diagramm, siehe Abbildung 41, werden die absoluten Werte der Effekte der wichtigsten Schweißparameter ohne deren Wechselwirkungen als Balken aufgetragen. Die senkrechte Linie an der Stelle 2,052 kennzeichnet das theoretische Quantil der t-Verteilung. D.h. alle Schweißparameter deren Werte größer als dieser Referenzwert liegen, haben einen signifikanten Einfluss auf die Ausbildung des Schweißgrates. Es ist zu erkennen, dass die Amplitude und Reibkraft den größten Effekt auf die Schweißgratausbildung haben. Dabei sieht man auch, dass eine Veränderung der Stauchkraft oder der Frequenz zu keiner wesentlichen Änderung des Schweißgrats führt.

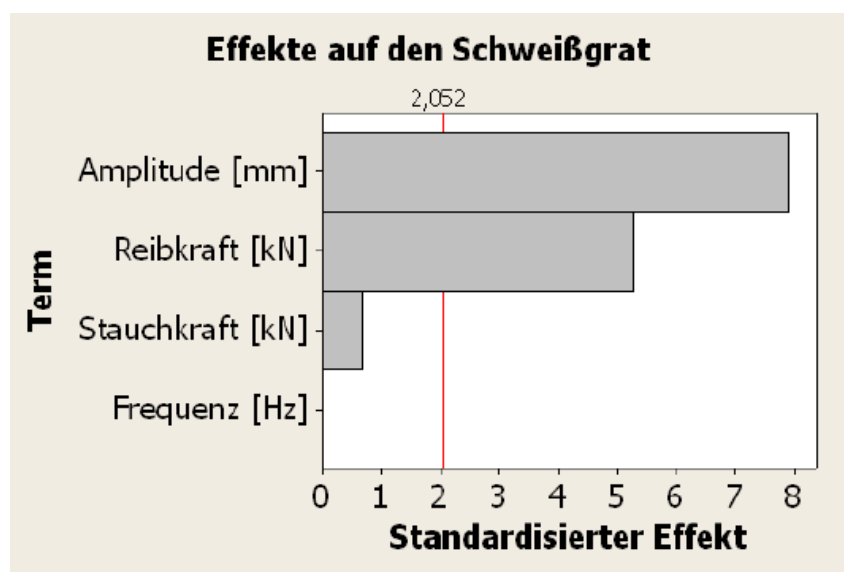


Abbildung 41: Pareto-Diagramm der Effekte der Schweißparameter auf den Schweißgrat

Das Konturdiagramm in der Abbildung 42, zeigt die ermittelte Schweißgratverteilung in Abhängigkeit der wichtigsten Schweißparameter (Amplitude und Reibkraft) bei einem konstanten Wert der Stauchkraft. Im diesem Konturdiagramm ist zu sehen, dass die Schweißgratkategorie A bei geringen Werten der Amplitude und hohen Werten der Reibkraft erreicht werden. Zu sehen ist auch, dass die Schweißgratkategorie D bei hohen Werten der Amplitude über einen größeren Wertebereiche der Reibkraft erreicht werden.

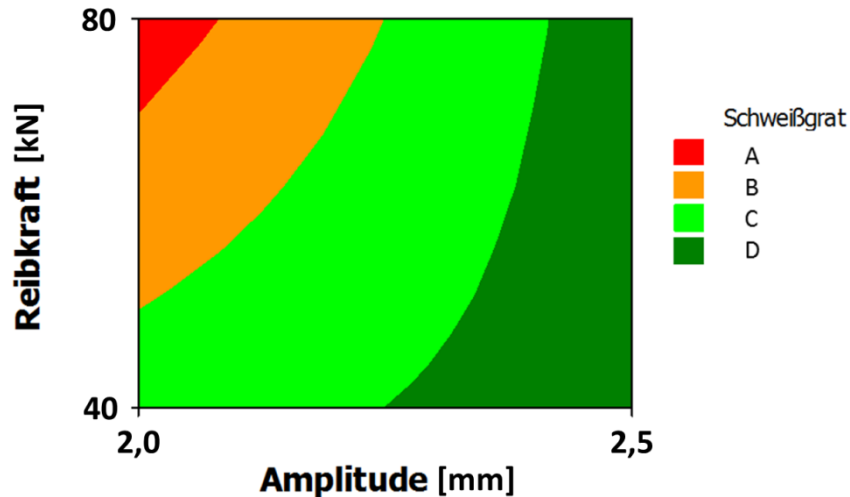


Abbildung 42: Konturdiagramm der Schweißgratverteilung über die Amplitude und Reibkraft

#### 4.3.4.2 Einfluss der Schweißparameter auf den Zugfestigkeit der Schweißverbindung

Aus dem Pareto-Diagramm in Abbildung 43 sieht man das die Amplitude und die Reibkraft den größten Einfluss auf die Zugfestigkeit der Verbindung haben.

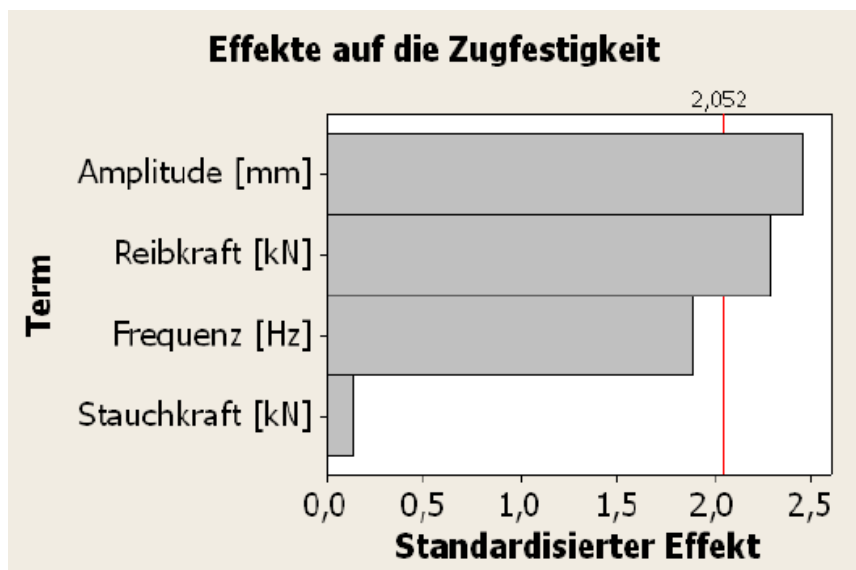


Abbildung 43: Pareto-Diagramm der Effekte der Schweißparameter auf die Zugfestigkeit

Das Konturdiagramm, Abbildung 44, zeigt die ermittelte Zugfestigkeitsverteilung in Abhängigkeit der wichtigsten Schweißparameter (Amplitude und Reibkraft) bei einem konstanten Wert der Frequenz. Es ist zu sehen dass bei einer kleinen Amplitude und einer hohen Reibkraft geringere Zugfestigkeitswerte (unter 1200 N/mm<sup>2</sup>) erreicht werden. Höhere Zugfestigkeitswerte können über einen größeren Bereich der Amplitude mit einer geringen Reibkraft und bei einer großen Amplitude über einen großen Bereich der Reibkraft erreicht werden.

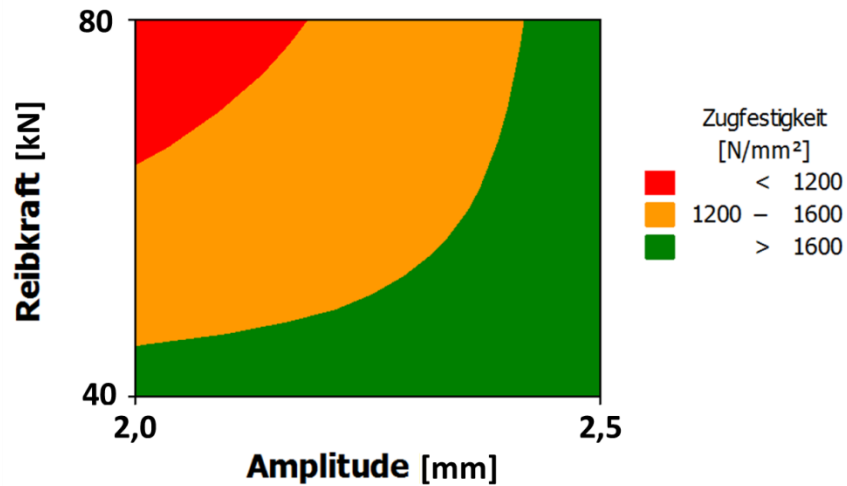


Abbildung 44: Konturdiagramm der Zugfestigkeitsverteilung über die Amplitude und Reibkraft

#### 4.3.4.3 Einfluss der Schweißparameter auf die Reibzeit

Aus dem Pareto-Diagramm in Abbildung 45 ist zu erkennen, dass die Amplitude und die Frequenz den größten Einfluss auf die Reibzeit haben.

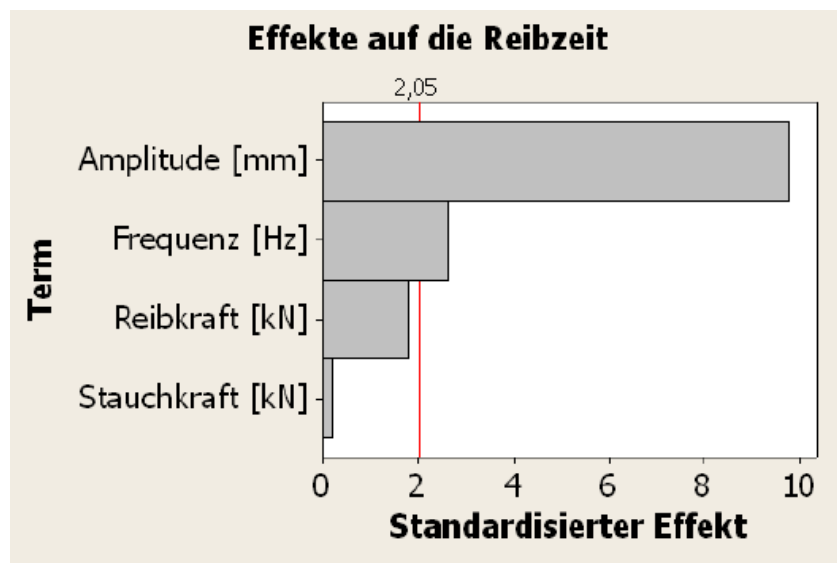


Abbildung 45: Pareto-Diagramm der Effekte der Schweißparameter auf die Reibzeit

Abbildung 46 zeigt die ermittelte Reibzeitverteilung in Abhängigkeit von der Amplitude und der Frequenz bei einem konstanten Wert der Reibkraft. In dieser Abbildung ist sehr gut zu sehen dass die kürzesten Reibzeiten (unter 3 Sekunden) bei hoher Amplitude und hoher Frequenz zu erwarten sind. Dementsprechend führt eine Verringerung der Amplitude, in diesem Prozessbereich, zur Erhöhung der Reibzeit.

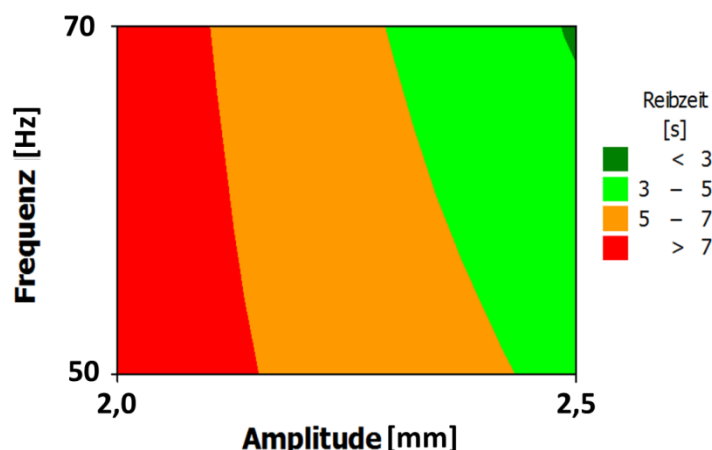


Abbildung 46: Konturdiagramm der Reibzeitverteilung über die Amplitude und Frequenz

#### 4.3.4.4 Definition der optimalen Parametereinstellung

Durch die Auswertung der Ergebnisse der statistischen Versuchsplanung konnte die optimale Parametereinstellung für das lineare Reibschweißen von Kettengliedern bestimmt werden, siehe Tabelle 7.

Tabelle 7: Optimale Parametereinstellung

Amplitude [mm]	Reibkraft [kN]	Frequenz [Hz]	Stauchkraft [kN]
2,5	64	70	80

Dieser Parametersatz wurde im Rahmen des abschließenden Teils der statistischen Versuchsplanung, dem Bestätigungsversuch, 15-mal verschweißt.

Abbildung 47 und Tabelle 8 die Ergebnisse dieses Versuchs. Dabei erreicht die Zugfestigkeit Werte zwischen 1681 N/mm<sup>2</sup> und 1790 N/mm<sup>2</sup> wobei die Standardabweichung bei 29,5 N/mm<sup>2</sup> bzw. bei nur 1,7% liegt. Die Reibzeit für diese Versuche bewegt sich zwischen 2,2 und 2,4 Sekunden bei einer Standardabweichung von 0,05 Sekunden was 2,1% entspricht. Alle 15 Versuche hatten dabei die Schweißgratqualität D.

Die Standardabweichungen bewegen sich in einem sehr guten Wertebereich und die zuvor ermittelte Parametereinstellung kann für eine robuste Serienproduktion des untersuchten Querschnitts und gegebenen Werkstoff empfohlen werden.

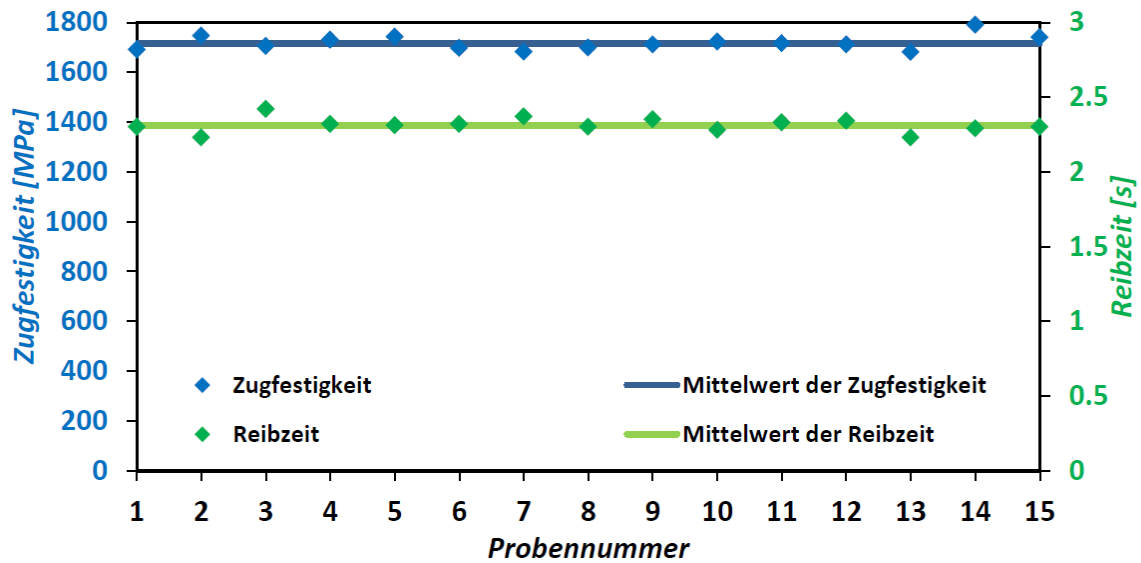


Abbildung 47: Ermittelte Zugfestigkeit und Reibzeit für 15 Proben der optimalen Parametereinstellung

Tabelle 8: Auswertung der Ergebnisse für die optimale Parametereinstellung

Zielgröße	Mittelwert	s	s [%]	Min.	Max.	Grat
Zugfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]	1716	29.5	1.7	1681	1790	D
Reibzeit [s]	2.3	0.05	2.1	2.2	2.4	



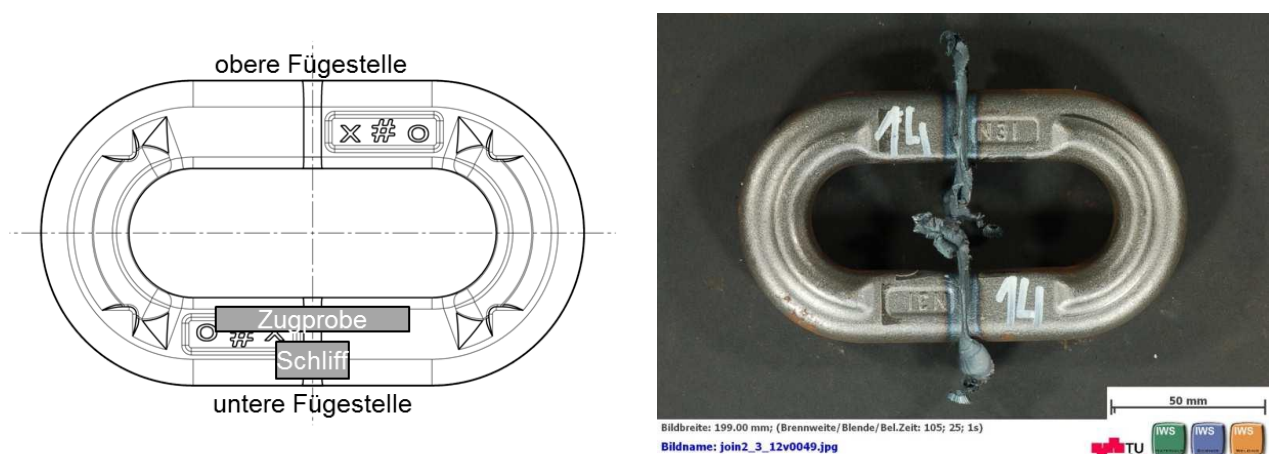
## 5. Experimentelle Ergebnisse

Das folgende Kapitel beschreibt die Verbindungsqualität (Zugfestigkeit, Metallografie, Härte, Kerbschlagzähigkeit und Textur) von linear reibgeschweißten Ketten die mit den oben definierten optimalen Schweißparametersatz geschweißt wurden.

### 5.1.1 Zugfestigkeit der linear reibgeschweißten Förderkette

Die linearreibgeschweißten Kettenglieder bestehen aus zwei Reibschweißverbindungen: der unteren und oberen Fügestelle. In Vorversuchen wurde bestätigt, dass die untere und obere Fügestelle stets die gleiche Qualität aufweisen. Die untere Fügestelle wurde verwendet um Proben für den Zugversuch und metallographische Untersuchungen (Schliff) herauszuarbeiten. Dabei konnte aufgrund der Querschnittsabmessungen jeweils eine Probe für den Zugversuch und eine Probe für die metallografische Untersuchung pro Kettenglied herausgearbeitet werden, siehe Abbildung 48.

Für die Zugversuche wurde die Zugprüfmaschine, mit der Bezeichnung RMC 100 von der Firma Zwick/Roell verwendet. Sie besitzt eine maximale Zugkraft von 100 kN



**Abbildung 48:** Entnahmestellen der Zugproben (links) und Kennzeichnung der Kerbseite (rechts)

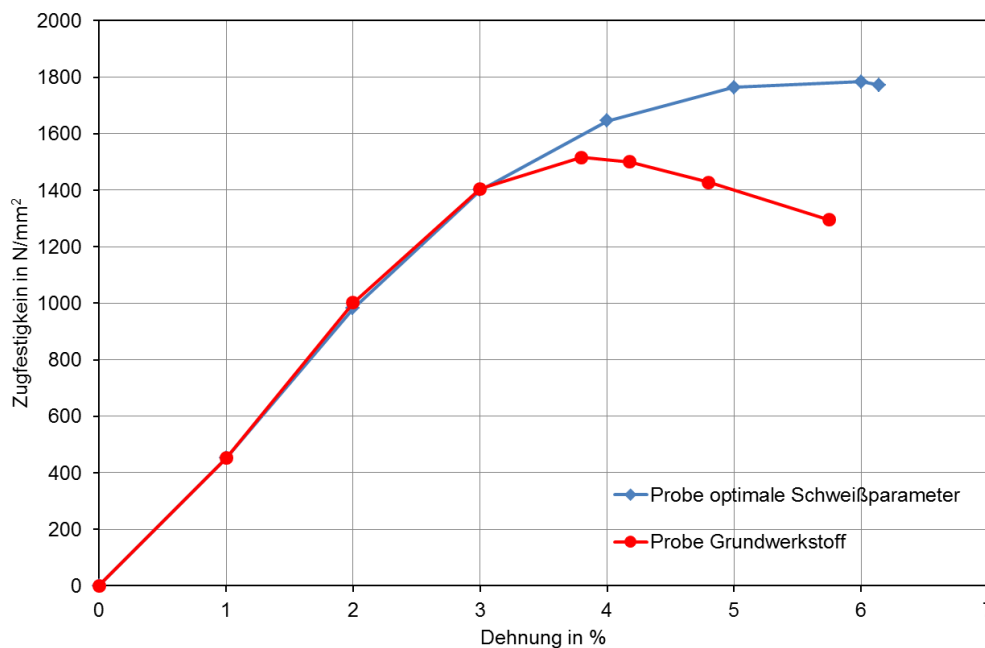
Die Proben für die Zugversuche wurden nach DIN EN 50125 gefertigt. Sie besitzen einen Durchmesser  $d_0$  von 10 mm und eine Anfangsmesslänge  $L_0$  von 50 mm, Abbildung 49. Die Zugproben wurden im Bereich der Schweißnaht auf einen Durchmesser von 8 mm, über eine Länge von 10 mm abgedreht. Dies hat den Vorteil, dass die Proben im Bereich der Schweißnaht und nicht im weicheren Grundwerkstoff brechen.



**Abbildung 49:** Zugprobe nach Norm DIN 50125 [31]

Die Ergebnisse der Zugversuche sind in der Tabelle 9 und der Abbildung 50 dargestellt. Zum Vergleich sind die Zugfestigkeitseigenschaften des Grundwerkstoffs der Kettglieder angeführt. Sehr deutlich zu sehen ist, dass sich die Zugfestigkeitseigenschaften, sowohl in Festigkeit als auch in der Zähigkeit, der linear reibgeschweißten Probe im Vergleich zur der Probe des Grundwerkstoffs sich steigerten bzw. verbesserten. Nämlich, die 0,2% Dehngrenze um 11,1%, die Zugfestigkeit um 17,6% und die Bruchdehnung um 46,8%.

Die Steigerung der Dehngrenze und der Zugfestigkeit bei gleichzeitiger Steigerung der Bruchdehnung der linear reibgeschweißten Probe hängt vermutlich mit der Kornfeinung in der Schweißzone und der Hall-Petch-Beziehung zusammen.



**Abbildung 50:** Spannung – Dehnung – Diagramm für die Zugproben des GW und der LRS Probe mit optimalen Schweißparametern

**Tabelle 9: Ergebnisse der Zugversuche**

Probe	0,2 %-Dehngrenze R <sub>p0,2</sub> [N/mm <sup>2</sup> ]	Zugfestigkeit R <sub>m</sub> [N/mm <sup>2</sup> ]	Bruchdehnung A [%]
Grundwerkstoff	1422,7	1516,5	5,75
Schweißprobe	1581,5	1783,8	6,14

In der Tabelle 10 sind die Zugfestigkeit des Grundwerkstoffes und der linearen Reibschweißverbindung nochmals hervorgehoben. Mit diesen beiden Werten wurde der Schweißfaktor von 117,6% berechnet. Im Kapitel 3.8.1, lag der höchste in der Literatur bekannte Schweißfaktor für das lineare Reibschweißen bei 111%.

**Tabelle 10: Auswertung der Ergebnisse für die optimale Parametereinstellung**

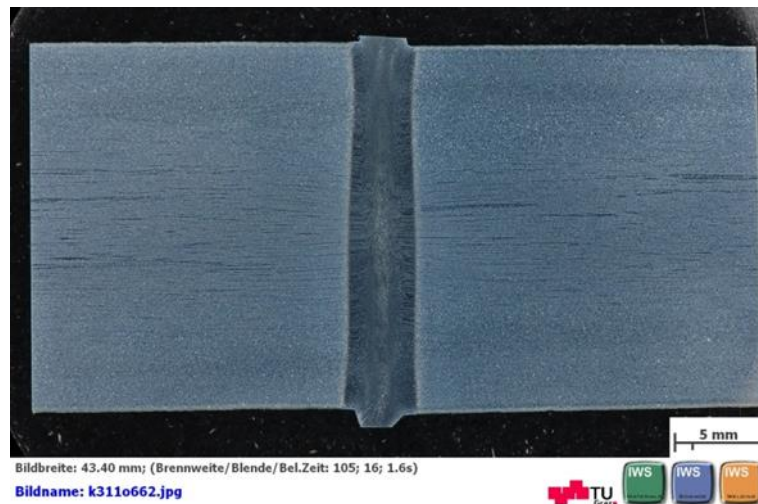
Zugfestigkeit des Grundwerkstoffes [MPa]	Zugfestigkeit der linearen Reibschweißverbindung [MPa]	Schweißfaktor
1516,5	1783,8	117,6 %

### 5.1.2 Metallografische Untersuchung der linear reibgeschweißten Förderkette

Die Probenentnahme für metallografische Untersuchungen wurde, wie in Abbildung 48 gezeigt, durchgeführt. Der Schliff wird für die Mikroskopie, als auch für die Härtemessungen verwendet. Für die Ätzung wurde eine 3 % Nital Ätzung verwendet. Die Mischung erfolgte dabei mit 97 ml Ethanol und 3 ml Salpetersäure. Die Einwirkzeit betrug 5 bis 8 Sekunden. Die Schliffebene liegt quer zur Schweißnaht.

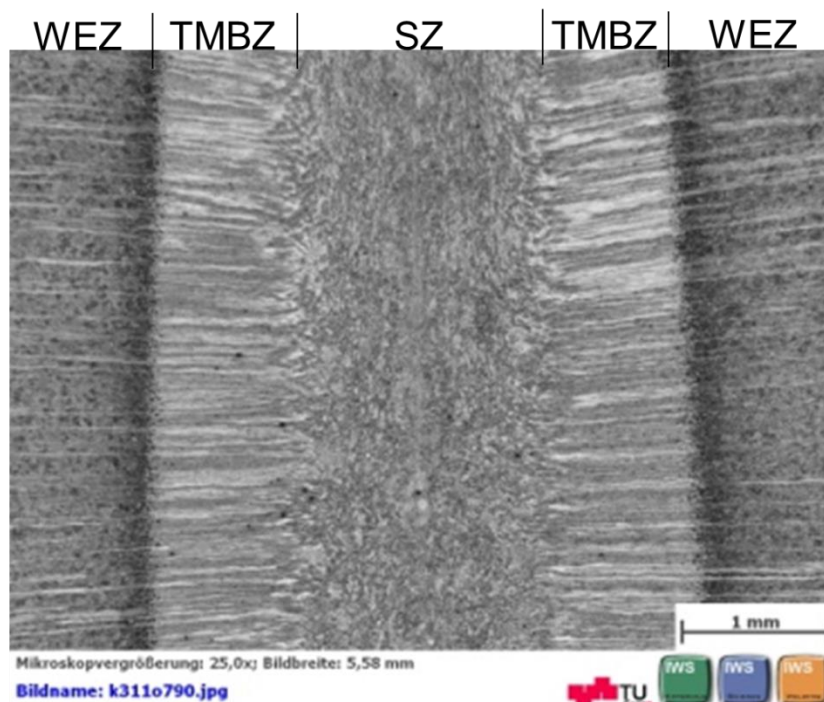
Die Untersuchungen zeigten eine Schweißnahtbreite von 3,8 bis 4,2 mm. In jedem Bestätigungsversuch konnte eine parallele Schweißnaht mit einer gleichmäßigen Breite festgestellt werden was auf eine gleichmäßige Wärmeerzeugung während des linearen Reibschweißens (bei optimalen Schweißparametern) hindeutet.

Bei den Proben konnten keine geometrischen Unregelmäßigkeiten wie Risse, Poren, Einschlüsse, Bindefehler oder sonstige Unregelmäßigkeiten festgestellt werden, siehe Abbildung 51.



**Abbildung 51:** Makroaufnahme linearer Reibschweißverbindung bei optimalen Schweißparametern

Aus der Abbildung 52 lassen sich vereinfacht drei Zonen gut erkennen: Schweißzone (SZ), thermomechanisch beeinflusste Zone (TMBZ) und Wärmeeinflusszone (WEZ). Der Übergang zwischen den Bereichen erfolgt fließend.



**Abbildung 52:** Makroaufnahmen der verschiedenen Zonen der linearen Reibschweißverbindung von Ketten

Die Schweißzone (SZ) umfasst den Bereich von 1 mm von der Schweißnahtmitte in beide Richtungen. Aus dem sehr schnellen Aufheizen auf Temperaturen um ca. 1200°C in Reibfläche (siehe dazu Kapitel 5.1.4), zusammen mit einer hohen plastischen Verformung sowie einer anschließenden raschen Abkühlung auf RT ergibt sich eine feinkörnige Gefügestruktur. Selbst bei sehr hohen Vergrößerungen konnte die Mikrostruktur nicht eindeutig charakterisiert werden, da dieser Bereich sehr feinkörnig ist. Durch diese Feinkörnigkeit werden ausgezeichnete mechanische Eigenschaften (Festigkeit, Duktilität), die denen des Grundwerkstoffes überlegen sind, erreicht. Das

feine Gefüge in der Schweißnahtzone und in der WEZ ist ein Beweis dafür, dass keine Schmelze während des Schweißprozesses entstanden ist. Aufgrund der hohen Temperatur zusammen mit den Deformationen und dem rapidem Abkühlen wird die dynamische Rekristallisation ausgelöst.

Angrenzend an die Schweißzone ist der Bereich der thermo-mechanisch beeinflussten Zone (TMBZ). Dieser Bereich befindet sich von der Schweißzone ca. 0,7mm in Richtung des Grundwerkstoffes. Das Gefüge deutet auf die starken plastischen Verformungen während des Prozesses hin.

An die TMBZ grenzt die Wärmeeinflusszone (WEZ). Dieser Bereich befindet sich von der TMBZ 2mm in Richtung des Grundwerkstoffes. Die Gefügeentwicklung in der WEZ hängt sehr stark von der maximalen Temperatur während des Schweißens und der Abkühlgeschwindigkeit ab. Da das Gefüge des Grundwerkstoffes aus Martensit und Bainit besteht kommt es in diesem Bereich zur einer Anlasswirkung.

Die Messung der Korngröße bzw. die Korngrößenentwicklung in der Schweißverbindung konnten durch die Verwendung feiner Normgitter ermittelt werden, siehe Abbildung 53. Es ist zu erkennen, dass im unbeeinflussten Grundwerkstoff eine Korngröße von ca. 50µm vorherrscht. Je geringer der Abstand zu der Schweißnahtmitte wird, nimmt die Korngröße progressiv ab, bis zu einer Korngröße von ca. 13µm in der Schweißnahtmitte.

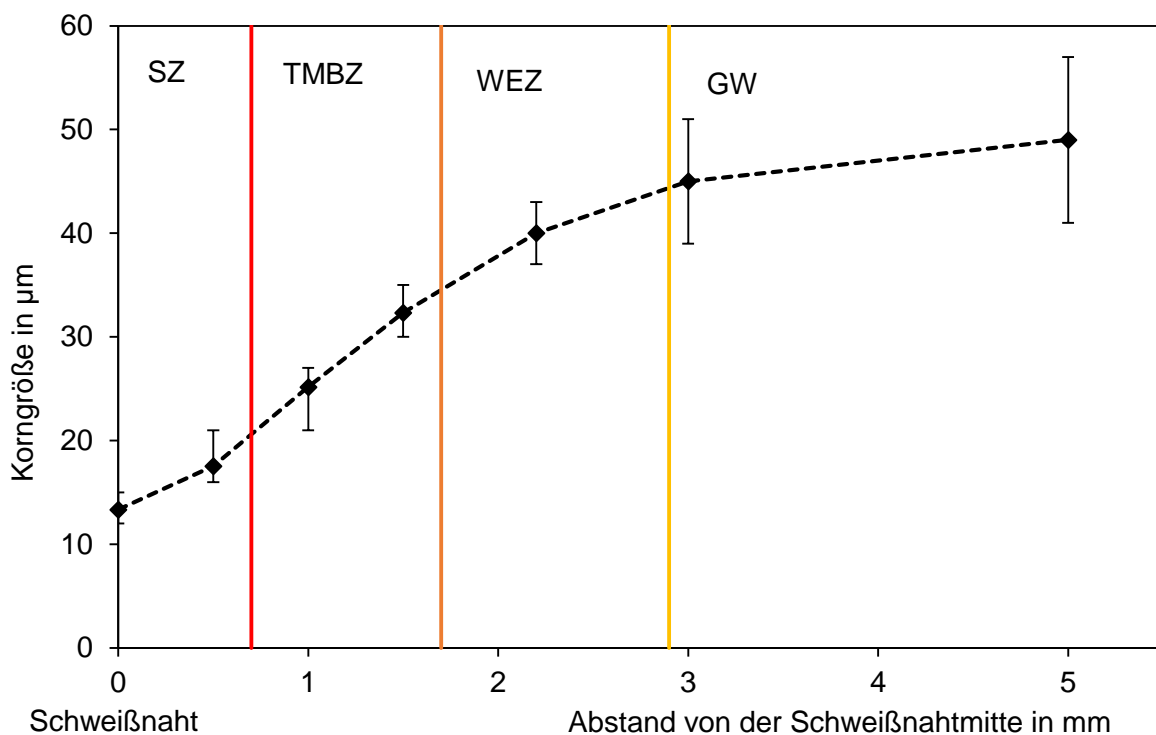


Abbildung 53: Korngröße in der Schweißverbindung



### 5.1.3 Härte der linear reibgeschweißten Förderkette

Die Härtemessung diente zur Beschreibung der unterschiedlichen mechanischen Eigenschaften über die gesamte Schweißverbindung. Die Härte der Proben wurde dabei mit dem Härtemessverfahren nach Vickers (DIN EN ISO 6507) ermittelt.

In der Abbildung 54 ist die Härtemessung der linear reibgeschweißten Probe mit optimalen Schweißparametern dargestellt. Die roten Punkte beschreiben die Messpunktposition und die gelben den dazugehörigen, gemessenen Härtewert. Die Schweißnaht hat eine Breite von 4 mm. Sehr deutlich kann man eine Steigerung der Härte in der Schweißzone (SZ) und ein Abfall der Härte in der Wärmeeinflusszone (WEZ) im Vergleich zum Grundwerkstoff beobachten. Der Höchstwert im Härteverlauf (ca. 583 HV 1) befindet sich in der Mitte der Schweißnaht. Der verwendete 30CrNiMo8 weist einen hohen Kohlenstoffgehalt und aufgrund der hohen Abkühlgeschwindigkeit beim linearen Reibschweißen kommt es zur dieser örtlichen Aufhärtung in der Schweißzone. Der Minimalwert im Härteverlauf (ca. 354 HV 1) befindet sich in der WEZ, siehe Abbildung 55 und Tabelle 11. Der Abfall und die Größe der auftretenden örtlich beschränkten Erweichung wird neben der chemischen Zusammensetzung des Grundwerkstoffes vor allem durch die Wärmeeinbringung und die Abkühlzeit  $t_{8/5}$  bestimmt.

Der Grundwerkstoff hat eine Härte von ca. 430 HV10. Die beobachtete Symmetrie des Härteverlaufs, ausgehend von der Schweißnahtmitte, deutet auf die gleiche thermo-mechanische Beeinflussung des Werkstoffes unabhängig davon welche Kettengliedhälfte oszillierte bzw. gehalten wurde.

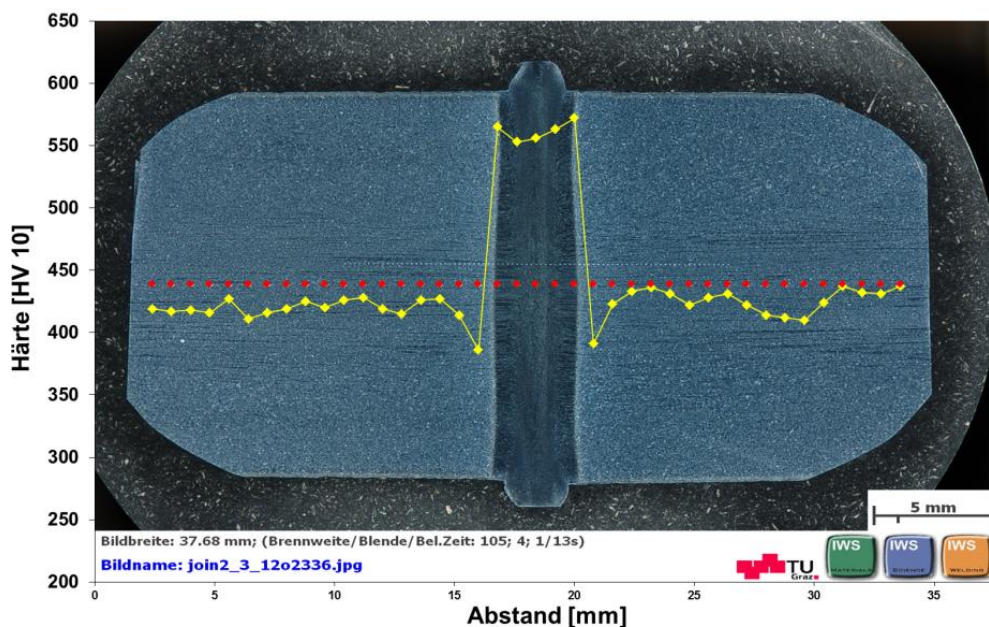
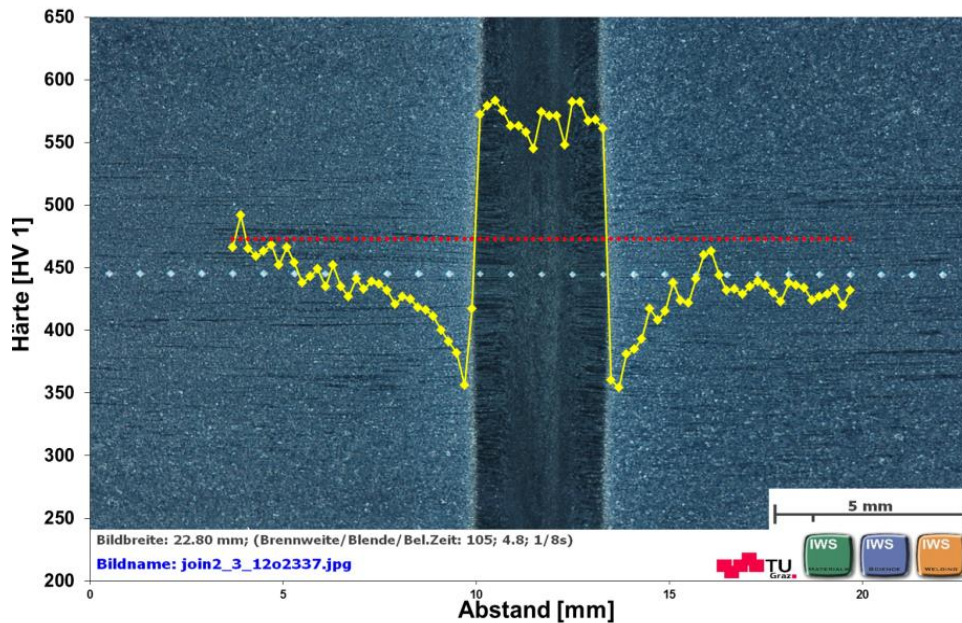


Abbildung 54: Makrohärteverlauf der linearen Reibschweißverbindung



**Abbildung 55:** Mikrohärteverlauf der linearen Reibschweißverbindung

**Tabelle 11:** Auswertung der Ergebnisse für die optimale Parametereinstellung

Grundwerkstoff (links)	Wärmeeinflusszone (links)	Maximale Härte	Wärmeeinflusszone (rechts)	Grundwerkstoff rechts	Breite der Schweißnaht
427 HV10	356 HV1	583 HV1	354 HV1	437 HV10	4,0 mm

In [71-73] konnte gezeigt werden, dass die Erweichung im Bereich der WEZ keine negativen Auswirkungen auf die globale Festigkeit bei einer Belastung quer zur Verbindung hat. Der Grund dafür liegt im Auftreten sogenannter Stützeffekte d.h. die plastische Verformung in der weichen Zone wird durch das angrenzende Material (Grundwerkstoff und Schweißzone) mit höherer Festigkeit behindert.

- **Einfluss der Wärmebehandlung auf die Härte der linear reibgeschweißten Förderkette**

Neben den oben gezeigten Härtemessungen an Proben nach dem Schweißen (as welded) wurden auch Härteversuche an Proben nach einer Wärmebehandlung (post weld) durchgeführt. Als Wärmenachbehandlung wurde ein Vergütungsprozess (Härten+Anlassen) gewählt, welcher üblich in der Kettenindustrie ist. Beim Härten wurde der Werkstoff auf 830 °C (über Ac3) erwärmt, wodurch eine Austenitisierung stattfindet und 20 Minuten lang auf dieser Temperatur gehalten. Nach dem Abschrecken in Öl entsteht das Härtegefüge Martensit. Um die Duktilität zu erhöhen, wurden die Kettenglieder angelassen. Dabei wird es auf eine Temperatur von 200°C bzw. 550°C (unterhalb Ac1) erwärmt und eine Stunde auf dieser Temperatur gehalten, siehe Abbildung 56.

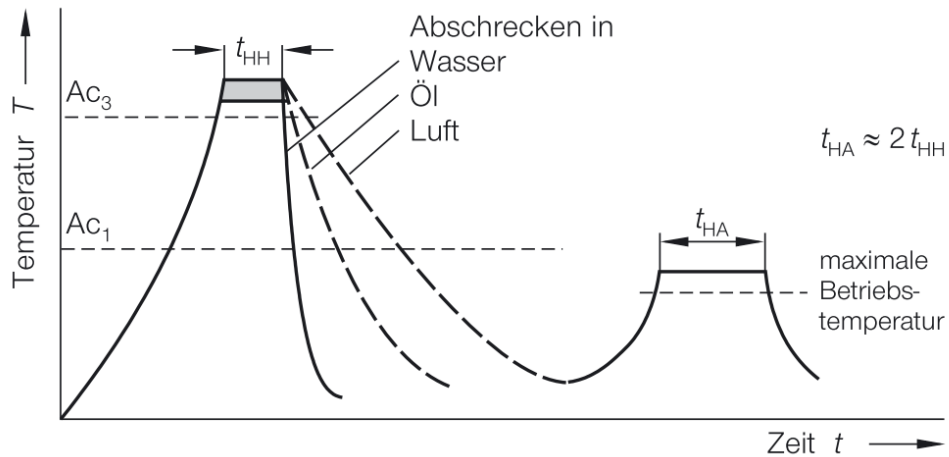


Abbildung 56: Zeit-Temperatur-Verlauf beim Härten [75]

Wie zu erwarten konnte durch die Wärmebehandlung die Aufhärtung bzw. die Erweichung in der Schweißverbindung beseitigt werden. Die Härte in der Probe bei der Anlasstemperatur von 200°C hat einen konstanten Wert von ca. 530HV10, siehe Abbildung 57 und bei der Anlasstemperatur von 550°C einen konstanten Wert von ca. 360 HV10, Abbildung 58.

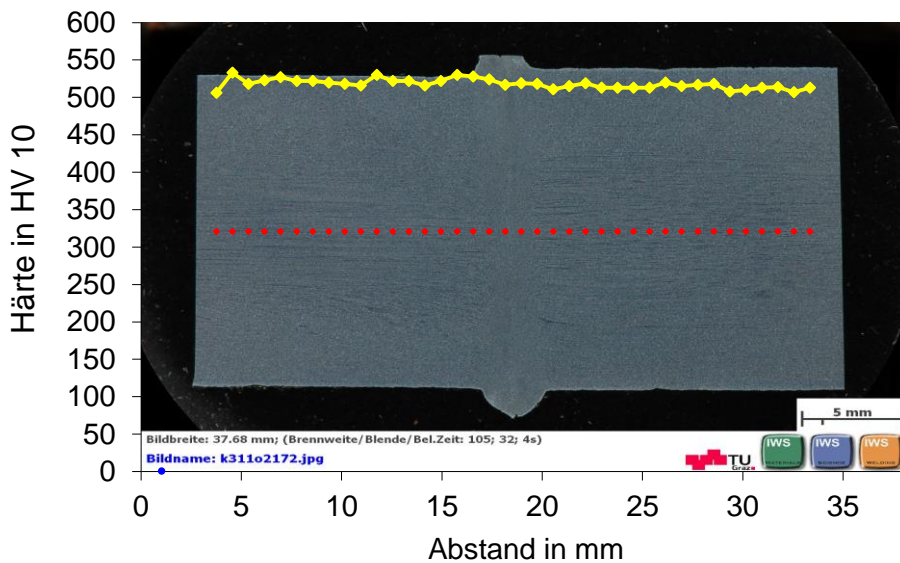
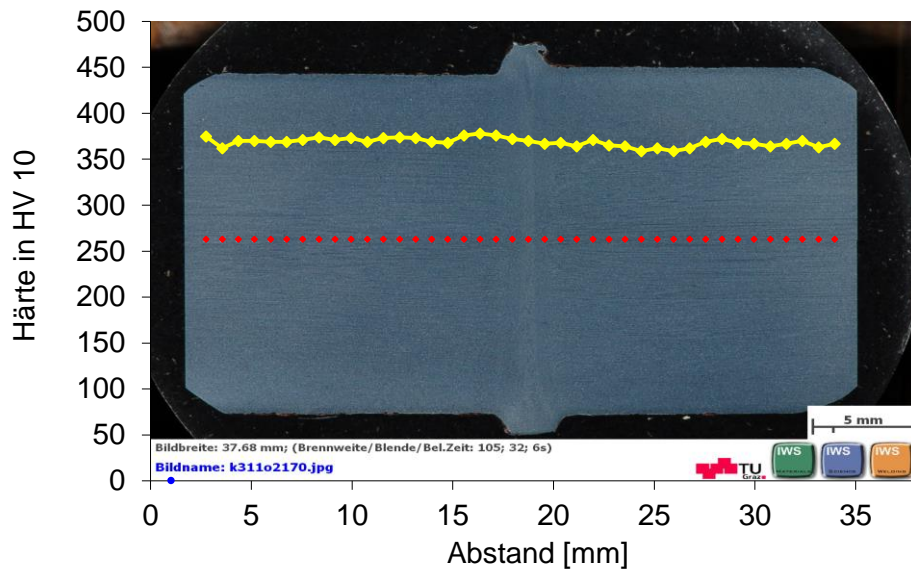


Abbildung 57: Makrohärteverlauf der linearen Reibschweißverbindung bei einer Anlasstemperatur von 200°C

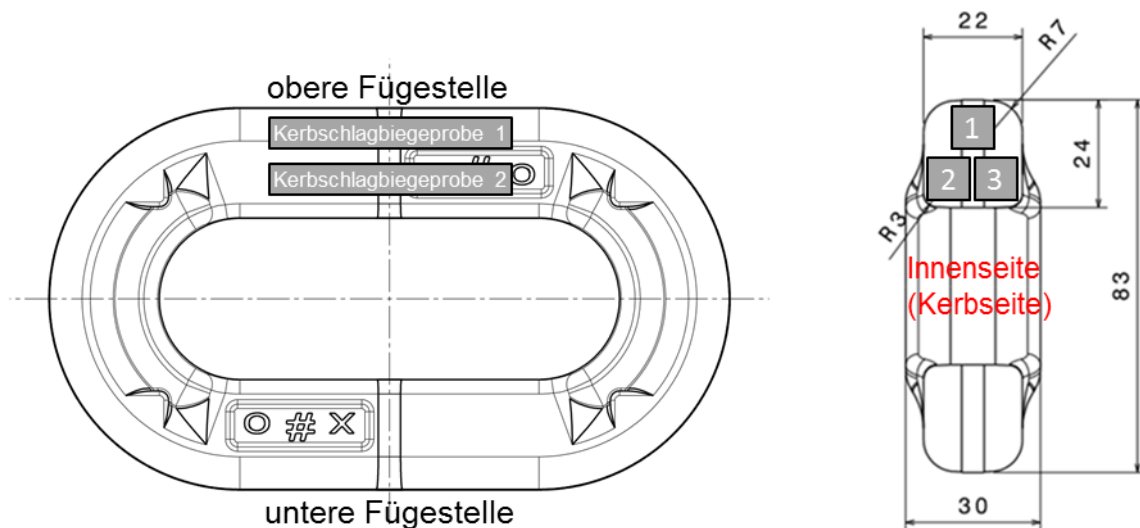




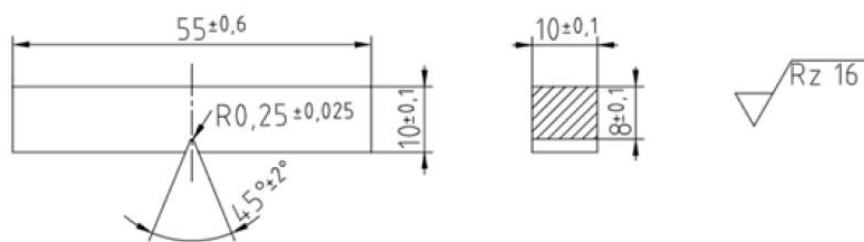
**Abbildung 58:** Makrohärteverlauf der linearen Reibschweißverbindung bei einer Anlasstemperatur von 550°C

### 5.1.4 Kerbschlagzähigkeit der linear reibgeschweißten Förderkette

Wie vorher gezeigt, wurde die untere Fügestelle verwendet um Proben für den Zugversuch und metallographische Untersuchungen herauszuarbeiten. Die obere Fügestelle wird für die Kerbschlagbiegeproben verwendet, Abbildung 59, links. Dabei konnten aufgrund der Querschnittsabmessungen drei Proben herausgearbeitet werden, Abbildung 59, rechts. Die Kerbe wird bei jeder Probe auf die Innenseite des Kettenlinks gesetzt. Die verwendeten Kerbschlagbiegeproben wurden im Zustand „as welded“ also ohne WBH verwendet. Die Kerbschlagbiegeproben werden nach DIN EN 10045 gefertigt und besitzen eine Länge von 55 mm und einen rechteckigen Querschnitt von 10x10 mm. Die 2 mm tiefe Kerbe wird dabei in die Mitte der Schweißnaht gesetzt. Die Öffnung hat einen Winkel von 45°, Abbildung 60. Für die Durchführung der Kerbschlagbiegeversuche wurde das Pendelschlagwerk PW 30/15 eingesetzt. Die Energie des Pendelhammers beträgt 300 J.

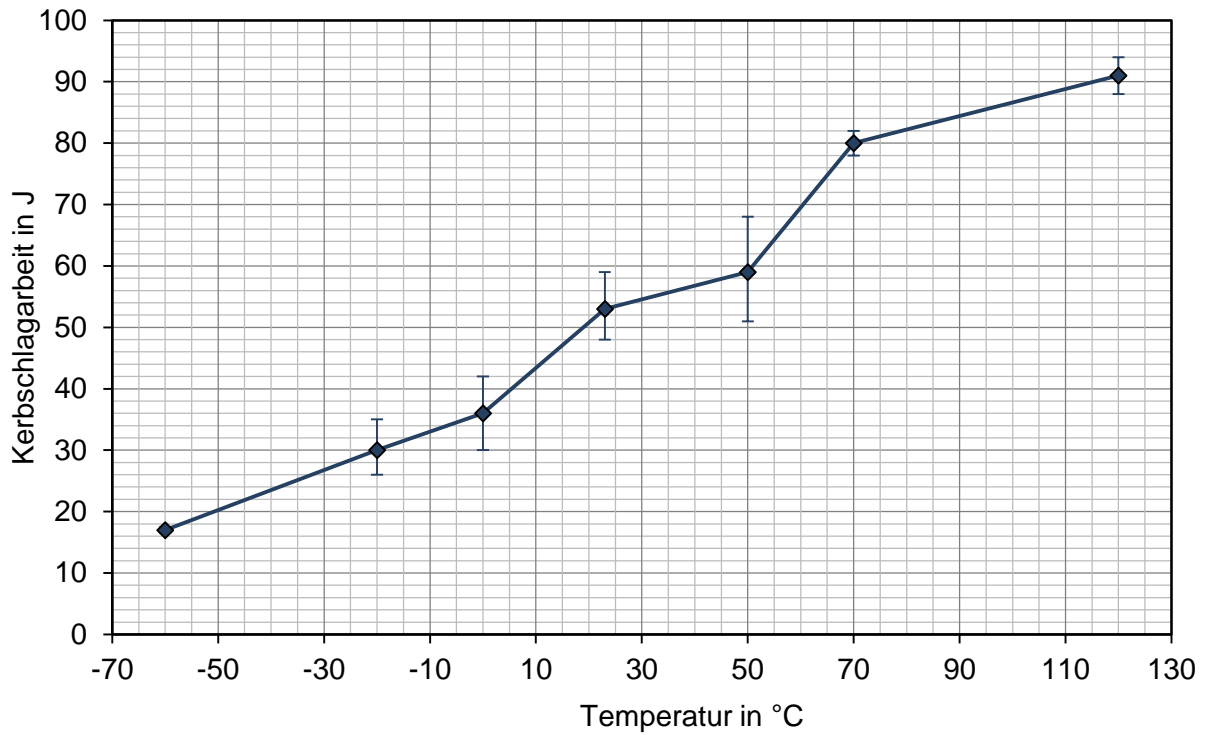


**Abbildung 59:** Entnahmestellen der Kerbschlagbiegeproben (links) und Kennzeichnung der Kerbseite (rechts)



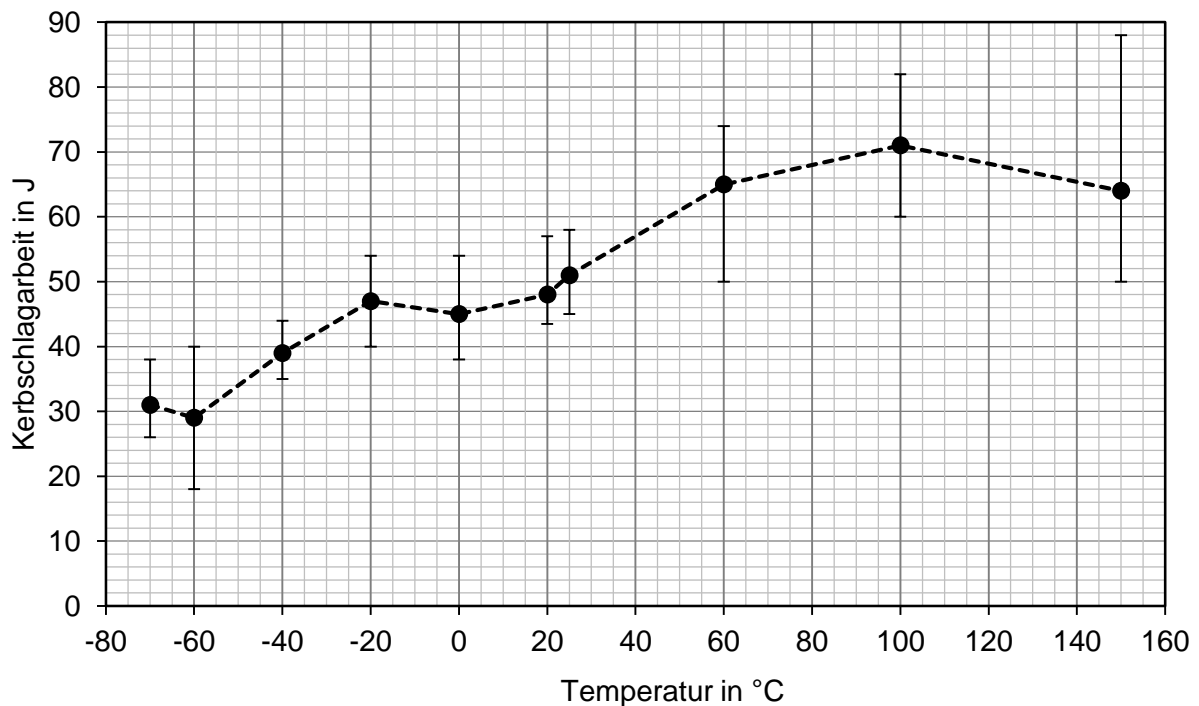
**Abbildung 60:** Abmessungen der Kerbschlagbiegeprobe nach DIN EN 10045

In Abbildung 61 ist die Kv-T-Kurve für den Grundwerkstoff dargestellt. Der Steilabfall liegt im Bereich von 20 °C. Der Höchstwert wurde bei 120 °C, welche die Obergrenze des Messbereichs darstellt, gemessen und beträgt 94 J, wohingegen der Minimalwert bei -60 °C und 16,5 J liegt.



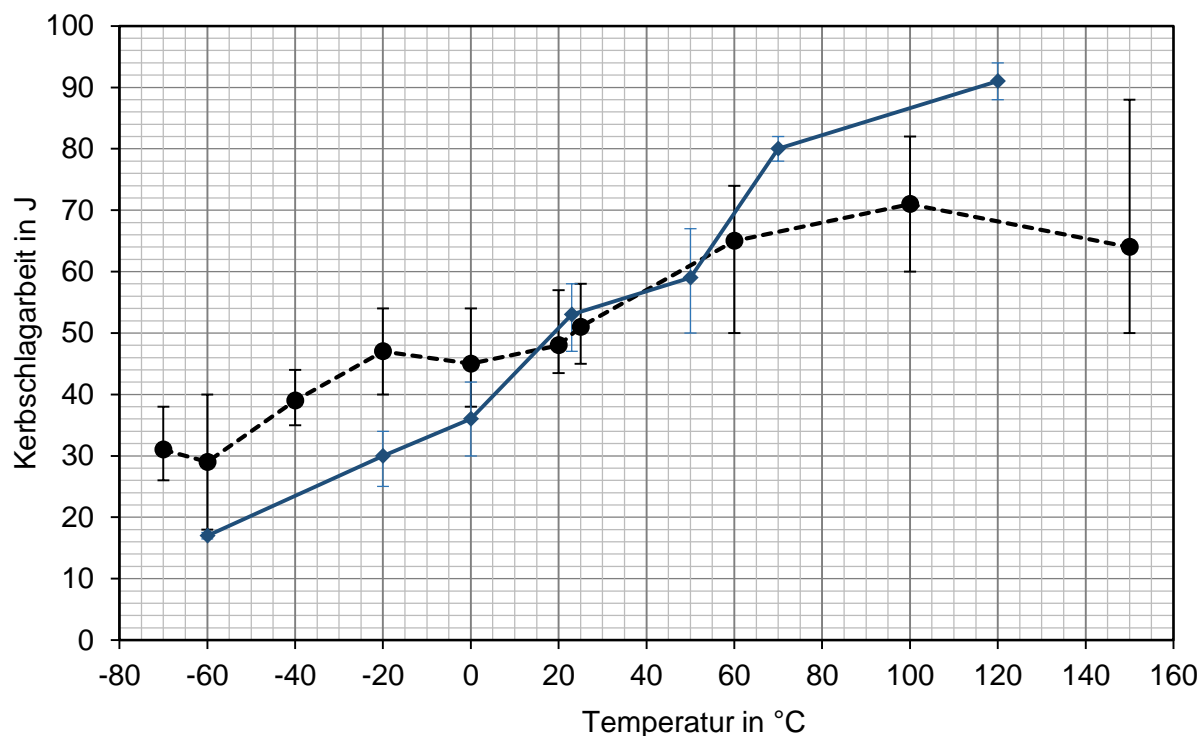
**Abbildung 61:** Kv-T-Kurve für den Grundwerkstoff

Die Kv-T-Kurve für die Schweißnahtmitte ist in Abbildung 62 dargestellt. Der Messbereich wurde von -70 bis 150 °C gewählt. Im Temperaturbereich von -70 bis 100 °C wird ein annähernd linearer Verlauf beobachtet welcher 18 J als Minimalwert und 82 J als Maximalwert beinhaltet. Die höchste Kerbschlagarbeit wurde jedoch bei 150 °C gemessen und beträgt 88 J.



**Abbildung 62:** Kv-T-Kurve für die Schweißnahtmitte

In Abbildung 63 werden die beiden Diagramme überlagert dargestellt um eine Vergleichbarkeit zu ermöglichen. Hier fällt auf, dass bei Temperaturen unter 20°C die Kerbschlagarbeit in der Schweißnahtmitte höher als im Grundwerkstoff ist. Bei etwa 70°C decken sich die Verläufe. Wird die Prüftemperatur weiter erhöht, so wird im Grundwerkstoff eine höhere Kerbschlagarbeit als in der Schweißnahtmitte erreicht.

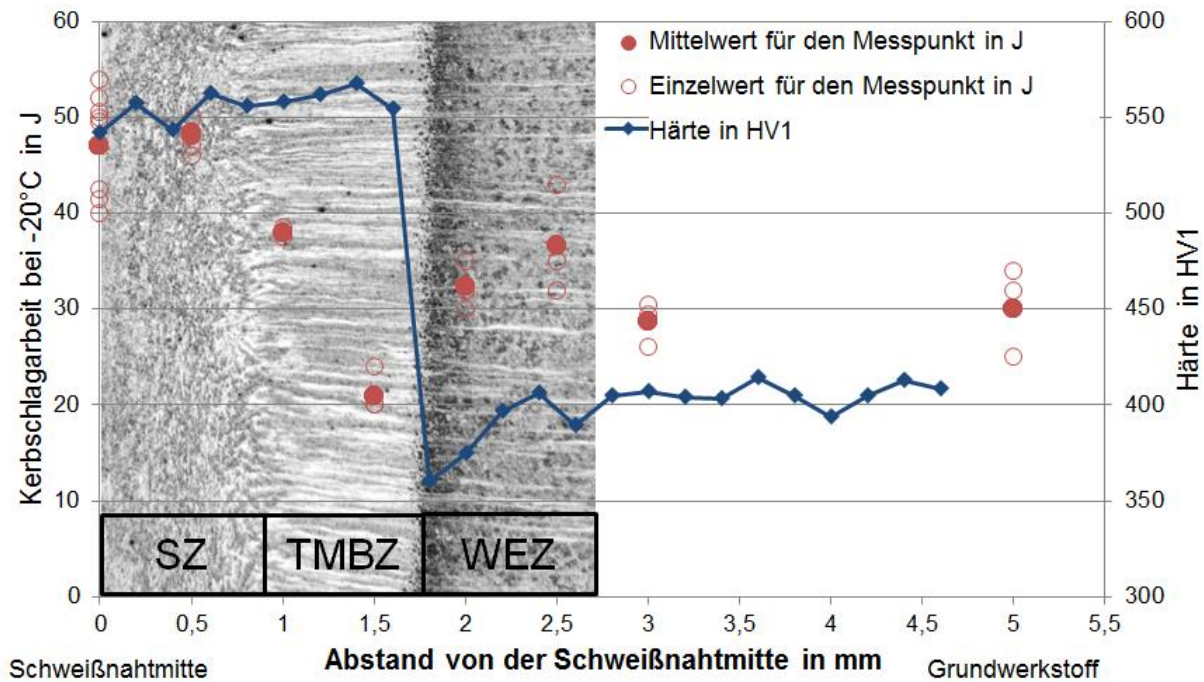


**Abbildung 63:** Vergleich der Kerbschlagarbeit im Grundwerkstoff und Schweißnahtmitte

In zahlreichen Quellen [46, 75,76] wurde berichtet, dass die Kerbschlagarbeitswerte beim Reibschweißen aufgrund der Faserumlenkung vor allem in der Schweißnahtmitte sehr gering sind. Die vorliegende Untersuchung zeigte das beim linearen Reibschweißen, vermutlich aufgrund des sehr feinen Gefüges in der Schweißnahtmitte, Kerbschlagarbeitswerte teilweise auch über dem des Grundwerkstoffes erreicht werden konnten.

Neben der dargestellten Kerbschlagarbeit die über einen großen Temperaturbereich bestimmt wurde ist es auch sehr interessant zu sehen wie sich die Kerbschlagarbeit über die verschiedenen Zonen der linearen Reibschweißverbindung von Ketten verhält. Dazu wurde bei einer Prüftemperatur von -20 °C, ausgehend von der Schweißnahtmitte, ein definierter Abstand für die Kerbe gewählt und die Kerbschlagarbeit ermittelt. Die Messpunkte liegen dabei von der Schweißmitte in Richtung des Grundwerkstoffes jeweils 0,5 mm voneinander entfernt. Für jede untersuchten Messpunkt wurden mindestens 3 Kerbschlagproben verwendet um daraus den Mittelwert zu bestimmen. In der Abbildung 64 und Tabelle 12 sind die Ergebnisse dieser Untersuchung

zusammen mit dem Härteverlauf aufgetragen. Um eine einfache Orientierung zu ermöglichen sind die Zonen der Schweißverbindung auf einer mikroskopischen Aufnahme aufgetragen.



**Abbildung 64:** Kerbschlagarbeit in den verschiedenen Zonen der linearen Reibschweißverbindung

**Tabelle 12:** Ergebnisse für die Kerbschlagarbeit in den verschiedenen Zonen der linearen Reibschweißverbindung

Schweißzone	Kerbschlagarbeit		Mittelwert in der Zone
	1.Messung	2.Messung	
SZ	47,4	47,8	47,6
TMBZ	38	21,3	29,7
WEZ	32,3	36,7	34,5
GW	28,7	30,3	29,5

In der SZ ist eine Kerbschlagarbeit im Mittelwert von 47,6J zu beobachten. Diese hohe Kerbschlagarbeit in der SZ verglichen zu der Kerbschlagarbeit im Grundwerkstoff von 29,5 J kann mit dem sehr feinem, rekristallisierten Gefüge und der hohen Kornanzahl zugeschrieben werden. Auch die hohe Härte in dieser Zone spricht für diese Annahme und die bekannte Hall-Petch Beziehung.

In der TMBZ sehen wir dass die Härte bei einem ähnlich hohen Wert wie in der SZ bleibt aber die Kerbschlagarbeit abfällt. Der erste Messpunkt in der TMBZ, der näher an der SZ liegt, hat einen Durchschnittswert von 38J und der zweite Messpunkt in der TMBZ, der näher an der WEZ liegt einen Wert von Durchschnittswert von 21,3J. Zu solch einem Abfall in der Kerbschlagarbeit tragen vermutlich zwei Ursachen bei: Im Unterschied zu der SZ findet in der TMBZ keine Rekristallisation statt. Die Körner sind langgestreckt. Wie in [78] berichtet führten die langgestreckte Körner in der TMBZ, Aufgrund der verschiedenen Richtungen für die Rissausbreitung, zum Absinken der Kerbschlagarbeit.

Die zweite Ursache liegt vermutlich in der Anlasssprödigkeit. Es ist bekannt [78,79] dass bei Vergütungsstählen mit den Legierungselementen Mn, Cr, Ni bei einer langsamen Abkühlung im Bereich von 450-650°C es zur geringeren Kerbschlagzähigkeit kommt. Infolge der Anlasssprödigkeit zeigen die Härte und die Festigkeitseigenschaften des Werkstoffes keine Änderung.

Weitere Untersuchungen sind notwendig, um eindeutig diesen Mechanismus und die Ursache aufzuklären.

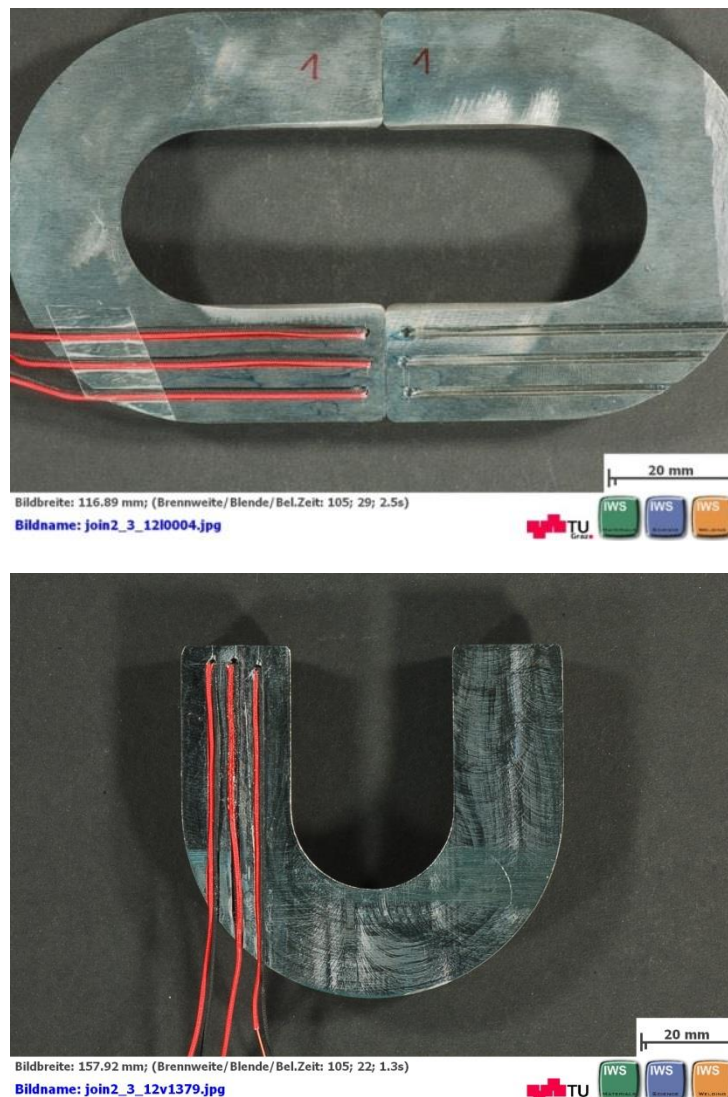
Dennoch, eine Bewertung der Kerbarbeitswerte ist grundsätzlich mit Bezug auf die spätere Bauteilbeanspruchung vorzusehen. Allgemein wird in der Kettenindustrie nach dem Schweißen eine Wärmebehandlung (Vergütungsprozess) durchgeführt um damit die Duktilität zu erhöhen. Folgende Arbeiten [80-82] konnten den positiven Einfluss der WBH auf die Kerbschlagarbeit der linearen Reibschweißverbindung belegen.



### 5.1.5 Experimentelle Ermittlung der Temperatur und axialen Verkürzung

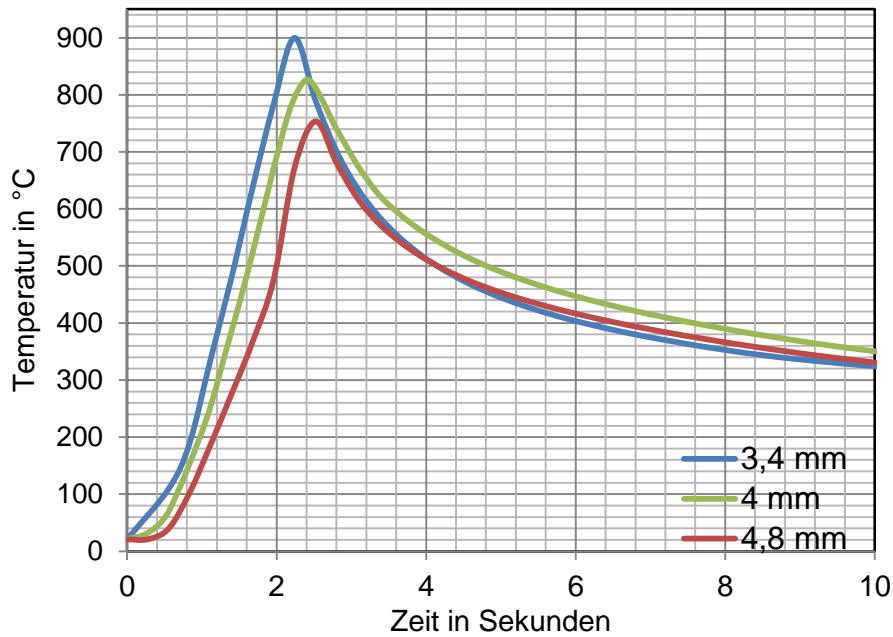
Für die Schweißprozesssimulation bzw. die Berechnung der Reibungswärme in der Fügefläche, die im folgenden Kapitel 5 dargestellt wird, ist es notwendig die Temperatur im zugänglichen Bereich und die axiale Verkürzung des Kettengliedes zu bestimmen. Für die Temperaturmessung während des linearen Reibschweißens von Ketten wurden drei Thermoelemente (C-Typ) verwendet. Die Thermoelemente wurden in einem Abstand von 3,4, 4 und 4,8 mm von der Reibfläche im Kettenglied positioniert, siehe Abbildung 654.

Bei dem Schweißversuch wurden die optimalen Schweißparameter, siehe Kapitel 4.3.4.4., verwendet.



**Abbildung 65:** Position der Thermoelemente im Kettenglied für die Temperaturmessung

In der Abbildung 66 ist der experimentell ermittelte Temperaturverlauf für die drei Positionen dargestellt. Der Temperaturverlauf von 3,4 mm wurde für die Berechnung der Reibungswärme in der Fügefläche im folgenden Kapitel 5 verwendet.



**Abbildung 66:** Experimentell ermittelter Temperaturverlauf für die drei Positionen im Kettenglied

Aufgrund der Natur des Prozesses wurde eine sehr hohe Temperaturerhöhung im Schweißbereich beobachtet. Im Anfangsabstand von 3,4mm von der Reibfläche wurde eine Aufheizrate von 401 °C/s aufgezeichnet. Für die Thermoelemente die weiter von der Reibfläche lagen, reduzierte sich die Aufheizgeschwindigkeit. Die Temperatur stieg auf einem Spitzenwert auf und fiel ziemlich schnell ( $t_{8-5}$ -Zeit = 1,4 Sekunden) nach dem die Reibphase abgeschlossen war. Im Anfangsabstand von 3,4mm von der Reibfläche wurde eine Abkühlgeschwindigkeit 115 °C/s gemessen. Die gemessene Spitzentemperatur zusammen mit der Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeit für alle untersuchten Positionen sind in der Tabelle 13 zusammengefasst.

**Tabelle 13:** Spitzentemperatur, Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeit für die drei Positionen im Kettenglied

Abstand von der Reibfläche	Spitzentemperatur in °C	Aufheizgeschwindigkeit in °C/s	Abkühlgeschwindigkeit in °C/s
3,4 mm	899,8	401,7	114,8
4,0 mm	826,7	341,6	107,9
4,8 mm	753,6	299,0	99,7

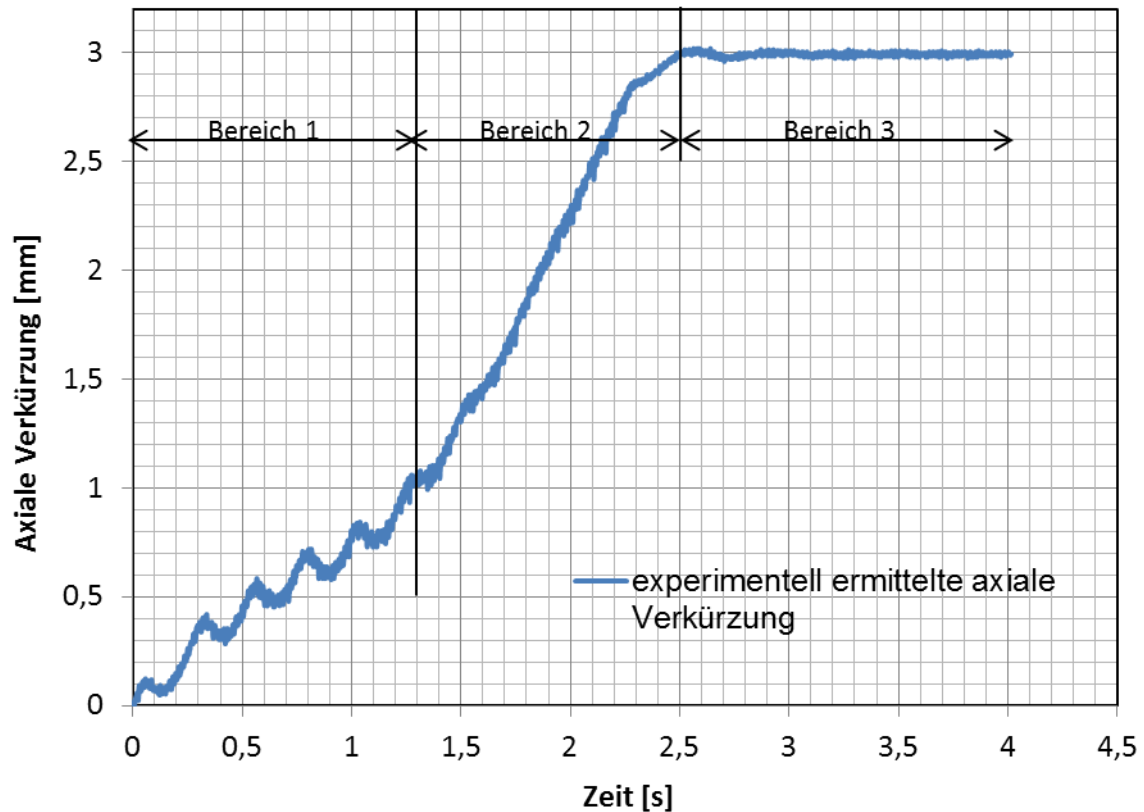
In der Abbildung 67 ist die experimentell ermittelte axiale Verkürzung für ein Kettenglied dargestellt.

Im experimentell ermittelten Verlauf der axialen Verkürzung sind drei Bereiche zu erkennen. Im 1. Bereich bis ca. 1,3 Sekunden beträgt die Verkürzungsgeschwindigkeit 0,79 mm/s. Im 2. Bereich von 1,3 bis 2,5 Sekunden beträgt die Verkürzungsgeschwindigkeit 1,82 mm/s. Die beiden ersten Bereiche repräsentieren die Reibphase des linearen Reibschweißens. Im 2. Bereich kommt es aufgrund der schon vorhanden sehr hohen Temperatur in der Fügefläche zum merklichen Abfall in der Festigkeit des Ma-



terials. Dadurch kommt es im Bereich zwei zu einem höheren austreiben des plastifizierten Materials in den Schweißgrat bzw. zur einer höheren Verkürzungsgeschwindigkeit als im Bereich eins.

Im 3. Bereich ab 2,5 Sekunden ist die axiale Verkürzung konstant und die Verkürzungsgeschwindigkeit beträgt dementsprechend 0 mm/s. Dieser Bereich repräsentiert die Stauchphase des linearen Reibschweißens. Die anteilige axiale Verkürzung je Kettenhalbglied beträgt 3mm.



**Abbildung 67:** Experimentell ermittelte axiale Verkürzung für ein Kettenglied. Die strichlierte Linie würde für die Berechnung der Reibungswärme verwendet

## 5.2 Einsatz der linear reibgeschweißten Förderkette im Zementbecherwerk

Das Lafarge Zementbecherwerk in Retznei (Südsteiermark) gilt mit einer Jahresproduktion von 500.000 Tonnen Zement als eines der größten Zementwerke Österreichs. In Zementwerken werden vorrangig Becherwerke als Senkrechtförderer für unterschiedliche Schüttgüter eingesetzt. Der Antrieb erfolgt mittels eines Kettenrades im Kopfgehäuse wobei als Zugmittel Förderketten verwendet werden.

Die eingesetzten Förderketten müssen, neben einer hohen Zugfestigkeit, vor allem höchste Verschleißbeständigkeit und Lebensdauer aufweisen, da sie mit hartem, abrasivem Fördergut in Berührung kommen. Bei der Förderkette wird diese Eigenschaft durch hohe Oberflächenhärten von über 800 HV erreicht. Um in zwei- und mehrsträngigen Förderanlagen eingesetzt werden zu können, müssen Förderketten engste Stranglängen- und Paartoleranzen aufweisen.

Bei den konventionell eingesetzten Abrennstumpfschweißen können exakt gleich lange Kettenpaare, welche für die Fördertechnik essentiell sind, nur durch Kalibrierung (recken auf Maß) und paarweise Sortierung hergestellt werden.

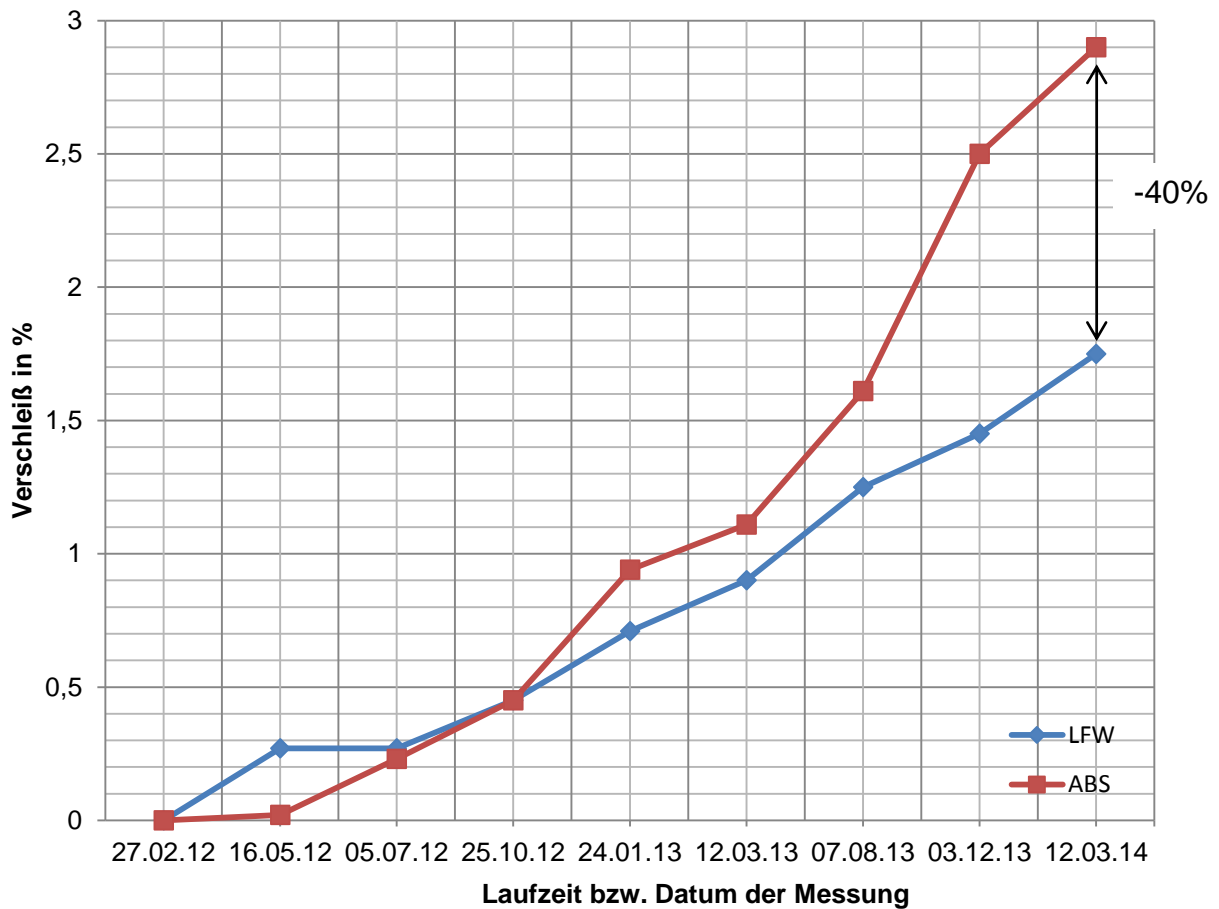
Durch den wegkontrollierten Prozess im Falle des linearen Reibschweißens kann die Schweißverbindung auf eine genaue Kettenteilungstoleranz abgestimmt, und somit diese aufwendigen Fertigungsschritte eingespart werden.

Im Rahmen dieser Untersuchung wurde auf einer Seite ein Förderkettenpaar von 8,3m Länge mit dem optimalen Schweißparametersatz wie im Kapitel 4 beschrieben linear reibgeschweißt und auf der anderen Seite die für diese Aufgabe üblich verwendete abrennstumpfgeschweißte Förderkette und in das Zementbecherwerk Lafarge eingebaut. Beide Förderketten sind dabei dem gleichen Fördergut und den gleichen Beanspruchungen (Förderleistung 120 t/h bei einer Fördergeschwindigkeit von 1,32 m/s) ausgesetzt. In der folgenden Abbildung 68 ist die linearreibgeschweißte Förderkette, die im Lafarge Zementbecherwerk im Einsatz ist, dargestellt.



**Abbildung 68:** Linearreibgeschweißte Förderkette im Lafarge Zementbecherwerk im Einsatz

In der Abbildung 69 ist der Verschleiß beider Förderketten während einer Laufzeit von 2 Jahren aufgetragen. Unter dem Verschleiß von Förderketten, der im übertragenen Sinne die Lebensdauer einer Förderkette angibt, versteht man die relative Vergrößerung der Kettenteilung durch Verschleißabtrag in den Gelenken. Der Verschleiß, wie im Diagramm zu sehen, lag für beide Förderketten nach ca. 8 monatigem Betrieb gleichauf bei 0,45%. Danach erhöhte sich der Verschleiß bei der abbrennstumpfgeschweißten Förderkette erheblich und erreichte nach zwei Jahren Betriebsdauer 2,9 %. Im Gegensatz dazu war der Verschleiß der linear reibgeschweißten Kette in der gleichen Zeit bei 1,75% d.h. umgerechnet um 40% geringer.



**Abbildung 69:** Verschleiß beider Förderketten im Zementbecherwerk Lafarge über einen Zeitraum von 2 Jahren

## 6. Schweißprozesssimulation

Lineares Reibschweißen ist ein komplexer Prozess der durch eine Reihe von physikalischem Phänomen begleitet wird. Die wichtigsten Einflüsse sind die Erzeugung der Reibungswärme, die plastische Verformung und die Gefügeumwandlung.

Um diese Einflüsse und damit den Prozess besser verstehen zu können wird ein mathematisches Modell erstellt, welches diese Phänomene (Wärmewirkung, Verformung und Phasenumwandlung) richtig berücksichtigt. Das wurde in einem thermo-mechanischen und ein thermo-metallurgischen gekoppelten 3D FE Model realisiert und wird im folgenden Kapitel näher beschrieben.

### 6.1 Berechnung der Reibungswärme in der Fügefläche

Ähnlich wie bei den Umformprozessen [83] wird auch hier angenommen dass der Gleitwiderstand entlang der Berührungsfläche zwischen den Werkstücken gleichmäßig über der gesamten Kontaktfläche ist. Die häufigste vereinfachende Annahme dabei in Hinblick auf die Reibungsspannung zwischen den Werkstücken beinhaltet die Coulombsche Reibung. Für die Coulombsche Reibung wird angenommen dass die Kontaktscherspannung ( $\tau_{Reib}$ ) proportional zu der Normalspannung (P) ist:

$$\tau_{Reib} = \mu \cdot P = \mu \cdot \frac{F_N}{W \cdot D}$$

Wobei der Proportionalitätsfaktor ( $\mu$ ) als (Coulombscher) Reibungskoeffizient bezeichnet wird. Der Wärmefluss (q) der durch die Reibung zwischen zwei Proben mit einer Relativgeschwindigkeit (v) erzeugt wird kann ausgedrückt werden als:

$$q = \tau_{Reib} \cdot v$$

Die Relativgeschwindigkeit (v) ist mit der oszillierenden Bewegung des LRS verbunden:

$$v = \alpha \cdot \omega \cos(\omega t)$$

dabei ist  $\alpha$  die Amplitude,  $\omega$  die Kreisfrequenz ( $2\pi$  · Schwingungsfrequenz) und t die Zeit.

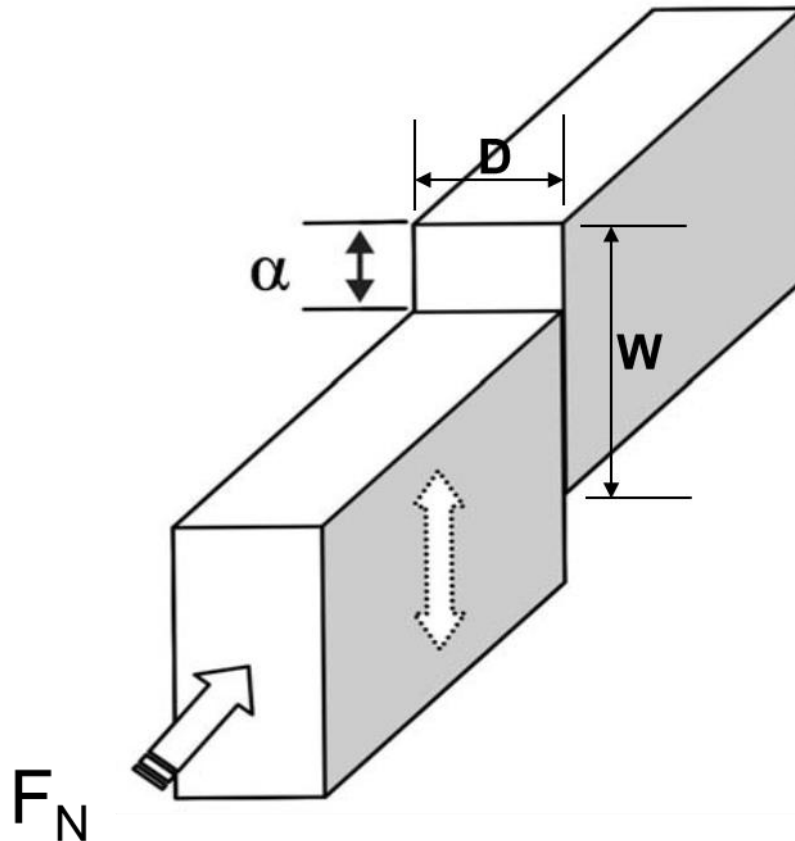
Wenn wir die Formeln 5-1 und 5-3 in 5-2 einsetzen erhalten wir die Reibungswärme für das lineare Reibschweißen als Funktion der verwendeten Schweißparameter:

$$Q = \mu \cdot P \cdot \alpha \cdot \omega \cos(\omega t)$$

Bezieht man die Reibungswärme auf die Fläche so erhält man den spezifischen Wert:

$$q = \frac{\mu F_N}{D [W - \alpha \sin(\omega t)]} \alpha \cdot \omega \cdot \cos(\omega t)$$

Dabei ist  $F_N$  die Normalkraft auf die Kontaktfläche,  $D$  ist die Dicke und  $W$  die Breite der Kontaktfläche und zusammen bilden sie die Schweißfläche =  $DW$ , siehe Abbildung 70.



**Abbildung 70:** Schematische Darstellung des linearen Reibschweißens

Die durchschnittliche Wärmeleistung kann durch die Integration über die Periode  $T$  bestimmt werden:

$$q_{iD} = \frac{1}{T} \int_0^T q dt = \frac{4}{T} \int_0^{T/4} \mu P v dt = \frac{4}{T} \int_0^{T/4} \mu P \alpha \omega \cos(\omega t) dt = \frac{2}{\pi} \mu P \alpha \omega = 4 \mu P \alpha f$$

Die Bestimmung der Reibungswärme in der Fügefläche der Ketten und die resultierende Temperaturverteilung sind von ausschlaggebender Bedeutung für die Schweißprozesssimulation. Die Erzeugung der Reibungswärme wiederum hängt von zahlreichen Parametern ab, wie: Reibkraft bzw. Reibdruck, Reibgeschwindigkeit (Amplitude und Frequenz), Reibzeit und dem Reibungskoeffizient. Die größte Unbekannte in dieser Gleichung stellt der (Coulombscher) Reibungskoeffizient ( $\mu$ ) dar. Zahlreiche Faktoren wie, die Temperatur, Oberflächenbeschaffenheit, Materialeigenschaften, Reibungsgeschwindigkeit haben einen sehr großen Einfluss auf das Reibungsverhalten und damit den Reibungskoeffizienten ( $\mu$ ). In der Literatur, wurde von verschiedenen Reibungskoeffizienten sogar für gleiche Reibpartner berichtet, was auf die Anzahl

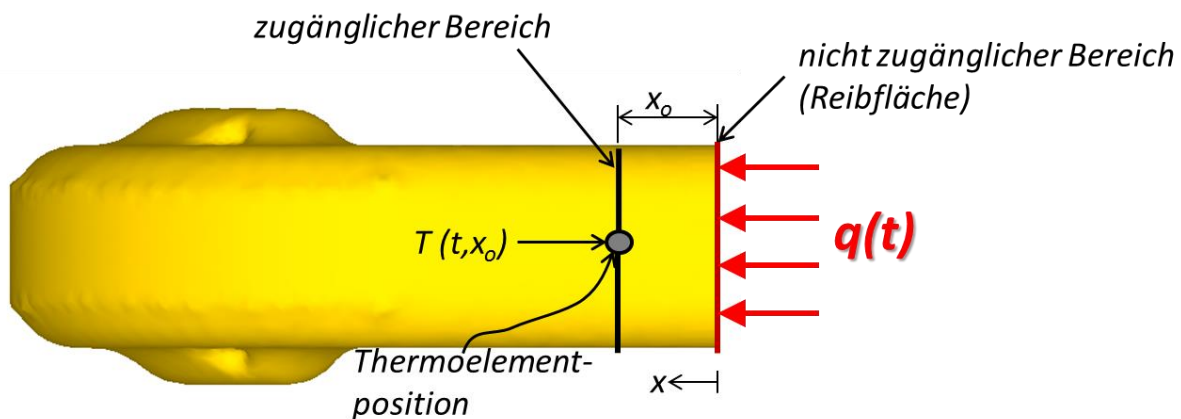
möglicher reibungsbeeinflussender Faktoren zurückzuführen ist. Wie im Kapitel 3.6 aber gezeigt, beschränkten sich die bisherigen Arbeiten [84-86] bei der Berechnung der Reibungswäre in der Verwendung eines konstanten Reibkoeffizienten. Wie wir sehen konnten, führte dieser Ansatz zu einem mäßigen Erfolg.

Um dieses Problem zu überwinden, wurde in dieser Arbeit, bei der Berechnung der Reibungswäre, ein von M. Maalekian entwickeltes inverses Wärmeleitungsmodell [88], verwendet. Dieser Ansatz ist eine geeignete Methode [87-89] die Wärmeerzeugung an schwer zugänglichen Stellen, wie z.B. der Reibungsfläche bei dem linearen Reibschweißen, zu bestimmen. In diesem Kapitel wird das verwendete inverse Wärmeleitungsmodell zur Bestimmung der Reibungswäre in der Fügefläche von linear reibgeschweißten Kettengliedern vorgestellt.

### 6.1.1 Das inverse Wärmeleitungsproblem

Was ist ein inverses Problem? Unter einem inversen Problem verstehen wir das Schließen von einer beobachteten Wirkung auf deren Ursache [90].

Im Gegensatz zu einem direktem Wärmeleitungsproblem wo die Temperaturverteilung im Körper (Wirkung) anhand der Oberflächenbedingungen (Ursache) bestimmt wird, ist es bei einem inversen Wärmeleitungsproblem genau umgekehrt. Hier werden die Oberflächenbedingungen (Ursache) anhand von Temperaturmessungen (Wirkung), die im zugänglichen Bereich des Körpers gemessen werden, bestimmt.



**Abbildung 71:** Darstellung des Modells zur Lösung des inversen Wärmeleitungsproblems

Um das inverse Wärmeleitungsproblem zu lösen wurde eine eindimensionale explizite Finite Differenzen Methode [88] benutzt und mit Matlab2012 programmiert. Experimentell ermittelte Temperaturmessungen und axiale Verkürzung im zugänglichen Bereich des Kettenhalbgliedes, wurden als Eingabeparameter für das Modell eingesetzt, siehe Abbildung 71. Das Ergebnis der Berechnung ist die Wärmestromdichte  $q(t)$  die während des linearen Reibschweißens auf der Reibfläche des Kettengliedes wirkt. Die so ermittelte Wärmestromdichte  $q(t)$  wird dann in weiter Folge als Wärmeeintrag für das thermo-mechanische und thermo-metallurgische FE Model verwendet.

### 6.1.2 1D explizite Finite Differenzen Model

Bei dem linearen Reibschweißen von Ketten, wie im Kapitel 4 gezeigt, ist die Reibzeit mit ca. 2-3 Sekunden sehr kurz und aufgrund einer gleichmäßigen Wärmeerzeugung sind die Verluste durch Strahlung und Konvektion vernachlässigbar. Im Modell, siehe Abbildung 72, konnte daher auf der Mantelfläche eine adiabatische Randbedingung und auf den Ebenen, die parallel zu der Reibungsfläche sind, eine gleichmäßige Temperatur abgebildet werden. Die Anwendbarkeit dieser Randbedingungen konnte in folgenden Arbeiten bestätigt werden [91-93].

Da angenommen werden kann, dass die Temperatur in den Ebenen parallel zu der Reibungsfläche homogen ist, kann nun das Modell als ein 1-D Modell dargestellt werden, siehe Abbildung 72. Damit entspricht für diese Ebenen die Temperatur einem Wert und kann nun als ein Knoten in der Finiten Differenzen Berechnung dargestellt werden. Das zu berechnende Gebiet, wird durch die Diskretisierung, dabei in einzelne Punkte gleichen Abstands, d.h. äquidistant zerlegt, siehe Abbildung 73.

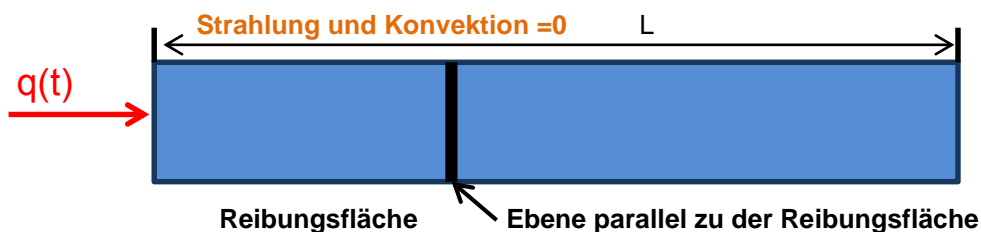


Abbildung 72: 1-D Finite Differenzen Model [88]

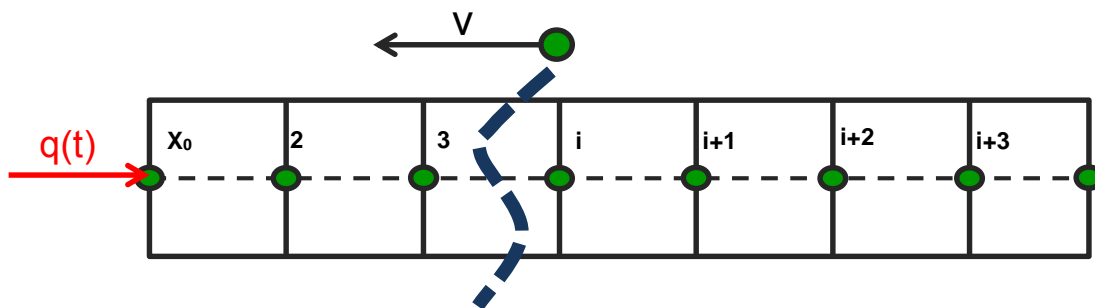


Abbildung 73: Diskretisierung des 1-D Finite Differenzen Modells [88]

### 6.1.3 Mathematische Modellierung der Wärmeleitungsgleichung [88]

Die Wärmeleitungsgleichung ist eine partielle Differentialgleichung und beschreibt den Zusammenhang zwischen der zeitlichen und räumlichen Änderung der Temperatur an einem Ort in einem Bauteil [94]. Im eindimensionalen Fall (ohne Wärmequellen) besagt sie, dass die zeitliche (Ableitung) der Temperatur das Produkt aus der zweiten räumlichen Ableitung und der Temperaturleitfähigkeit ist. Für unseren Fall, einer eindimensionalen instationären Wärmeleitung unter Berücksichtigung der translatorischen Bewegung aufgrund der axialen Verkürzung, gilt der folgende Ausdruck:

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left( k \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) + \rho C_p v \frac{\partial T}{\partial x_i}$$

Darin sind:

- ρ-Materialdichte
- C<sub>p</sub>-Wärmekapazität
- k-Wärmeleitfähigkeit
- T-Temperatur
- t-Zeit
- v- Verkürzungsgeschwindigkeit

Der konvektive Term auf der rechten Seite der Gleichung berücksichtigt die axiale Verkürzung der Probe während des linearen Reibschweißens, die durch das Produkt aus dem Temperaturgradienten und der Verkürzungsgeschwindigkeit v gegeben ist.

Die hier verwendeten temperaturabhängigen Materialdaten (Wärmekapazität und Wärmeleitfähigkeit) sind im Anhang (Kapitel 13.3) angeführt.

Die Rand- und Anfangsbedingungen bei der Lösung der Wärmeleitungsgleichung sind:

$$-k \frac{\partial T}{\partial x} = q(t), \quad x = 0, \quad t > 0$$

$$T(x, t) = T_0, \quad t = 0$$

- T<sub>0</sub>-Anfangstemperatur der Probe
- q(t)-in der Fügeebene erzeugte Reibungswärme

#### 6.1.4 Lösung des inversen Wärmeleitungsproblems

Zur numerischen Lösung der partiellen Differentialgleichung wird die Finite-Differenzen-Methode verwendet. Dabei werden in der Wärmeleitungsgleichung die Differentialoperatoren durch entsprechende Differenzenquotienten ersetzt bzw. in Raum und Zeit diskretisiert. Damit kann die Wärmeleitungsgleichung (5-7) unter Betrachtung der Abbildung 72 und Abbildung 73, die für alle inneren Knoten gilt, wie folgt beschrieben werden [88]:

$$T_{i,j+1} = T_{i,j} + \frac{\Delta t}{(\Delta x)^2} \frac{\alpha_{i+1,j} + \alpha_{i,j} + \alpha_{i-1,j}}{3} (T_{i-1,j} - 2T_{i,j} + T_{i+1,j}) + v \frac{\Delta t}{\Delta x} (T_{i+1,j} - T_{i,j}) \quad (6-9)$$



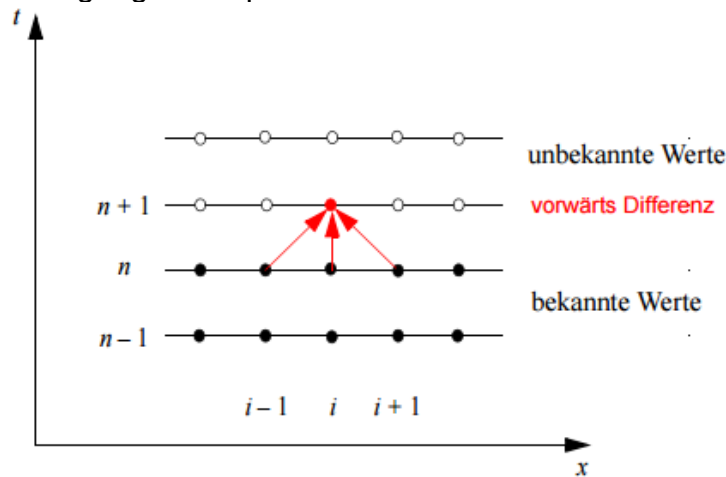
Die Knoten in der Reibungsfläche ( $x=0, i=1$ ) können wie folgt ausgedrückt werden:

$$T_{i,j+1} = T_{i,j} + \frac{\Delta t}{(\Delta x)^2} \frac{\alpha_{1j} + \alpha_{2j} + \alpha_{3j} + \alpha_{4j} + \alpha_{5j}}{5} \frac{(-25T_{1j} + 48T_{2j} - 36T_{3j} + 16T_{4j} - 3T_{5j})}{12} + \frac{q}{\rho c_p} \frac{\Delta t}{\Delta x} \quad (6-10)$$

Bei dem Abstand  $x=L$  kann die Gleichung wie folgt geschrieben werden:

$$T_{L,j+1} = T_{L,j} + \frac{\Delta t}{(\Delta x)^2} (\alpha_{L,j} + \alpha_{L-1,j})(T_{L-1,j} - T_{L,j}) + v \frac{\Delta t}{\Delta x} (T_{L,j} - T_{L-1,j}) \quad (6-11)$$

In der Abbildung 74 ist das Differenzenschema bei der expliziten Zeitintegration der Wärmeleitungsgleichung dargestellt. Dabei wird am Punkt  $(i, n+1)$  die Temperatur aus den Werten zum vergangenen Zeitpunkt  $n$  berechnet.



**Abbildung 74:** Differenzenschema bei der expliziten Zeitintegration der Wärmeleitungsgleichung [96]

Um falsche Ergebnisse bei der expliziten Methode der Zeitintegration zu vermeiden muß der Zeitschritt  $\Delta t$  entsprechend klein gewählt werden. Daher wurde das Stabilitätskriterium [96] wie folgt definiert:

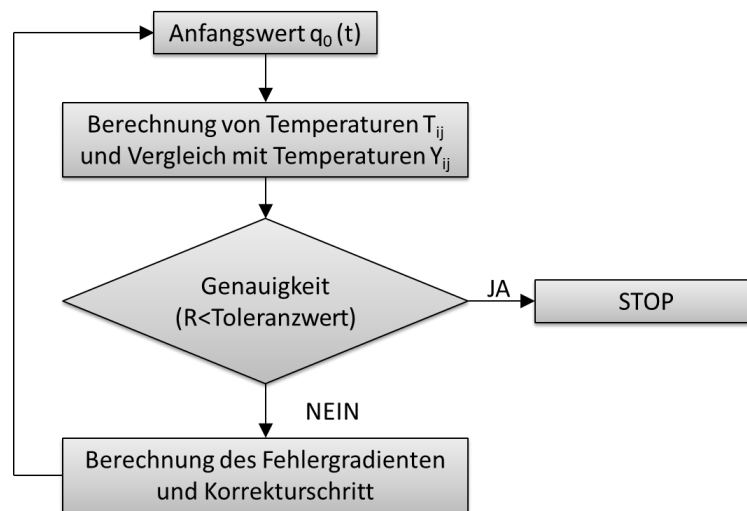
$$\alpha \frac{\Delta t}{(\Delta x)^2} < \frac{1}{2} \quad 6-12$$

Die einzige unbekannt in dem Finite Differenzen Model ist jetzt nur noch  $q(t)$ , die in der Fügeebene erzeugte Reibungswärme. Um  $q(t)$  zu bestimmen wird das inverse Wärmeleitungsmodell verwendet. Das inverse Wärmeleitungsproblem ist durch die Minimierung der Funktion  $R$  gelöst:

$$R = \sum_{j=1}^J \sum_{i=1}^I (Y_{ij} - T_{ij})^2$$

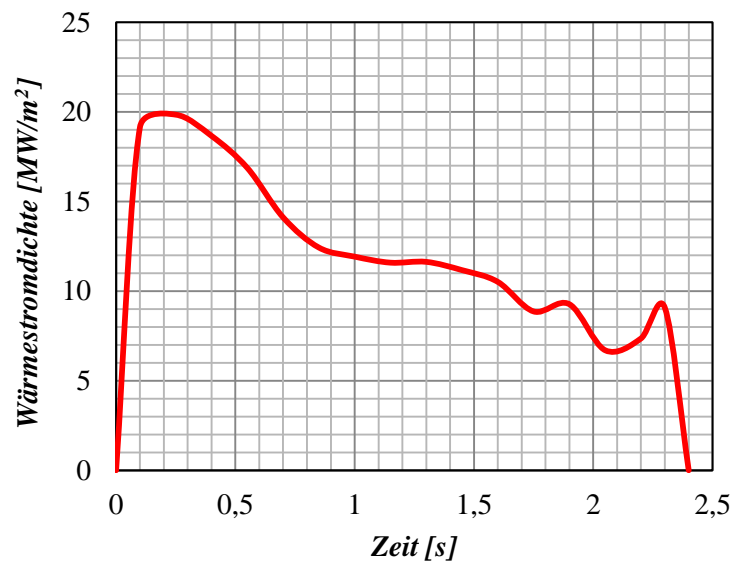
Dabei stellen die Vektoren  $Y_{ij}$  und  $T_{ij}$  die gemessene und berechnete Temperatur und die tiefgestellten  $i$  und  $j$  die Weg- und Zeitinkremente dar.

Das verwendete Modell, für die Berechnung des durch Reibung erzeugten Wärmestroms, kann wie folgt zusammengefasst werden: eine Matrix von gemessenen Temperaturen,  $Y_{ij}$ , für die Abstände  $x_i$  und Zeiten  $t_j$  zusammen mit einem realistischen Anfangswert  $q_0(t)$  sind für den unbekanntes Wert des Wärmestroms  $q(t)$  gegeben. Daraus werden die Temperaturen  $T_{ij}$  berechnet und mit den gemessenen Temperaturen  $Y_{ij}$  verglichen. Wenn die Funktion  $R$  kleiner ist als der gegebene Toleranzwert werden die vorhandenen Werte des Wärmestroms  $q(t)$  angenommen. Ansonsten wird ein Fehlergradient berechnet und ein Korrekturschritt durchgeführt wobei die oben erwähnten Schritte wiederholt werden. Damit wird die Funktion  $R$  minimiert und der durch Reibung erzeugt Wärmestrom  $q(t)$  berechnet, siehe Abbildung 75.



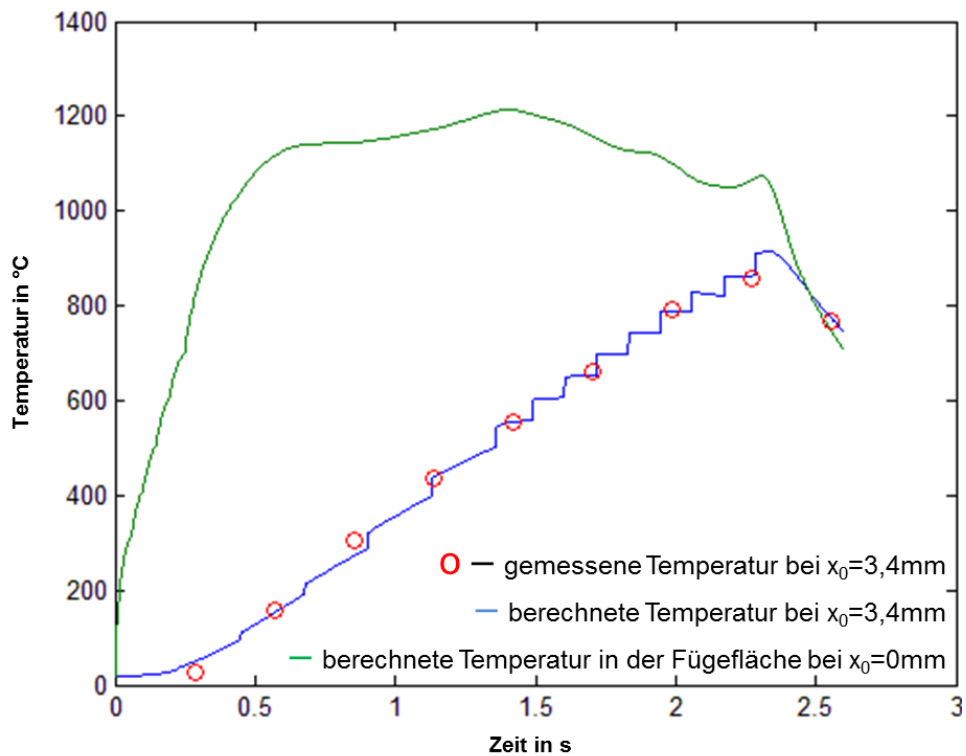
**Abbildung 75:** Flussdiagramm für die Berechnung des durch Reibung erzeugten Wärmestroms [88]

Nun sind wir in der Lage die erzeugte Reibungswärme in der Fügeebene bei dem linearen Reibschweißen von Ketten zu bestimmen. In der Berechnung dienen die experimentell ermittelten Daten der Temperaturentwicklung und axialen Verkürzung, die im Kapitel 4.4.6 vorgestellt wurden, als Eingabeparameter. Der Untersuchungsbereich wurde mit 5 mm gewählt. Damit ergeben sich 25 Knoten bei einem Knotenabstand von  $x=0,2$  mm. Dieser Untersuchungsbereich ist groß genug um den benötigten Bereich weit über der WEZ abzudecken und auch die Berechnungszeit angemessen zu halten. Der Zeitbereich geht auch in das Modell ein und muss auch diskretisiert werden. Für die Prozesszeit wurden 2,5 Sekunden, die sehr realistisch sind (vergleiche Kapitel 4.3.4.4.), gewählt. Da bei dem linearen Reibschweißen von Ketten keine Vorwärmung oder ähnliche Wärmebehandlung vor dem Schweißen stattfindet, wurde die Anfangstemperatur  $T_0$  auf  $20^\circ\text{C}$  gesetzt. Die verwendeten temperaturabhängigen thermophysikalischen Materialeigenschaften sind im Anhang (Kapitel 13.3) dargestellt. Die Berechnungsdauer für dieses Modell beträgt ca. 1 Arbeitstag. In der Abbildung 76 sehen wir die mit dem inversen Wärmeleitungsmodell berechnete Reibungswärme über der Zeit von linear reibgeschweißten Ketten.



**Abbildung 76:** Reibungswärme über der Zeit von linear reibgeschweißten Ketten ermittelt mit dem inversen Wärmeleitungsmodell

Eine Beurteilung wie gut das inverse Wärmeleitungsmodell den tatsächlichen durch Reibung erzeugten Wärmestrom simuliert, kann durch den Vergleich der gemessenen und berechneten Temperatur gezeigt werden. Für den Vergleich wurde die Temperatur während des linearen Reibschweißens bei einem Abstand von  $x_0=3,4\text{mm}$  von der Fügefläche gemessen und mit den berechneten Werten gemessen. Daneben wird auch die berechnete und nicht messbare Temperatur in der Fügefläche angegeben. Wie in der Abbildung 77 zu sehen ist, weist der durch die inverse Wärmeleitung berechnete Wärmestrom, eine sehr genaue Berechnung des Temperaturprofils aus.



**Abbildung 77:** Durch das inverse Wärmeleitungsprofil berechneter und experimentell gemessener Temperaturprofil

Das Ergebnis dieser Berechnung, wie wir sehen, ist die Wärmestromdichte  $q(t)$  die während des linearen Reibschweißens auf der Reibfläche des Kettengliedes wirkt. Die so ermittelte Wärmestromdichte  $q(t)$  wird nun als der Wärmeeintrag für das thermo-mechanische und thermo-metallurgische FE Model verwendet das im folgenden Kapitel beschrieben ist.

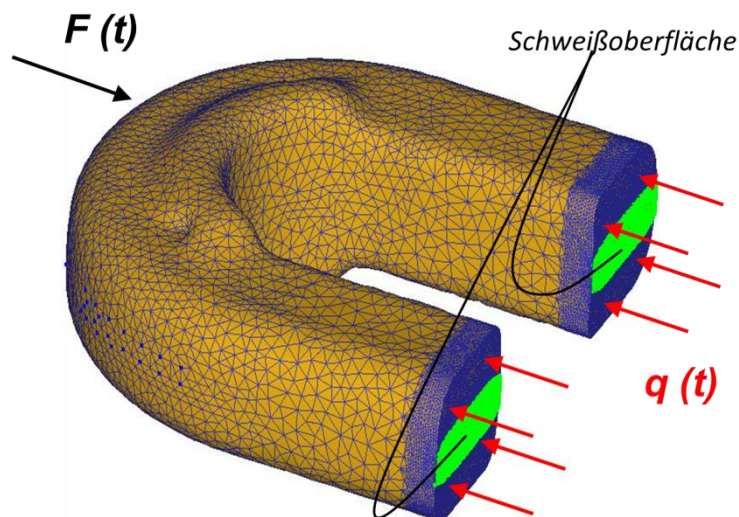
## 6.2 Thermo-mechanisches Modell

### 6.2.1 Randbedingungen und Materialdaten

Für die gekoppelte 3D thermo-mechanische FE Simulation wurden die in der Abbildung 78 dargestellten Randbedingungen verwendet. Die zwei wichtigsten Randbedingungen dieses Modells sind die Wärmestromdichte  $q(t)$  und die Reib- bzw. Stauchkraft, die während des linearen Reibschweißens auf das zu schweißende Kettenglied wirken. Durch die inverse Wärmeleitungsanalyse in Kapitel 5.1 bestimmte Wärmestromdichte wird in diesem Modell als Wärmeeintrag auf den zwei Schweißoberflächen des Kettenhalbgliedes verwendet. Der in der Simulation verwendete experimentell ermittelte, Reib- und Stauchkraftverlauf ist in der Abbildung 80 dargestellt.

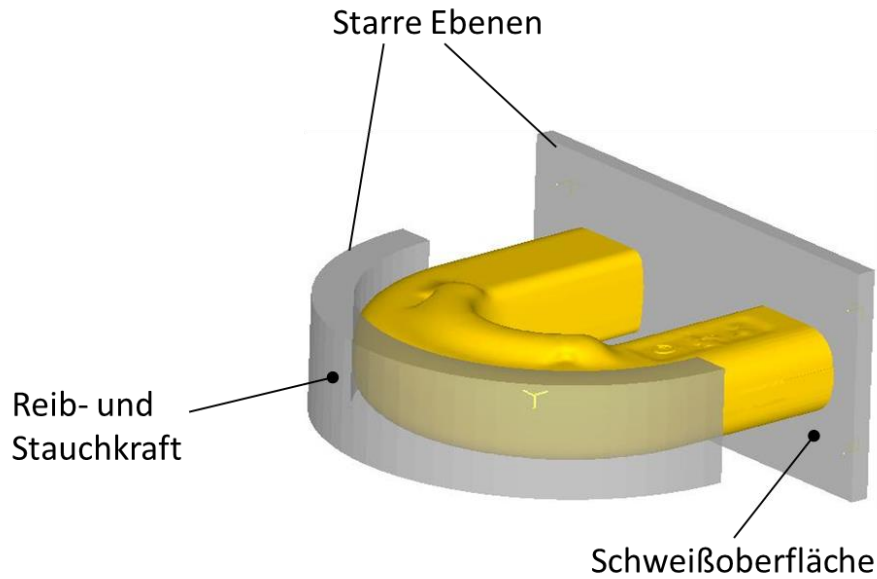
Für die Berechnung wurden ein Emissionsgrad der Strahlung von 0,7 und ein Wärmeübertragungskoeffizient an die Umgebung durch Konvektion von  $20 \text{ W}/(\text{m}^2 \text{ K})$  verwendet.

Aufgrund sehr hoher Verformungen die zusammen mit hohen Temperaturgradienten in der Schweißzone auftreten, wurde ein feineres Netz in dieser Zone verwendet. Die Elementgröße in dieser Zone ist  $0,2 \text{ mm}$ . Dadurch wurde gesorgt dass die Genauigkeit der Berechnung mit dem kommerziellen FE – Programm DEFORM™ 3D [97] erhöht wurde. Außerhalb der Schweißzone sind geringere Verformungen und kleinere Temperaturgradienten zu erwarten, deswegen wurde ein gröberes Netz verwendet. Die Elementgröße in diesem Bereich ist  $1,3 \text{ mm}$ . Insgesamt umfasst das Modell ca. 40 000 tetragonale Elemente.



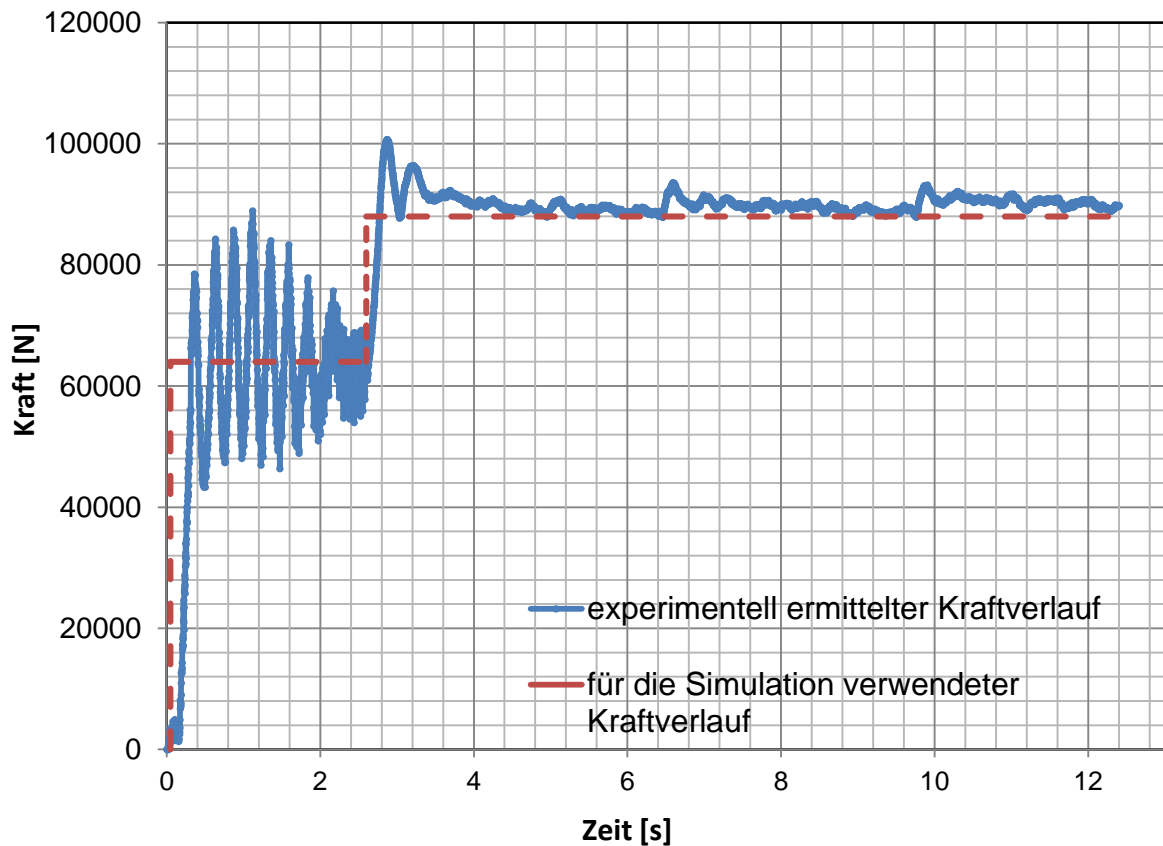
**Abbildung 78:** Kettenhalbglied mit den verwendeten Randbedingungen für die 3D thermo-mechanische FE Simulation

Bei der Einspannung des Kettenglieds wurde aufgrund der Ähnlichkeit der beiden zu schweißenden Bauteile, das zweite Bauteil mit einer starren Ebene (Schweißoberfläche), um die Simulationszeit zu minimieren, ersetzt. Die zweite starre Ebene diente die Reib- und Stauchkraft abzubilden, siehe Abbildung 79.



**Abbildung 79:** Einspannung des Kettengliedes

Der experimentelle Verlauf der Reib-bzw. Stauchkraft ist in der Abbildung 80 dargestellt. Daneben ist auch der für die Simulation verwendeter Kraftverlauf als gestrichelte Linie dargestellt. Für die Verkürzung der Simulationszeit wurde ein vereinfachter Kraftverlauf für die Simulation verwendet. Dabei liegt die Kraft in der Reibphase von 64 kN und in der Stauchphase von 88 kN.



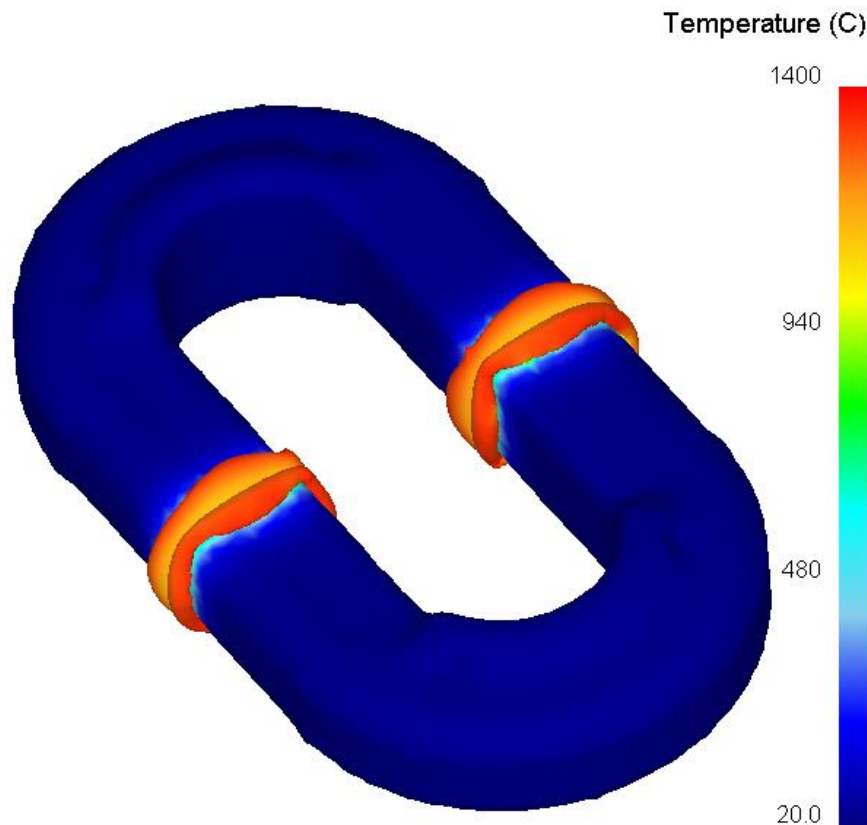
**Abbildung 80:** Axiale Belastung

Die Fließspannungskurven des verwendeten Werkstoffes wurden experimentell durch Warmzugversuche an der Gleeble 3800 ermittelt. Im Anhang (Kapitel 13.3) ist die gemessene Fließspannung des Werkstoffes bei zwei unterschiedlichen Dehnraten, 0,015 und  $0,0015 \text{ s}^{-1}$  für einen großen Temperaturbereich, angeführt.

## 6.3 Simulationsergebnisse für das thermo-mechanisches Modell

### 6.3.1 Temperaturentwicklung im Kettenglied

In der Abbildung 81 sind die simulierte endgültige Form der linearreibgeschweißten Kette sowie die berechnete Temperaturverteilung im Kettenglied nach 2,4 Sekunden (Ende der Reibphase) dargestellt.



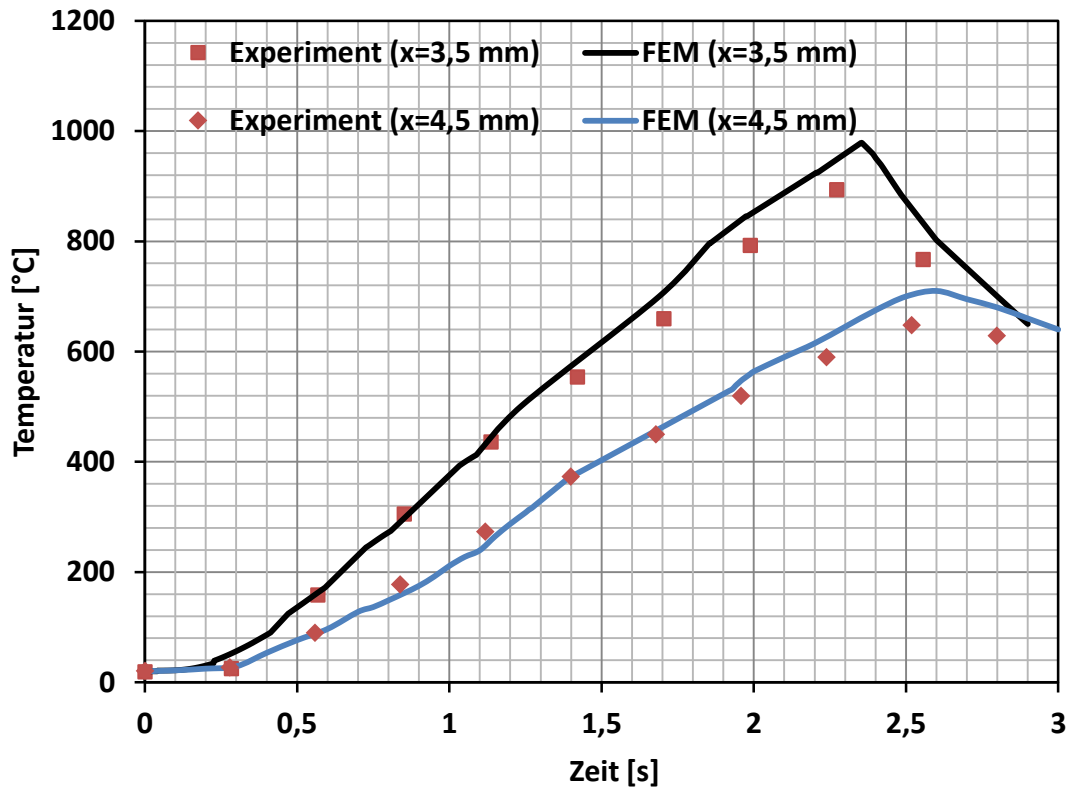
**Abbildung 81:** Temperaturverteilung im Kettenglied nach 2,4 Sekunden

Die mit DEFORM-3D berechnete Temperatur 3,5mm und 4,5mm von der ursprünglichen Reibfläche entfernt wird zusammen mit der experimentell gemessenen Temperatur in der Abbildung 82 dargestellt.

Die Temperatur erreicht ihr Maximum mit einer hohen Aufheizrate und einen steilen Temperaturgradienten bei 2,4 Sekunden für den Anfangsabstand von 3,5 mm.

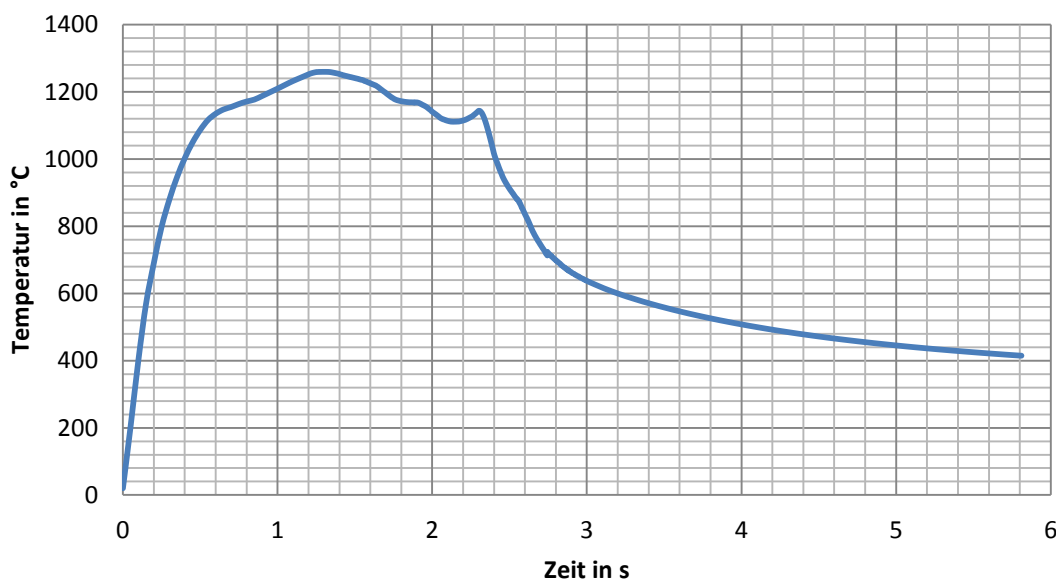
Dabei zeigt der Vergleich zwischen der berechneten und gemessenen Temperatur für beide Positionen eine sehr gute Übereinstimmung.





**Abbildung 82:** Vergleich der simulierten mit der berechneten Temperaturentwicklung bei 3,5mm und 4,5mm Anfangsabstand von der Fügefläche

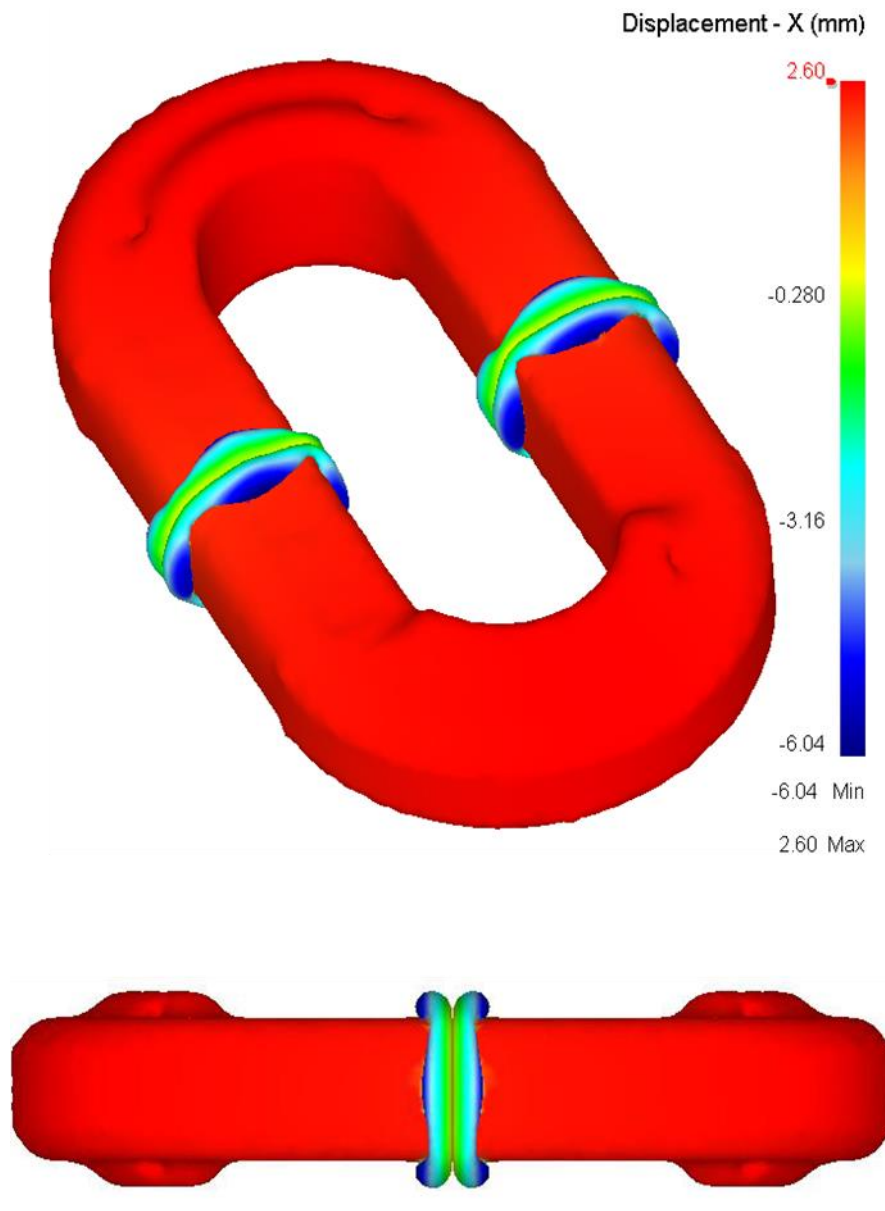
In der Abbildung 83 ist der simulierte Temperaturverlauf bei  $x=0$  d.h. genau in der Reibfläche dargestellt. In dem Temperaturverlauf wird die maximale Temperatur von  $1260^{\circ}\text{C}$  nach 1,25 Sekunden erreicht. Sie liegt deutlich unter der Schmelztemperatur des Werkstoffes. Danach ist im Temperaturverlauf ein Abfall der Temperatur auf  $1120^{\circ}\text{C}$  zu beobachten. Dieser Temperaturabfall kommt durch das prozessbedingte Heraustreiben des wärmeren, plastifizierten Materials aus der Fügezone. Die  $t_{8-5}$  Zeit liegt bei 1,5 Sekunden.



**Abbildung 83:** Simulierter Temperaturverlauf bei  $x=0$  d.h. genau in der Reibfläche dargestellt

### 6.3.2 Axiale Verkürzung im Kettenglied

In der Simulation wird, sobald das Material an der Reibfläche infolge der hohen Temperaturen ausreichend erweicht ist, die axiale Verkürzung initiiert und das plastifizierte Material in den Schweißgrat ausgetrieben, siehe Abbildung 84.

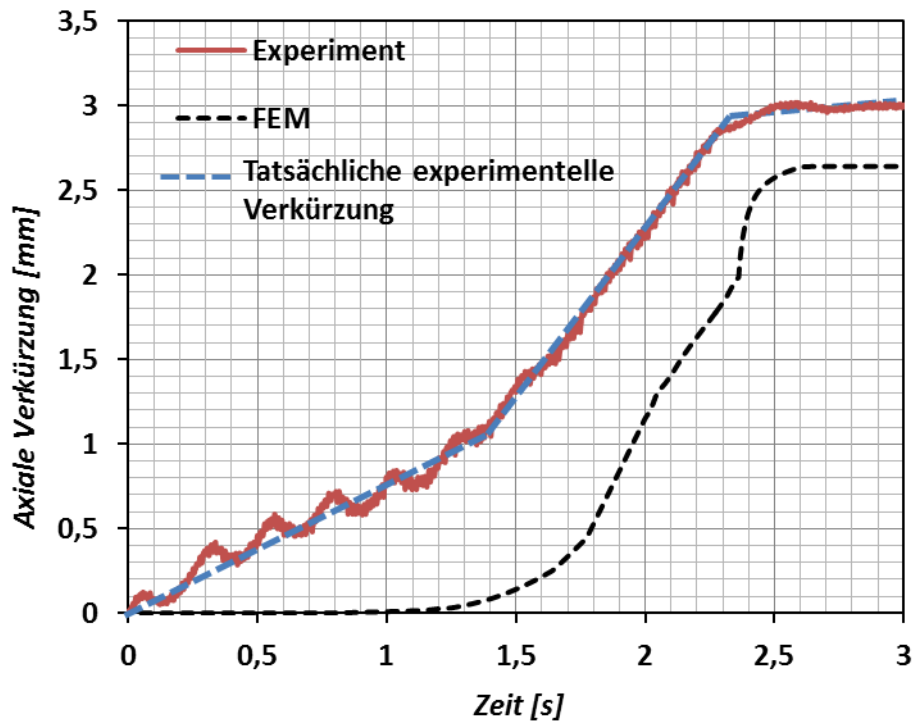


**Abbildung 84:** Axiale Verkürzung im Kettenglied nach 2,4 Sekunden

Abbildung 85 vergleicht die berechnete mit der experimentell ermittelten axialen Verkürzung. Dabei zeigt sich ein Unterschied im Startpunkt der axialen Verkürzung die darauf zurück zu führen ist, dass während des gesamten Prozesses des linearen Reibschweißens der plastifizierte Werkstoff - aufgrund der Relativbewegung - aus der Reibfläche der Berührungsflächen ausgetrieben wird. Im Gegensatz dazu, basiert die axiale Verkürzung in dem thermo-mechanischen FE Modell rein auf der aufgetragenen axialen mechanischen Belastung und der Temperatur.

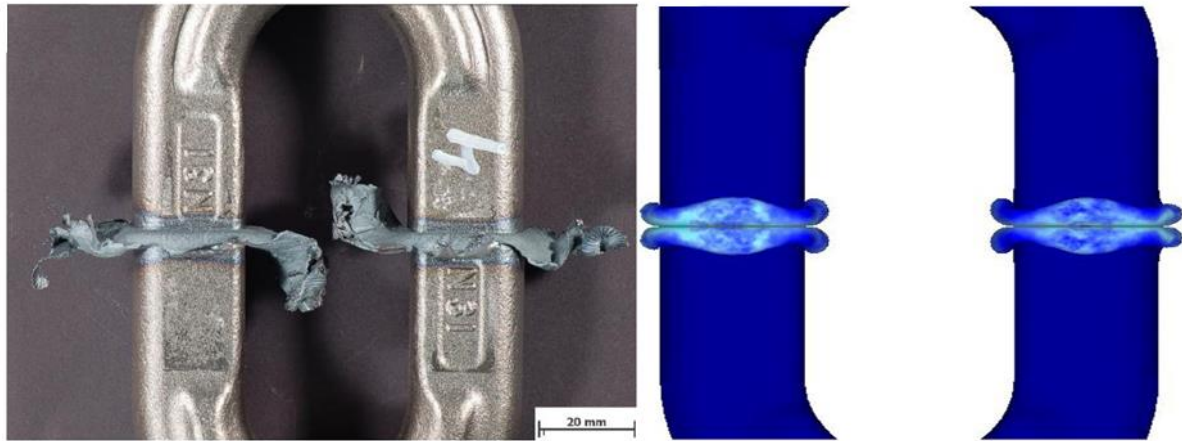
Bei der Aufnahme der experimentellen axialen Verkürzung kommt es auf der der linearen Reibschweißanlage (RSM1) zu einem Meßfehler. Deswegen wurde in der Abbildung ist auch die tatsächliche experimentelle axiale Verkürzung dargestellt.

Abgesehen von dem Unterschied in dem Startpunkt der axialen Verkürzung zwischen dem Experiment und dem FE-Modell ist die gesamte axiale Verkürzung des Ketten-gliedes gut von dem thermo-mechanischen Modell vorhergesagt. Die Differenz zwischen berechneter und gemessener axialer Verkürzung beträgt ca. 13%



**Abbildung 85:** Vergleich der experimentellen mit der berechneten axialen Verkürzung des Kettengliedes

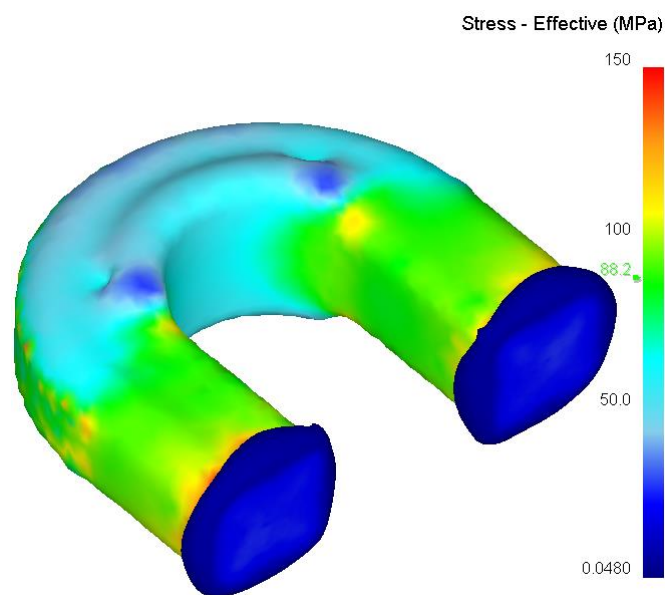
In der Abbildung 86 links ist die Makroaufnahme der linear reibgeschweißten Kette und in der Abbildung 86 rechts das Simulationsergebnis. In dem Schweißgrataussehen sind deutliche Unterschiede zwischen diesen beiden Bildern zu beobachten. Im vorgestellten Modell basiert die Gratausbildung aufgrund der Reibungswäre in der Füge-fläche und der axialen Belastung. Bei den linearen Reibschweißen wird jedoch wäh-rend der Reibphase in jeden Moment das plastifizierte Material in den Schweißgrat hinausgedrängt womit es zu dieser länglichen Schweißgratform kommt.



**Abbildung 86:** Makroaufnahme der linear reibgeschweißten Kette (links) und Simulationsergebnis (rechts)

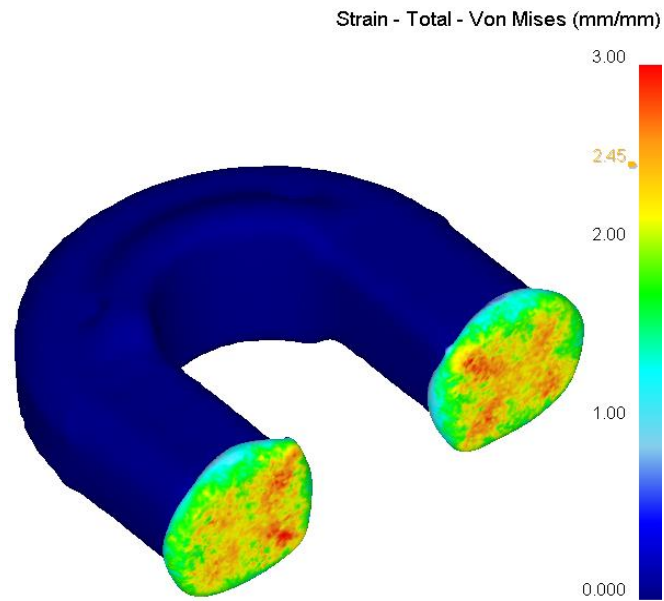
### 6.3.3 Spannung, Dehnung und Dehnungsrate im Kettenhalbglied

In der Abbildung 87 ist die Spannungsverteilung im Kettenglied nach 2,4 Sekunden der Reibzeit dargestellt. Die effektive Spannung hat ihr Minimum in der Fügezone wo die Temperatur am größten ist. Aufgrund der komplexen Geometrie des Kettenhalbgliedes (unterschiedliche Durchmesser des Kettengliedes) zusammen mit den unterschiedlichen Temperaturgradienten kann eine Veränderung der Spannungsverteilung im Kettenglied beobachtet werden.



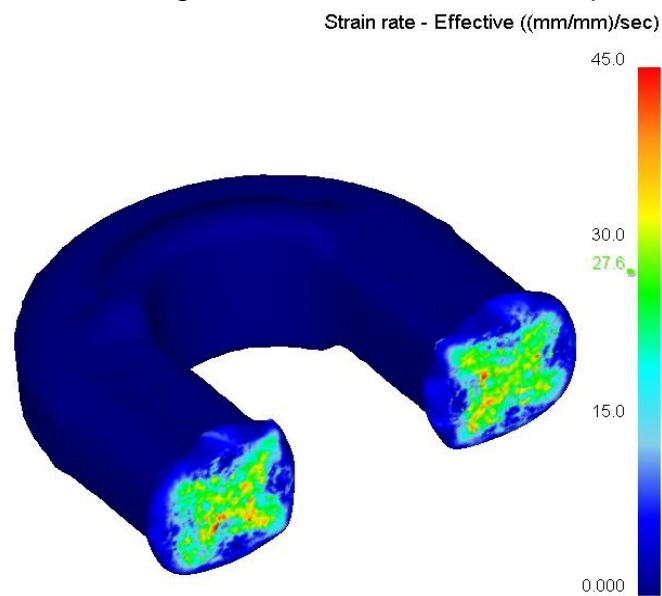
**Abbildung 87:** Spannungsverteilung im Kettenglied nach 2,4 Sekunden

Die Dehnungsverteilung für das Kettenhalbglied nach dem Schweißen ist in der Abbildung 88 dargestellt. Aufgrund hoher plastischer Verformung tritt die maximale Dehnung in der Fügefläche auf. Die Berechnung zeigt, dass das lineare reibschweißen von einer hohen plastischen Verformung ( $\epsilon_{\max}=3$ ) in der Fügezone begleitet wird.



**Abbildung 88:** Dehnungsverteilung im Kettenglied nach 2,4 Sekunden

Die Verteilung der äquivalenten maximalen Dehnungsrate die bei einer Reibzeit von 2,4 Sekunden berechnet wurde, ist in der Abbildung 89 dargestellt. Die Dehnrate erreicht ihr maximum bei  $45 \text{ s}^{-1}$  in der Fügezone, wo auch die Dehnung ihren höchsten Wert hat. Es sollte angemerkt werden das die Dehnungsrate, aufgrund der unterschiedlichen axialen Verkürzung, sich während des Schweißprozesses verändert.



**Abbildung 89:** Verteilung der äquivalenten maximalen Dehnungsrate im Kettenglied nach 2,4 Sekunden

## 6.4 Thermo-metallurgisches Modell

### 6.4.1 Randbedingungen und Materialdaten

Für das thermo-metallurgische Modell wurden die gleichen Randbedingungen wie für das im Kapitel 5.2.1 dargestellte thermo-mechanische Modell verwendet. Der größte Unterschied zwischen diesen zwei Modellen liegt darin, dass in den thermo-metallurgischem Modell die axiale Verkürzung des Kettengliedes nicht berücksichtigt wurde. Die Vorhersage der Umwandlungsvorgänge in DEFORM basiert auf den Daten des kontinuierlichen ZTU-Schaubildes [98]. Die Abbildung 90 zeigt das für den 30CrNiMo8 verwendete kontinuierliche ZTU-Schaubild das für das thermo-metallurgische Modell implementiert wurde. Im thermo-metallurgischen Modell wurde der Umwandlungsbeginn mit der Additivitätsregel von Scheil [99] berechnet. Die Umwandlungskinetik wurde durch die Kolmogorov-Johnson-Mehl-Avrami (KJMA) [100, 101] beschrieben und martensitische Umwandlung wurde mit der Magee-Gleichung [102] dargestellt.

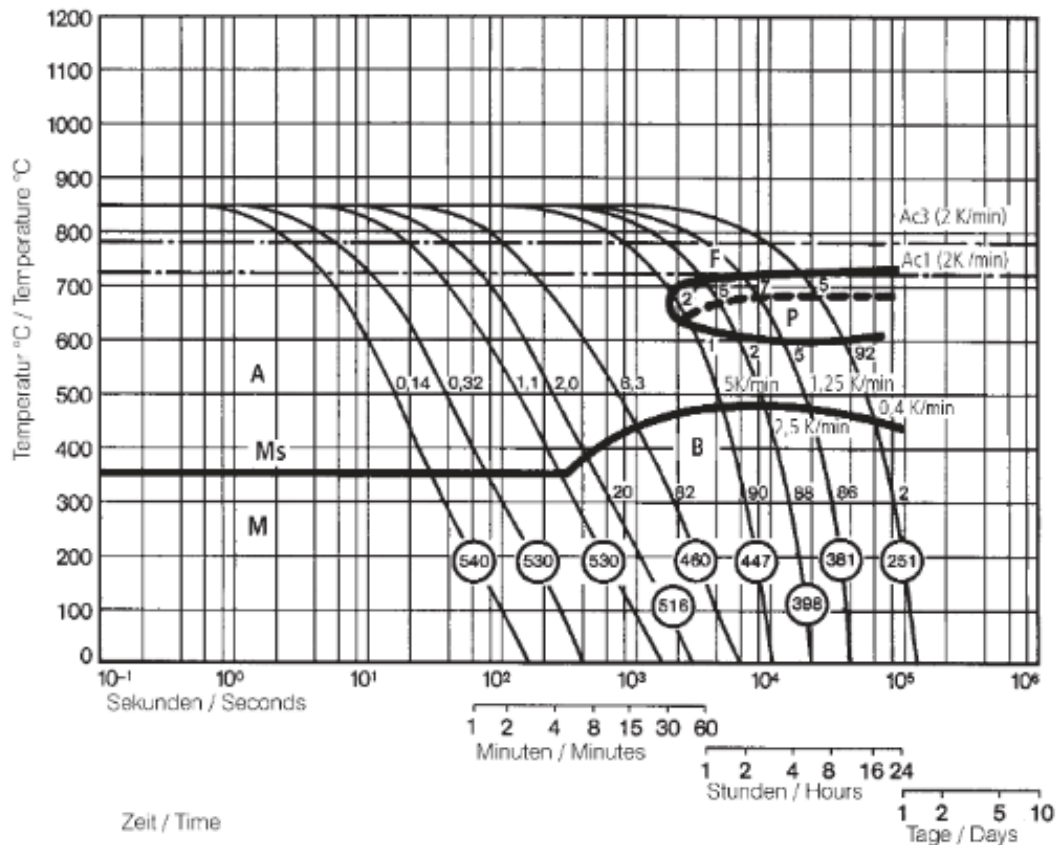


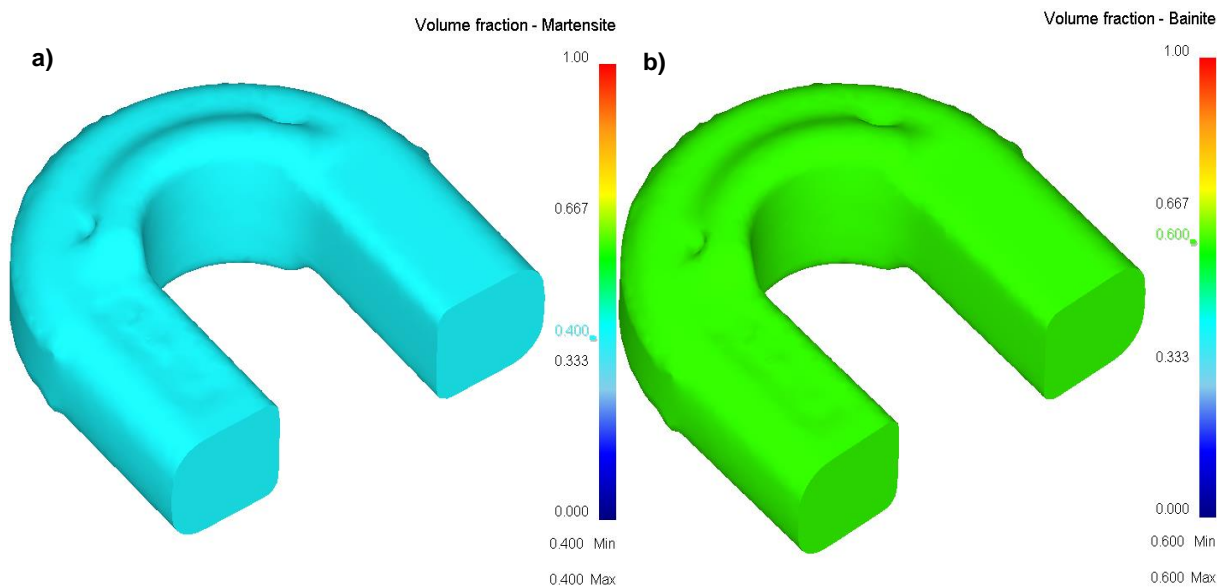
Abbildung 90: In DEFORM implementiertes kontinuierliches ZTU-Schaubild des 1.6580 [98]



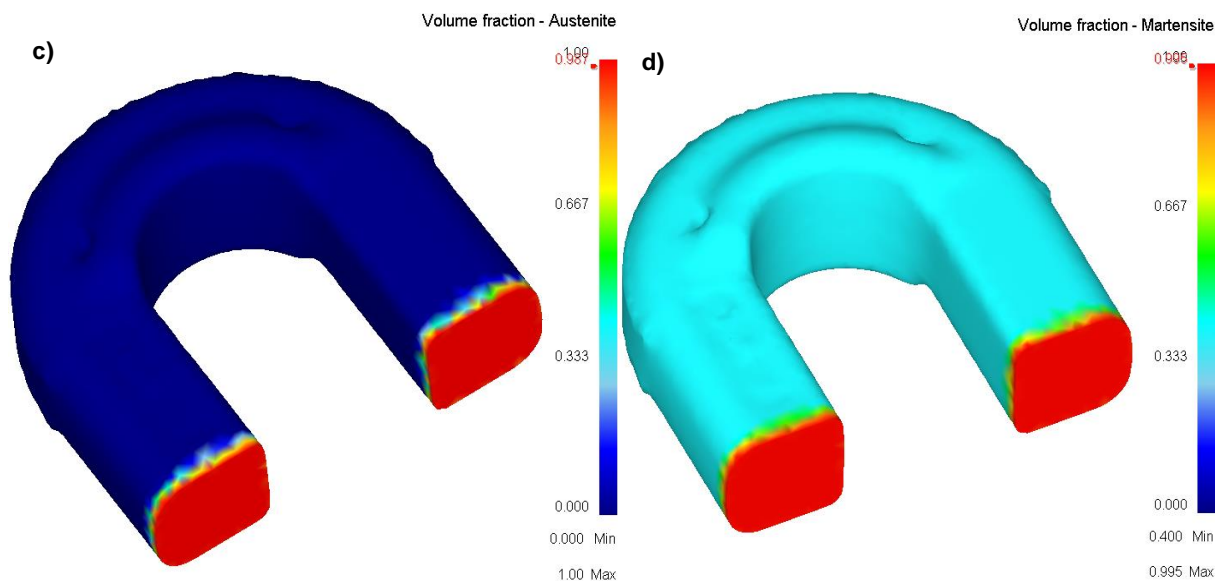
## 6.5 Simulationsergebnisse für das thermo- metallurgisches Modell

### 6.5.1 Gefügeentwicklung im Kettenglied

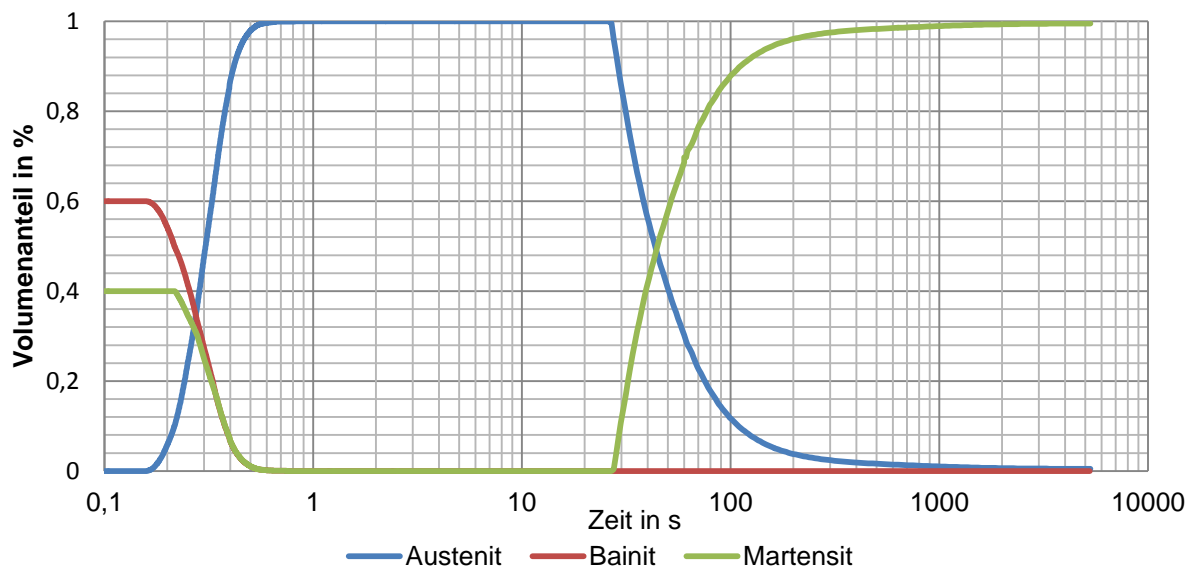
Bei der thermometallurgischen Simulation der Gefügeentwicklung während des linearen Reibschweißens gibt es drei wichtige Zeiten. Der Ausgangszustand ( $t=0$  s), wo das Kettenglied aus den Phasen des Grundwerkstoffes besteht. Nach 2,4 Sekunden ( $t=2,4$  s) wenn die Reibphase abgeschlossen ist und es zur keiner weiteren Wärmeentwicklung in der Fügefläche kommt. Und die letzte Zeit ist der Moment indem das Kettenglied wieder Raumtemperatur erreicht. In der Abbildung 92 und Abbildung 93 sind die Ergebnisse der thermometallurgischen Simulation der Gefügeentwicklung für diese drei wichtigen Zeiten dargestellt.



**Abbildung 91:** Bilder a und b stellen den Ausgangszustand ( $t=0$  s) dar



**Abbildung 92:** Bild c beschreibt die Gefügeentwicklung im Kettenglied nach 2,4 Sekunden ( $t=2,4$  s).  
 Bild d zeigt das Kettenglied beim Erreichen der Raumtemperatur



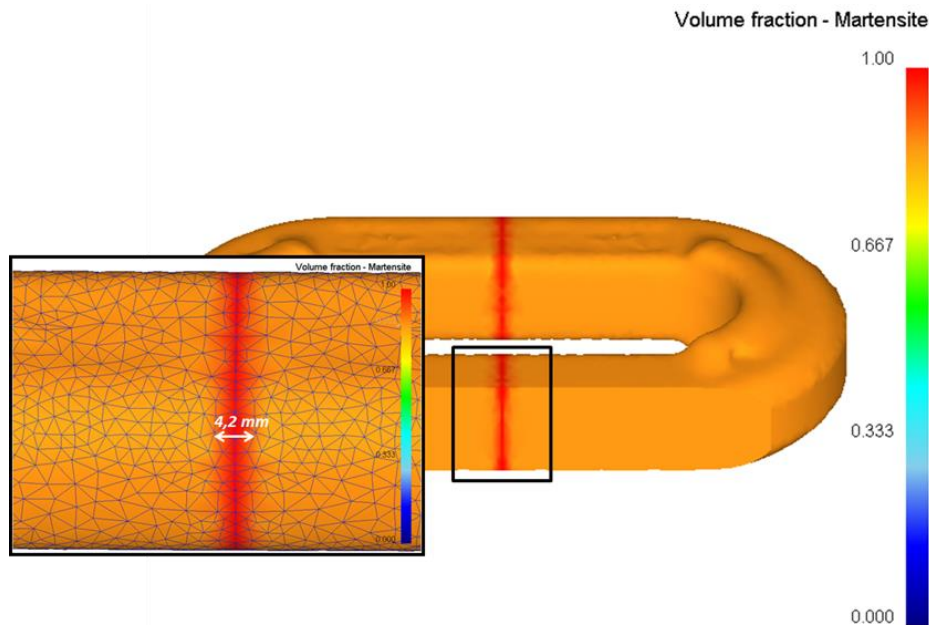
**Abbildung 93:** Ergebnisse der thermometallurgischen Simulation der Gefügeentwicklung in der Schweißnahtmitte

Aufgrund der sehr hohen Aufheizrate während des linearen Reibschweißens fangen die Phasen des Grundwerkstoffes, Martensit und Bainit, sehr schnell sich in Austenit umzuwandeln (nach nur 0,15 Sekunden). Nach ca. 0,5 Sekunden ist die A3 Temperatur erreicht und in der Fügefläche des Kettenglieds liegt nun Austenit vor. Nachdem die Reibphase abgeschlossen ist (nach 2,4 Sekunden) fängt die Abkühlphase an. Zur diesem Zeitpunkt ist in der Fügefläche des Kettengliedes weiterhin Austenit vertreten. Aufgrund der sehr schnellen Abkühlung bzw. kurzer  $t_{8/5}$  Zeit von 1,5 Sekunden, kommt es nach ca. 26 Sekunden zur der diffusionslosen Umwandlung des Austenits in Martensit. Mit der Zeit wird der Volumenanteil von Martensit auf Kosten von Austenit erhöht. Bei Raumtemperatur liegt dann in der Fügefläche zu 100% Martensit vor, siehe Abbildung 93.

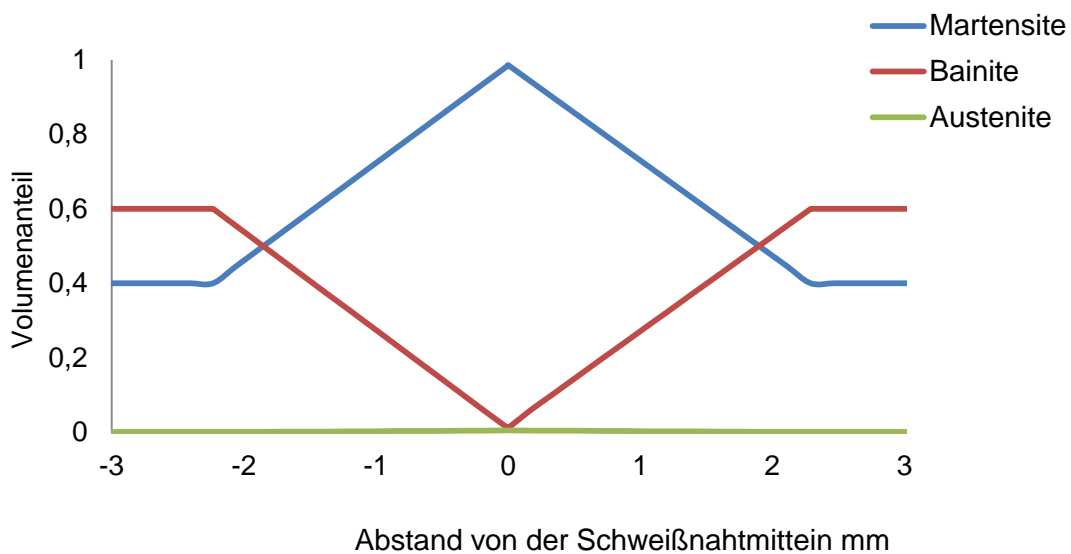


### 6.5.2 Schweißnahtbreite im Kettenglied

Wie gezeigt wurde, diente das thermo-metallurgisches Modell dazu, um die Mikrostruktur im Kettenglied, vorrangig aber in der Schweißnahtmitte zu analysieren. Nun war es sehr interessant die Schweißnahtbreite und die Mikrostruktur in der gesamten Schweißnaht zu berechnen. Die Schweißnahtbreite wird mit Hilfe der sichtbaren Wärmeeinflusszone charakterisiert. Aufgrund der verwendeten tetragonalen Elemente bei der Vernetzung des Kettengliedes konnte die Größe der WEZ abgeschätzt werden. Durch die Verwendung des Point-tracking Algorithmus kann in DEFORM nun die Schweißnahtbreite sowie der Volumenanteil sehr exakt bestimmt wird, siehe Abbildung 94 und Abbildung 95.

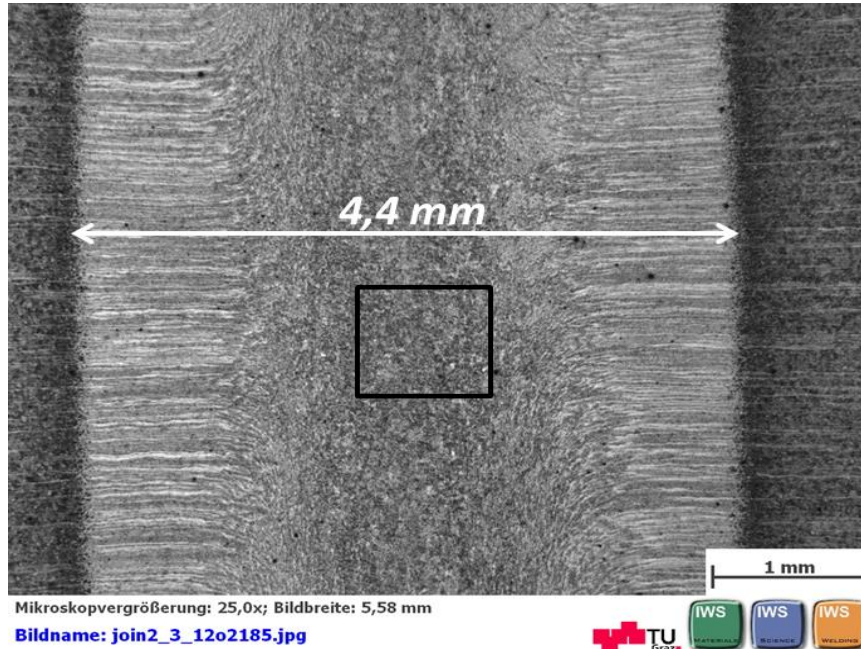


**Abbildung 94:** Ausgewertete Schweißnahtbreite und Mikrostruktur in der gesamten Schweißnaht

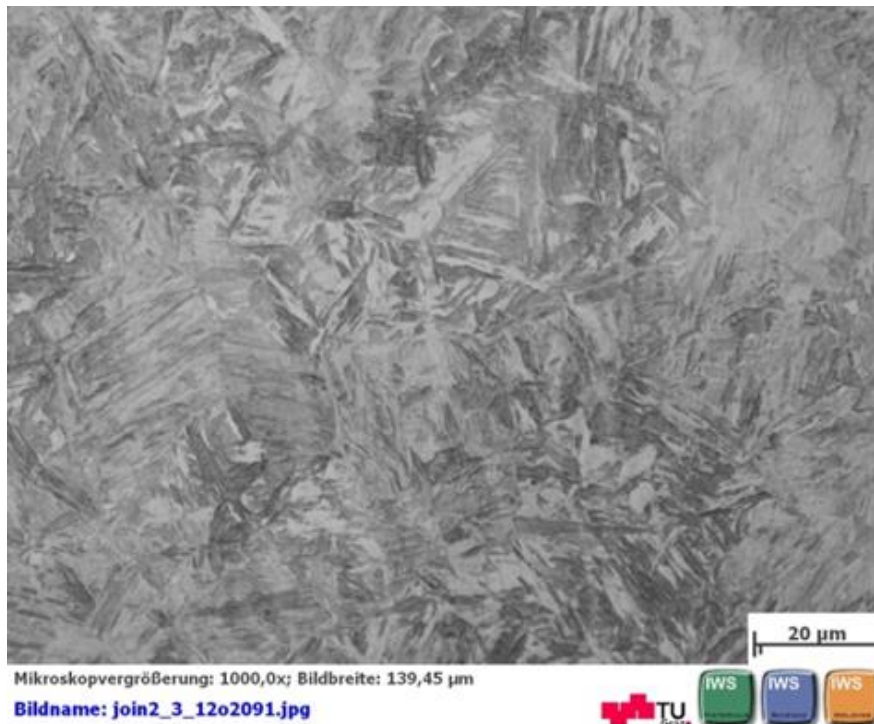


**Abbildung 95:** Berechneter Gefügevolumenanteil in der gesamten Schweißnaht nach dem Schweißen

Mit dem thermo-metallurgischen Modell wurde die Schweißnahtbreite mit 4,2mm abgeschätzt, und eine 100% martensitische Umwandlung in der Schweißnahtmitte berechnet. Die berechneten Werte zeigen eine sehr gute Übereinstimmung mit den gemessenen Daten, siehe Abbildung 96. Die Aufnahme in der Abbildung 97 zeugt von einem rein martensitischen Gefüge in der Schweißnahtmitte.



**Abbildung 96:** Lichtmikroskopische Aufnahme der Schweißverbindung



**Abbildung 97:** Lichtmikroskopische Aufnahme der Schweißnahtmitte

## 7. Zusammenfassung und Schlussfolgerung

Aufgrund zahlreicher Vorteile gegenüber traditionellen Schmelzschweißprozessen findet das Reibschweißen, als ein zuverlässiger und automatisierter Schweißprozess, zunehmende Verbreitung in zahlreichen industriellen Anwendungen.

In der Kettenindustrie ist die Herstellung von Ketten seit Jahrzehnten unverändert und beinhaltet die Arbeitsschritte: Schneiden und Biegen von Rundstahl sowie anschließendes, energieintensives Widerstands- oder Abbrennstumpfschweißen. Die Nachteile dieser beiden Schweißverfahren äußern sich in der Kettenindustrie vorrangig in der Einschränkung unterschiedliche Kettenformen (außer der runden) und Werkstoffe (mit höheren Kohlenstoffgehalt) zu verwenden sowie durch einem hohen und kostenintensiven Prüf- und Qualitätssicherungsaufwand.

In der vorliegenden Arbeit konnte erfolgreich die Überwindung dieser Einschränkungen aufgezeigt werden und ein völlig neuartiger Ansatz in der Kettenfertigung beschrieben werden. Das lineare Reibschweißen konnte sich dabei als ein sehr gut geeignetes Schweißverfahren auszeichnen.

Für die Untersuchung und Entwicklung des Prozesses wurde von pewag Engineering und dem Institut für Werkstoffkunde und Schweißtechnik der TU Graz in einem Vorprojekt eine lineare Reibschweißanlage für Kettenglieder entwickelt. Geschmiedete Kettenglieder wurden hinsichtlich der Geometrie in Richtung reduzierter Flächenpressung und erhöhtem Verschleißvolumen optimiert. Als Werkstoff wurde der 30CrNiMo8 gewählt. Dieser Vergütungsstahl eignet sich wegen seiner hohen Verschleißfestigkeit hervorragend für Förderketten. Aufgrund seines hohen Kohlenstoffgehaltes und der daraus resultierend nicht Schweißbarkeit mit dem Widerstands- bzw. Abbrennstumpfschweißen, stand er bis heute den Förderketten nicht zur Verfügung.

Durch die Verwendung der linearen Reibschweißanlage konnte die Schweißbarkeit, dieses für die Förderketten wichtigen Vergütungsstahls, nachgewiesen werden.

Die statistische Versuchsplanung ermöglichte es dabei, den Einfluss der Schweißparameter untereinander sowie auf die mechanischen Eigenschaften, Reibzeit und Gratausbildung systematisch zu untersuchen und damit Grundlegende Zusammenhänge zu verstehen. Daneben lieferte die im Hinblick auf die Eigenschaften der Schweißverbindung und die Reibzeit die optimale Parametereinstellung die sich als sehr robust erwies. Die Ergebnisse dieser experimentellen Untersuchungen werden hier kurz zusammengefasst:

1. Aufgrund der hohen Temperatur und der plastischen Verformung kommt es in der linearen Reibschweißverbindung zur mikrostrukturellen Gefügeveränderungen. In der Schweißverbindung konnten drei Zonen definiert werden: Schweißzone, Thermo-mechanisch beeinflusste Zone und die Wärmeeinflusszone.
2. Die Gefügeentwicklung zeigte in der Schweißzone ein sehr feines rekristallisiertes Gefüge; in der TMBZ konnten plastisch verformtes aber nicht rekristallisiertes Gefüge und in der schmalen WEZ konnte weder plastisch verformtes noch rekristallisiertes Gefüge beobachtet werden. Die erfolgreiche lineare

Reibschweißverbindung gelang dabei ohne jegliche geometrischen Unregelmäßigkeiten.

3. Die Zugversuche zeugten von einer um 17,6% höheren Zugfestigkeit und 46,8% höhere Bruchdehnung der linearen Schweißverbindung im Vergleich zum Grundwerkstoff. Der Schweißfaktor lag dabei bei hohen 117,6%.
4. Die Kerbschlagarbeit der Schweißverbindung zeigte im Bereich von -70°C bis 60°C höhere bzw. ähnliche Werte zur der Kerbschlagarbeit des Grundwerkstoffes. Ab einer Temperatur von 60°C war die Kerbschlagarbeit des Grundwerkstoffes höher. Die Betriebstemperatur der Förderketten bewegt sich zwischen  $\pm 20^\circ\text{C}$ . Die Kerbschlagarbeit bei -20°C über die verschiedenen Zonen der linearen Reibschweißverbindung zeigte in der SZ höhere bzw. in der WEZ ähnlich hohe Kerbschlagarbeitswerte verglichen mit dem Grundwerkstoff. Die Werte im Übergangsbereich zwischen TMBZ/WEZ liegen unter denen des Grundwerkstoffes.
5. In der Schweißverbindung konnte ein symmetrischer Härteverlauf beobachtet werden. Dabei lag in der SZ eine höhere Härte (ca. 583 HV 1) und in der WEZ eine geringere Härte (ca. 354 HV 1) verglichen zum Grundwerkstoff (ca. 430 HV10) vor. Die Gefügeentwicklung trägt entscheidend zu so einem Härteverlauf bei. Durch Verwendung einer für die Förderketten typischen WBH konnte eine konstante Härte in der Verbindung erreicht werden.
6. Die EBSD Aufnahmen der Schweißverbindung zeigten keine bevorzugte Orientierung der Körner in der TMBZ, WEZ und Grundwerkstoff. Eine starke  $\{001\} < 111 >$  Textur konnte in der SZ beobachtet werden. Die Korngröße stieg von in der SZ mit ca. 13 $\mu\text{m}$  auf ca. 50 $\mu\text{m}$  im Grundwerkstoff progressiv über die Schweißverbindung verteilt auf.

Durch die Anwendung der 3D Finite Elemente Simulationen mit DEFORM konnte umfangreiches Wissen über das lineare Reibschweißen generiert werden. Die 1D explizite Finite Differenzen Methode wurde zur Lösung des inversen Wärmeleitungsproblems verwendet um die Wärmeerzeugung während der linearen Reibschweiße von Ketten zu bestimmen. Dabei diente die im Kettenglied gemessene Temperatur als Eingabe für die Lösung des inversen Wärmeleitungsproblems. Temperaturabhängige thermophysikalische Eigenschaften und die axiale Verkürzung wurden dabei in der Berechnung berücksichtigt. Die Lösung des inversen Wärmeleitungsproblems hat die Wärmezufuhr in der Reibfläche als essentielle Eingabegröße für die FE Simulation zugänglich gemacht. Durch die thermo-mechanisch gekoppelte Simulation konnte die Temperaturentwicklung und die Verformung studiert werden. Die berechneten Ergebnisse zeigen eine sehr hohe Übereinstimmung mit experimentell gemessenen Daten. Das thermo-metallurgische Model diente zur Modellierung der Gefügeentwicklung und der Vorhersage der Schweißnahtbreite nach dem Schweißen. Beides konnte erfolgreich berechnet werden.

Die Umsetzbarkeit des linearen Reibschweißens bei dem Schweißen von hochfesten Förderketten wurde nachgewiesen. Die gesamten Ergebnisse aus der Schweißprozesssimulation und den experimentellen Ergebnissen in dieser Arbeit mündeten in der Produktion eines 8,3m langen linear reibgeschweißten Kettenpaares. Als Vergleich dazu diente für diese Aufgabe üblich verwendete abrennstumpfgeschweißte Förderkette. Beide Förderketten wurden im gleichen Zementbecherwerk gleichen Belastungen ausgesetzt. Nach einer Untersuchungsdauer von zwei Jahren zeigte sich die linear reibgeschweißte Förderkette deutlich überlegen. Nämlich, der Kettenverschleiß (Lebensdauer einer Förderkette) bei der abrennstumpfgeschweißten Förderkette erreichte nach zwei Jahren Betriebsdauer einen Kettenverschleiß von 2,9 %. Im Gegensatz dazu war der Verschleiß der linear reibgeschweißten Kette in der gleichen Zeit bei 1,75%, d.h. um ca. 40% geringer.

## 8. Ausblick

In der vorliegenden Arbeit konnte das Fügen von Förderketten durch das lineare Reibschweißen eindrucksvoll belegt werden. Geschweißt wurden geschmiedete Förderketten eines Vergütungsstahles (30CrNiMo8) bei einem Durchmesser von 26mm. Die Betrachtung des linearen Reibschweißens in der Kettenindustrie muss in Hinblick auf eine freie Materialwahl und Geometrie der Kettenglieder sowie in Richtung weiterer numerischer Simulationsmodelle untersucht werden. Hinsichtlich neuer Werkstoffe wäre es für die Kettenindustrie sehr interessant korrosionsbeständige Stähle mit hohem Kohlenstoffgehalt, die aktuell mit den Abbrennstumpfschweißen nicht schweißbar sind, mit dem linearen Reibschweißen zu verbinden. Neben den bekannten austenitischen korrosionsbeständigen Ketten könnten solche Förderketten eine hohe Oberflächenhärte, Verschleißfestigkeit, Korrosionsbeständigkeit und mechanischen Eigenschaften aufweisen.

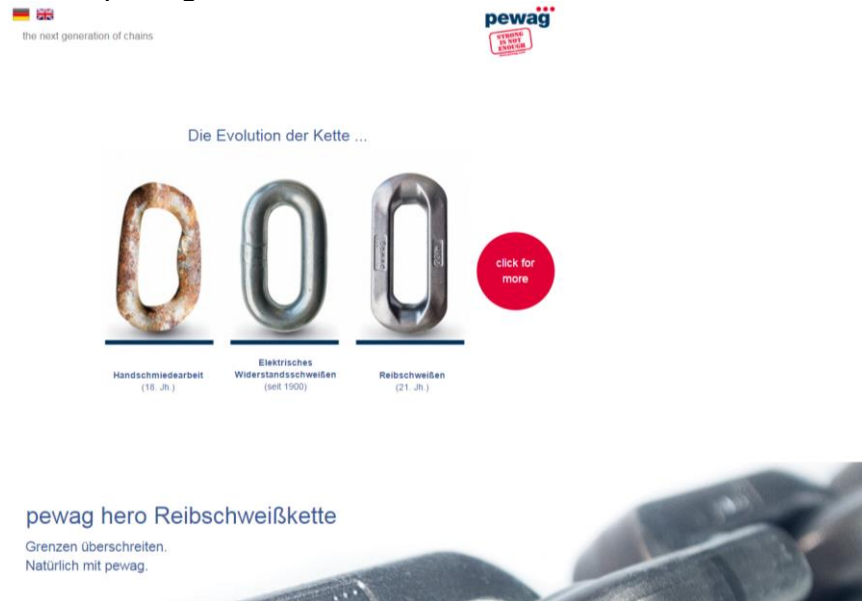
Wissenswert in Hinblick der Geometrie wäre die Schweißbarkeit von Ketten mit kleineren Querschnitten. Ziel wäre es den kleinstmöglichen Querschnitt zu finden, mit dem eine qualitativ hochwertige Reibschweißverbindung gelingt. Aktuell werden Förderketten mit einem Durchmesser von 10mm hergestellt. Die Herausforderung in der Herstellung von im Durchmesser kleinen Förderketten für das lineare Reibschweißen besteht in der geringen Steifigkeit (geometrie- und werkstoffabhängig). Die Prozessstabilität, Wiederholbarkeit und die Qualität der Schweißverbindung hängt beim linearen Reibschweißen wesentlich von der Forderung, die Schwingbewegung des Antriebes verlustfrei in die Fügeebene zu übertragen. Aufgrund einer wechselnden Belastungsart ist eine hohe Steifigkeit der zu schweißenden Bauteile unerlässlich.

In der vorliegenden Arbeit wurden die thermo-mechanische und thermo-metallurgische FEM Simulation verwendet um: die Spitzentemperatur in der Fügestelle; Temperaturentwicklung und die axiale Verkürzung im Kettenglied während des linearen Reibschweißens erfolgreich untersucht. Das thermo-metallurgische Modell diente um das Gefüge und die Schweißnahtbreite nach dem Schweißen zu bestimmen. Beide Modelle basieren auf einer statischen Betrachtung, in der die Verformung von der Temperatur und axialer Belastung abhängig ist. Da während der Reibphase des linearen Reibschweißens es jeden Moment das plastifizierte Material in den Schweißgrat hinausgedrängt wird, wäre es sehr interessant solch ein Modell zu entwickeln in dem die Hin- und Herbewegung abgebildet ist. Mit solch einem Modell könnte die Schweißgratbildung während des linearen Reibschweißens untersucht und in Hinblick auf einen kleinen Schweißgrat (geringer Materialabfall) bei gleichbleibender Verbindungsqualität optimiert werden. Damit könnten sich Kosten und Aufwand für eine optimale Geometriefindung der Ketten (Fügeflächengeometrie) auf wenige Schweißversuche reduzieren. Für das Rotationsreibschweißen gibt es hier schon sehr gute Entwicklungen, die aber für das lineare Reibschweißen noch ausstehen.

Über den Ausblick für das, in der vorliegenden Arbeit vorgestellte, lineare Reibschweißen von Förderketten verkündete die Fa. pewag GmbH am 10. November 2015. auf Ihrer Internetpräsenz folgendes:

*„Mitte 2016 startet der Verkauf der neuen pewag hero Reibschweißkette für alle Förderkettenanwendungen. Einsatzgehärtet und in allen gängigen Abmessungen, läuft pewag hero über alle gängigen verzahnten und unverzahnten Rädertypen, die auch für herkömmliche Rundstahlketten Verwendung finden.“*

In der Abbildung 98 ist die Markteinführung der linear reibgeschweißten Förderkette auf der Homepage der Fa. pewag GmbH.



**Abbildung 98:** Markteinführung der linear reibgeschweißten Förderkette bei der Fa. pewag GmbH

## 9. Literaturverzeichnis

1. Pingel, V., *Die Vorgeschichtlichen Goldfunde der iberischen Halbinsel*. 1992.
2. Funk, W., *Zugmittelgetriebe: Grundlagen, Aufbau, Funktion*. Vol. 39. 2013: Springer-Verlag.
3. Dinklage, K., *Das Kettenwerk Brückl als Repräsentant der alten Kärntner Eisenindustrie*. 1963: Springer.
4. Lanzer, K.M., *Landwirtschaft in einer klassischen Industrieregion. Zur Frage ihrer Kontinuität und strukturellen Anpassung am Beispiel des Bezirkes Bruck an der Mur*. 2008.
5. Ruhl, K.-J., *Verordnete Unterordnung: Berufstätige Frauen zwischen Wirtschaftswachstum und konservativer Ideologie in der Nachkriegszeit (1945–1963)*. 1994: Walter de Gruyter.
6. Enzinger, N. and C. Sommitsch, *Research in joining technologies in Austria*. *Автоматическая сварка*, 2013(10-11): p. 89-92.
7. F.Fuchs, P.T., N.Enzinger, *Innovatives Schweißverfahren für hochfeste Hebe- und Förderketten*. *Schweiss- & Prüftechnik, JOIN Sonderband*, 2010: p. 15-17.
8. DIN, E., *14610: Schweißen und verwandte Prozesse-Begriffe für Metallschweißprozesse*. Berlin: Beuth, 2005.
9. ISO, D., *857-1 (2000-11): Schweißen und verwandte Prozesse–Begriffe–Teil 1: Metallschweißprozesse*. 1998, ISO.
10. DIN, E., *4063. Liste der Prozesse und Ordnungsnummern*, 2011.
11. Spindler, D.E., *What Industry Needs to Know About Friction Welding*. *Welding Journal*, 1994. 73(3): p. 37-42.
12. Maalekian, M., *Friction welding–critical assessment of literature*. *Science and Technology of Welding and Joining*, 2007. 12(8): p. 738-759.
13. Richter, W., *Werkzeugstahlkörper zum Aufschweissen von Plättchen aus Werkzeugstahl an deren Träger durch Reibung auf Plättchenträger*. 1929.
14. Vill, V.I., *Friction welding of metals (Russian)*. American Welding Society, 1962.
15. Brownell, J.B., et al., *Method for the manufacture or repair of a blisk by linear friction welding*. 2000.
16. Bhamji, I., et al., *Solid state joining of metals by linear friction welding: a literature review*. *Materials Science and Technology*, 2011. 27(1): p. 2-12.
17. *Linear Friction Welding Joins Noncircular Sections*. *Advanced Materials & Processes*, 1991. 139(2): p. 47-47.
18. Hanson, C.A. and A.W. Brant, *Vibratory welded window and door joints, method and apparatus for manufacturing the same*. 1999.
19. Stamm, B., J. Natterer, and P. Navi, *Joining wood by friction welding*. *Holz als Roh-und Werkstoff*, 2005. 63(5): p. 313-320.
20. Mahoney, M., *Linear friction welding process for making wheel rims*. 1997.
21. Bhamji, I., et al., *Linear friction welding of AISI 316L stainless steel*. *Materials Science and Engineering: A-Structural Materials Properties Microstructure and Processing*, 2010. 528(2): p. 680-690.
22. Vairis, A. and M. Frost, *On the extrusion stage of linear friction welding of Ti6Al4V*. *Materials Science and Engineering a-Structural Materials Properties Microstructure and Processing*, 1999. 271(1-2): p. 477-484.
23. Vairis, A. and M. Frost, *High frequency linear friction welding of a titanium alloy*. *Wear*, 1998. 217(1): p. 117-131.
24. Bhamji, I., et al., *Solid state joining of metals by linear friction welding: a literature review*. *Materials Science and Technology*, 2011. 27(1): p. 2-12.



25. Bhamji, I., et al., *Linear friction welding of AISI 316L stainless steel*. Materials Science and Engineering a-Structural Materials Properties Microstructure and Processing, 2010. 528(2): p. 680-690.
26. Dalgaard, E., et al., *Linear Friction Welding of a Forged Near-alpha Titanium Alloy*. Thermec 2011, Pts 1-4, 2012. 706-709: p. 211-216.
27. Ma, T.J., W.Y. Li, and S.Y. Yang, *Impact toughness and fracture analysis of linear friction welded Ti-6Al-4V alloy joints*. Materials & Design, 2009. 30(6): p. 2128-2132.
28. Wanjara, P. and M. Jahazi, *Linear friction welding of Ti-6Al-4V: Processing, microstructure, and mechanical-property inter-relationships*. Metallurgical and Materials Transactions a-Physical Metallurgy and Materials Science, 2005. 36A(8): p. 2149-2164.
29. Wanjara, P. and M. Jahazi, *Linear friction welding of Ti-6Al-4V: processing, microstructure, and mechanical-property inter-relationships*. Metallurgical and Materials Transactions A: Physical Metallurgy and Materials Science, 2005. 36(8): p. 2149-2164.
30. Bhamji, I., et al., *Linear friction welding of aluminium to magnesium*. Science and Technology of Welding and Joining, 2012. 17(5): p. 368-374.
31. Hofmann, M., *Entwicklung und Validierung eines Bewertungsmodells für Projekte der statistischen Versuchsplanung*. 2011.
32. Li, W.Y., et al., *Effect of friction time on flash shape and axial shortening of linear friction welded 45 steel*. Materials Letters, 2008. 62(2): p. 293-296.
33. Prokopczuk, P.M., *Neue Herstellungsverfahren für integral beschaufelte Rotoren*. 2011, Technische Universität München.
34. Turner, R., et al., *Linear friction welding of Ti-6Al-4V: Modelling and validation*. Acta Materialia, 2011. 59(10): p. 3792-3803.
35. Siebertz, K., D. Van Bebber, and T. Hochkirchen, *Statistische Versuchsplanung: Design of Experiments (DoE)*. 2010: Springer-Verlag.
36. MiniTab, I., *MINITAB user's guide*. 2000, Minitab Ltd Coventry, UK.
37. Klein, B., *Versuchsplanung-DoE: Einführung in die Taguchi/Shainin-Methodik*. 2014: Walter de Gruyter GmbH & Co KG.
38. Heinhold, J., Bandemer, H./Bellmann, A., *Statistische Versuchsplanung*. Leipzig. Teubner Verlagsgesellschaft. 1976. 116 S., 13 Abb., M 7.50.(MINÖL 19/2). ZAMM-Journal of Applied Mathematics and Mechanics/Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik, 1979. 59(4): p. 215-215.
39. Kleppmann, W., *Taschenbuch Versuchsplanung*. Carl Hanser Verlag GmbH & Co. KG, 2003. Auflage: 3
40. Petersen, H., *Grundlagen der statistischen Versuchsplanung, ecomed*. Landsberg/Lech, 1991.
41. Toutenburg, H., *Versuchsplanung in der Industrie: moderne Methoden und Softwarelösungen: Versuchsplanung in der Industrie der Boehringer Mannheim GmbH u. SAS-Institute, Tutzing, 30.-31. 10. 1995*.
42. Vairis, A. and M. Frost, *Modelling the linear friction welding of titanium blocks*. Materials Science and Engineering a-Structural Materials Properties Microstructure and Processing, 2000. 292(1): p. 8-17.
43. Vairis, A. and M. Frost, *Modelling the linear friction welding of titanium blocks*. Materials Science and Engineering: A, 2000. 292(1): p. 8-17.
44. Li, W.Y., T.J. Ma, and J.L. Li, *Numerical simulation of linear friction welding of titanium alloy: Effects of processing parameters*. Materials & Design, 2010. 31(3): p. 1497-1507.

45. Balasubramanian, V., et al., *A new friction law for the modelling of continuous drive friction welding: Applications to 1045 steel welds*. Materials and Manufacturing Processes, 1999. 14(6): p. 845-860.
46. Appel, L., „Grundlagen der Reibschweißtechnik“, 12. Erfahrungsaustausch Reibschweißen in der SLV München, München, 2002.
47. Addison, A. and P. Threadgill, *Initial studies of linear friction welding of a C-Mn steel*. Weld. Cutting, 2010. 9(6): p. 364-370.
48. Rotundo, F., et al., *Mechanical and microstructural characterization of 2124Al/25 vol.%SiCp joints obtained by linear friction welding (LFW)*. Composites Part a-Applied Science and Manufacturing, 2010. 41(9): p. 1028-1037.
49. Koo, H.H. and W.A. Baeslack, *Structure, Properties, and Fracture of Linear Friction Welded Al-Fe-V-Si Alloy 8009*. Materials Characterization, 1992. 28(2): p. 157-164.
50. Ceschini, L., et al., *A study on similar and dissimilar linear friction welds of 2024 Al alloy and 2124Al/SiCp composite*. Advanced Materials Research, 2010. 89-91: p. 461-466.
51. Dalgaard, E., et al., *Linear friction welding of a near-beta titanium alloy*. Acta Materialia, 2012. 60(2): p. 770-780.
52. Li, W.Y., T.J. Ma, and S.Q. Yang, *Microstructure Evolution and Mechanical Properties of Linear Friction Welded Ti-5Al-2Sn-2Zr-4Mo-4Cr (Ti17) Titanium Alloy Joints*. Advanced Engineering Materials, 2010. 12(1-2): p. 35-43.
53. Chamanfar, A., et al., *Maximizing the integrity of linear friction welded Waspaloy*. Materials Science and Engineering a-Structural Materials Properties Microstructure and Processing, 2012. 555: p. 117-130.
54. Addison, A. and P. Threadgill, *Initial studies of linear friction welding a C-Mn steel*. Welding and Cutting 2010. 9(6): p. 364-370.
55. Romero, J., et al., *Effect of the forging pressure on the microstructure and residual stress development in Ti-6Al-4V linear friction welds*. Acta Materialia, 2009. 57(18): p. 5582-5592.
56. Ma, T., W.-Y. Li, and S. Yang, *Impact toughness and fracture analysis of linear friction welded Ti-6Al-4V alloy joints*. Materials & Design, 2009. 30(6): p. 2128-2132.
57. Li, W.Y., et al., *Microstructure Characterization and Mechanical Properties of Linear Friction Welded Ti-6Al-4V Alloy*. Advanced Engineering Materials, 2008. 10(1-2): p. 89-92.
58. Turner, R., et al., *The Magnitude and Origin of Residual Stress in Ti-6Al-4V Linear Friction Welds: An Investigation by Validated Numerical Modeling*. Metallurgical and Materials Transactions B-Process Metallurgy and Materials Processing Science, 2012. 43(1): p. 186-197.
59. Attallah, M.M., et al., *Influence of Linear Friction Welding Parameters on the Residual Stress Development in Ti-6246*. Trends in Welding Research, 2009: p. 751-757.
60. Frankel, P., et al., *Comparison of residual stresses in Ti-6Al-4V and Ti-6Al-2Sn-4Zr-2Mo linear friction welds*. Materials Science and Technology, 2009. 25(5): p. 640-650.
61. Preuss, M., et al., *Residual stresses in linear friction welded IMI550*. Journal of Neutron Research, 2004. 12(1-3): p. 165-173.
62. Shtrikman, M., *Linear friction welding*. Welding international, 2010. 24(7): p. 563-569.

63. Chamanfar, A., et al., *Mechanical Property and Microstructure of Linear Friction Welded WASPALOY*. Metallurgical and Materials Transactions a-Physical Metallurgy and Materials Science, 2011. 42A(3): p. 729-744.
64. Mary, C. and M. Jahazi, *Linear Friction Welding of IN-718 Process Optimization and Microstructure Evolution*. Thermec 2006 Supplement, 2007. 15-17: p. 357-362.
65. Fuchs, F. and P. Tasic, *Innovatives Schweißverfahren für hochfeste Hebe- und Förderketten*. Schweiss- & Prüftechnik, 2009. Sonderband: p. 15-17.
66. Cerjak, H.-H., A. Pengg, and F. Fuchs, *Method for producing welded round and profile chains, chain links for a round or profile chain and round or profile chain made of chain links of said kind*. 2012.
67. pewag GmbH, *Vertical chain link CC-new 26x100*. 2010.
68. pewag GmbH, *Horizontal chain link CC-new 26x100*. 2010.
69. Mucic, K., F. Fuchs, and N. Enzinger. *Linear friction welding of high strength chains*. in *Proc. of 9th Int. Conf. Trends in Welding Res. Conf.* 2012.
70. pewag GmbH, *Reduzierte Flächenpressung & erhöhtes Verschleißvolumen*. 2016.
71. Maurer, W., et al. *Numerical simulation on the effect of HAZ softening on static tensile strength of HSLA steel welds*. in *Proc. of 10th Int. Seminar on Weldability in Seggau, Austria*. 2012.
72. Maurer, W., et al., *Evaluation of the factors influencing the strength of HSLA steel weld joint with softened HAZ*. *Welding in the World*, 2015. 59(6): p. 809-822.
73. Hochhauser, F. and R. Rauch, *Influence of the soft zone on the strength of welded modern HSLA steels*. *Welding in the World*, 2012. 56: p. 77-85.
74. Weißbach, W., *Werkstoffkunde: Strukturen, Eigenschaften, Prüfung*. 2010: Springer-Verlag.
75. Appel, L. and H. Cramer. „*Linear- und Orbitalreibschweißen, Fügeverfahren mit hohem Innovationspotential*“. in *2. Kongress "Join-Tec" – Fügen mit minimaler Grundwerkstoffbeeinflussung*. 2005.
76. Nentwig, A. and L. Appel, *Tests on the linear friction welding of metals*. *Schweissen und Schneiden (Germany)*, 1995. 8.
77. Li, W.Y., T. Ma, and S. Yang, *Microstructure Evolution and Mechanical Properties of Linear Friction Welded Ti-5Al-2Sn-2Zr-4Mo-4Cr (Ti17) Titanium Alloy Joints*. *Advanced Engineering Materials*, 2010. 12(1-2): p. 35-43.
78. Bruscato, R. *Embrittlement factors for estimating temper embrittlement in 21/4Cr-1Mo, 3.5 Ni-1.75 Cr-0.5 Mo-0.1 V and 3.5 Ni steels*. in *ASTM Conference, Miami, Florida*. 1987.
79. Ritter, J. and R. McPherson, *Embrittlement of the weld heat-affected zone in a Mn-Cr-Mo-V steel*. *Metals Technology*, 1974. 1(1): p. 506-511.
80. Tao, B., et al., *Effects of post-weld heat treatment on fracture toughness of linear friction welded joint for dissimilar titanium alloys*. *Materials Science and Engineering: A*, 2015. 634: p. 141-146.
81. Zhang, C.-c., et al., *Effects of heat treatment on microstructure and microhardness of linear friction welded dissimilar Ti alloys*. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 2013. 23(12): p. 3540-3544.
82. Chen, X., et al., *Effects of post-weld heat treatment on microstructure and mechanical properties of linear friction welded Ti 2 AlNb alloy*. *Materials & Design*, 2016. 94: p. 45-53.
83. Fritz, I.A.H., *Umformen*, in *Fertigungstechnik*. 2015, Springer. p. 429-519.

84. Frigaard, Ø., Ø. Grong, and O. Midling, *A process model for friction stir welding of age hardening aluminum alloys*. Metallurgical and materials transactions A, 2001. 32(5): p. 1189-1200.
85. Midling, O. and Ø. Grong, *A process model for friction welding of Al Mg Si alloys and Al SiC metal matrix composites—I. HAZ temperature and strain rate distribution*. Acta metallurgica et materialia, 1994. 42(5): p. 1595-1609.
86. Sahin, A.Z., et al., *Analysis of the friction welding process in relation to the welding of copper and steel bars*. Journal of Materials Processing Technology, 1998. 82(1): p. 127-136.
87. Fonda, R. and S. Lambrakos, *Analysis of friction stir welds using an inverse problem approach*. Science and Technology of Welding & Joining, 2002. 7(3): p. 177-181.
88. Maalekian, M., *Friction welding of high carbon steel in large cross-section, TU Graz*, 2007.
89. Schmidt, H.B. and J.H. Hattel, *Thermal modelling of friction stir welding*. Scripta Materialia, 2008. 58(5): p. 332-337.
90. Rieder, A., *Keine Probleme mit Inversen Problemen: Eine Einführung in ihre stabile Lösung*. 2013: Springer-Verlag.
91. Cheng, C., *Transient temperature distribution during friction welding of two similar materials in tubular form*. Welding Journal, 1962. 41(12): p. 542-550.
92. Li, W., et al., *Heat reflux in flash and its effect on joint temperature history during linear friction welding of steel*. International Journal of Thermal Sciences, 2013. 67: p. 192-199.
93. Nguyen, T. and D. Weckman, *A thermal and microstructure evolution model of direct-drive friction welding of 1045 steel*. Numerical Analysis of Weldability, 1997: p. 455-473.
94. Karpfinger, C., *Höhere Mathematik in Rezepten: Begriffe, Sätze und zahlreiche Beispiele in kurzen Lerneinheiten*. 2013: Springer-Verlag.
95. Hofmann, W., *Differenzenverfahren für Partielle Differentialgleichungen*. Lecture Notes, 2005.
96. Reimer, M., *Stabilität bei numerischer Integration von Differentialgleichungen*. 1963.
97. Fluhner, J., *DEFORM-3D Version 5.0 user's manual*. Scientific Forming Technologies Corporation, 2004.
98. Ruge, J., *Niedriglegierte Stähle*. Handbuch der Schweißtechnik: Band I: Werkstoffe, 1991: p. 111-163.
99. Bhadeshia, H. and J. Christian, *Bainite in steels*. Metallurgical transactions A, 1990. 21(3): p. 767-797.
100. Arimoto, K., et al. *Development of heat treatment simulation system" Deform-HT"*. in *18th ASM Heat Treating Society Conference and Exposition including the Liu Dai Memorial Symposium*. 1998.
101. Johnson, W.A. and R.F. Mehl, *Reaction kinetics in processes of nucleation and growth*. Trans. AIME, 1939. 135(8): p. 396-415.
102. Magee, C., *Nucleation of martensite*. Paper from Phase Transformations, ASM. 1970, 115-156.

## 10. Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Ankerkettenschmiede mit drei Fallhämmern, wie sie 1878 im Kettenwerk in Betrieb standen [4].....	15
Abbildung 2: Frauen um ca. 1930 in der Kettenfertigung [5].....	16
Abbildung 3: Versagen in der Schweißzone eines widerstandsstumpfgeschweißten Kettengliedes.....	16
Abbildung 4: Reibschweißverfahren in Abhängigkeit der Relativbewegung der Fügeteile [12].....	19
Abbildung 5: Eine der ersten schematischen Darstellungen des linearen Reibschweißens [14] .....	20
Abbildung 6: Konventionell hergestellte Verdichterscheiben im Vergleich zu linear reibgeschweißten Verdichterscheiben (bladed disk) [16] .....	21
Abbildung 7: Schematischer Prozessverlauf des linearen Reibschweißens [21].....	22
Abbildung 8: Schematische Darstellung der Phasen des linearen Reibschweißens .	24
Abbildung 9: Verlauf des linearen Reibschweißprozesses .....	25
Abbildung 10: Einfluss der Schweißparameter auf die Verbindungsfestigkeit [29] ...	27
Abbildung 11: Prozessstufen der statistischen Versuchsplanung [35].....	28
Abbildung 12: Schematische Darstellung des Schweißgates und der Schweißgratriefen [32].....	30
Abbildung 13: Kombiniertes Schweißgrat (links) einer Titanlegierung und geteilter Schweißgrat (rechts) einer Nickel Basis-Legierung [24] .....	31
Abbildung 14: Selbstreinigungseffekt des linearen Reibschweißens-Verunreinigungen dargestellt als Punkte entlang der Schweißlinie (a), In der Phase der axialen Verkürzung beginnen sich die Verunreinigungen in der Schweißgrat zu extrudieren (b) und am Ende des Schweißprozesses befinden sich alle Verunreinigungen in dem Schweißgrat (c) .....	32
Abbildung 15: Vergleich der simulierten Temperatur und axialen Verkürzung zur experimentell gemessenen Werten [43] .....	33
Abbildung 16: Schweißgratenwicklung während des Schweißprozesses [44].....	34
Abbildung 17: Angenommene Temperaturprofile die in [34] für das Modell verwendet wurden.....	35
Abbildung 18: Schweißgratentwicklung in Abhängigkeit der verwendeten Schweißparameter: (a) Kleinere Amplitude und höhere Reibkraft und (b) dazugehörige Simulation; (c) höhere Amplitude und geringere Reibkraft und (d) dazugehörige Simulation .....	36
Abbildung 19: Gefügeentwicklung der linearen Reibschweißverbindung .....	37
Abbildung 20: Proben vor (a) und nach (b) dem Zugversuch .....	38
Abbildung 21: Härteverlauf einer linear reibgeschweißten Probe Ti-6Al-4V [55] .....	40
Abbildung 22: Makroaufnahmen der untersuchten Proben nach dem Kerbschlagversuch. (a) Probenr.2; (b) Probenr.3 [56] .....	41
Abbildung 23: Spannung in den drei Raumrichtungen als Funktion der Position entlang der axialen Richtung (y-Achse). (a) Längsrichtung; (b) axiale Richtung; (c) Querrichtung [60].....	42
Abbildung 24: S-N Kurven bei unterschiedlichen Ausfallwahrscheinlichkeit [48] .....	43

Abbildung 25: Position der Temperaturmesssensoren (links); Temperaturentwicklung in einer linearen Reibschweißverbindung (rechts) [63] .....	45
Abbildung 26: Lineare Reibschweißmaschine (RSM1) .....	46
Abbildung 27: Gegenüberstellung der Kettengeometrie mit einer (Bild links) und zwei (Bild rechts) Fügstellen .....	47
Abbildung 28: Modell des gebogenen Kettengliedes (Bild links); Ergebnis der Simulation, die Spannungsverteilung (Bild rechts) [65] .....	48
Abbildung 29: Zwei Kettengliedhälften die mittels des linearenreibschweißens miteinander verbunden .....	49
Abbildung 30: Eines der ersten linear reibgeschweißten Rundstahlkettenglieder ....	49
Abbildung 31: Erste Rundstahlkette hergestellt durch den RSM1 .....	50
Abbildung 32: Neu entwickeltes Kettenhalbglied [68] .....	51
Abbildung 33: Neu entwickeltes Kettenvollglied [69] .....	51
Abbildung 34: Linear reibgeschweißte Förderkette [69] .....	52
Abbildung 35: Vergleich der Lastverteilung zwischen der Rundstahlkette beim Abbrennstumpfschweißen (Bilder oben) und der Profilkette beim linearen Reibschweißen (Bilder unten) [70] .....	52
Abbildung 36: Grundwerkstoff 30CrNiMo8 der Kettenglieder .....	54
Abbildung 37: EBSD Aufnahme und die dazugehörige Polefigur des Grundwerkstoffs .....	54
Abbildung 38: In DEFORM implementiertes kontinuierliches ZTU-Schaubild des 1.6580 [98] .....	55
Abbildung 39: Definition der Faktoren für die weitere Untersuchung .....	56
Abbildung 40: Axiale Verkürzung im Kraft-Zeit Diagramm bei einem der Schweißversuche mit dem RSM1 .....	59
Abbildung 41: Pareto-Diagramm der Effekte der Schweißparameter auf den Schweißgrat .....	60
Abbildung 42: Konturdiagramm der Schweißgratverteilung über die Amplitude und Reibkraft .....	61
Abbildung 43: Pareto-Diagramm der Effekte der Schweißparameter auf die Zugfestigkeit .....	61
Abbildung 44: Konturdiagramm der Zugfestigkeitsverteilung über die Amplitude und Reibkraft .....	62
Abbildung 45: Pareto-Diagramm der Effekte der Schweißparameter auf die Reibzeit .....	62
Abbildung 46: Konturdiagramm der Reibzeitverteilung über die Amplitude und Frequenz .....	63
Abbildung 47: Ermittelte Zugfestigkeit und Reibzeit für 15 Proben der optimalen Parametereinstellung .....	64
Abbildung 48: Entnahmestellen der Zugproben (links) und Kennzeichnung der Kerbseite (rechts) .....	65
Abbildung 49: Zugprobe nach Norm DIN 50125 [31] .....	66
Abbildung 50: Spannung – Dehnung – Diagramm für die Zugproben des GW und der LRS Probe mit optimalen Schweißparametern .....	66

Abbildung 51: Makroaufnahme linearer Reibschweißverbindung bei optimalen Schweißparametern .....	68
Abbildung 52: Makroaufnahmen der verschiedenen Zonen der linearen Reibschweißverbindung von Ketten .....	68
Abbildung 53: Korngröße in der Schweißverbindung .....	69
Abbildung 54: Makrohärteverlauf der linearen Reibschweißverbindung .....	70
Abbildung 55: Mikrohärteverlauf der linearen Reibschweißverbindung .....	71
Abbildung 56: Zeit-Temperatur-Verlauf beim Härten [75] .....	72
Abbildung 57: Makrohärteverlauf der linearen Reibschweißverbindung bei einer Anlasstemperatur von 200°C .....	72
Abbildung 58: Makrohärteverlauf der linearen Reibschweißverbindung bei einer Anlasstemperatur von 550°C .....	73
Abbildung 59: Entnahmestellen der Kerbschlagbiegeproben (links) und Kennzeichnung der Kerbseite (rechts) .....	74
Abbildung 60: Abmessungen der Kerbschlagbiegeprobe nach DIN EN 10045 .....	74
Abbildung 61: Kv-T-Kurve für den Grundwerkstoff .....	75
Abbildung 62: Kv-T-Kurve für die Schweißnahtmitte .....	75
Abbildung 63: Vergleich der Kerbschlagarbeit im Grundwerkstoff und Schweißnahtmitte .....	76
Abbildung 64: Kerbschlagarbeit in den verschiedenen Zonen der linearen Reibschweißverbindung .....	77
Abbildung 65: Position der Thermolemente im Kettenglied für die Temperaturmessung .....	79
Abbildung 66: Experimentell ermittelter Temperaturverlauf für die drei Positionen im Kettenglied .....	80
Abbildung 67: Experimentell ermittelte axiale Verkürzung für ein Kettenglied. Die strichlierte Linie würde für die Berechnung der Reibungswärme verwendet .....	81
Abbildung 68: Linearreibgeschweißte Förderkette im Lafarge Zementbecherwerk im Einsatz .....	82
Abbildung 69: Verschleiß beider Förderketten im Zementbecherwerk Lafarge über einen Zeitraum von 2 Jahren .....	83
Abbildung 70: Schematische Darstellung des linearen Reibschweißens .....	85
Abbildung 71: Darstellung des Modells zur Lösung des inversen Wärmeleitungsproblems .....	86
Abbildung 72: 1-D Finite Differenzen Model .....	87
Abbildung 73: Diskretisierung des 1-D Finite Differenzen Models .....	87
Abbildung 74: Differenzenschema bei der expliziten Zeitintegration der Wärmeleitungsgleichung [96] .....	89
Abbildung 75: Flussdiagramm für die Berechnung des durch Reibung erzeugten Wärmestroms .....	90
Abbildung 76: Reibungswärme über der Zeit von linear reibgeschweißten Ketten ermittelt mit dem inversen Wärmeleitungsmodell .....	91
Abbildung 77: Durch das inverse Wärmeleitungsprofil berechneter und experimentell gemessener Temperaturprofil .....	92

Abbildung 78: Kettenhalbglied mit den verwendeten Randbedingungen für die 3D thermo-mechanische FE Simulation .....	93
Abbildung 79: Einspannung des Kettengliedes .....	94
Abbildung 80: Axiale Belastung .....	94
Abbildung 81: Temperaturverteilung im Kettenglied nach 2,4 Sekunden .....	96
Abbildung 82: Vergleich der simulierten mit der berechneten Temperaturentwicklung bei 3,5mm und 4,5mm Anfangsabstand von der Fügefläche .....	97
Abbildung 83: Simulierter Temperaturverlauf bei x=0 d.h. genau in der Reibfläche dargestellt.....	97
Abbildung 84: Axialeverkürzung im Kettenglied nach 2,4 Sekunden.....	98
Abbildung 85: Vergleich der experimentellen mit der berechneten axialen Verkürzung des Kettengliedes.....	99
Abbildung 86: Makroaufnahme der linear reibgeschweißten Kette (links) und Simulationsergebnis (rechts) .....	100
Abbildung 87: Spannungsverteilung im Kettenglied nach 2,4 Sekunden.....	100
Abbildung 88: Dehnungsverteilung im Kettenglied nach 2,4 Sekunden .....	101
Abbildung 89: Verteilung der äquivalenten maximalen Dehnungsrate im Kettenglied nach 2,4 Sekunden.....	101
Abbildung 90: In DEFORM implementiertes kontinuierliches ZTU-Schaubild des 1.6580 [98] .....	102
Abbildung 91: Bilder a und b stellen den Ausgangszustand (t=0 s) dar.....	103
Abbildung 92: Bild c beschreibt die Gefügeentwicklung im Kettenglied nach 2,4 Sekunden (t=2,4 s). Bild d zeigt das Kettenhalbglied beim Erreichen der Raumtemperatur.....	103
Abbildung 93: Ergebnisse der thermometallurgischen Simulation der Gefügeentwicklung in der Schweißnahtmitte.....	104
Abbildung 94: Ausgewertete Schweißnahtbreite und Mikrostruktur in der gesamten Schweißnaht.....	105
Abbildung 95: Berechneter Gefügevolumenanteil in der gesamten Schweißnaht nach dem Schweißen.....	105
Abbildung 96: Lichtmikroskopische Aufnahme der Schweißverbindung.....	106
Abbildung 97: Lichtmikroskopische Aufnahme der Schweißnahtmitte.....	106
Abbildung 98: Markteinführung der linear reibgeschweißten Förderkette bei der Fa. pewag GmbH.....	111
Abbildung 99: Bemaßtes Kettenvollglied .....	123
Abbildung 100: Bemaßtes Kettenhalbglied.....	124
Abbildung 101: Eingabemaske der LRS-Maschine .....	125
Abbildung 102: Axiale Verkürzung.....	125
Abbildung 103: Istkraft Stauchzylinder .....	126
Abbildung 104: Amplitude.....	126
Abbildung 105: Istkraft Puls .....	127
Abbildung 106: Fließspannungskurven bei einer Dehnrates von 0,015s <sup>-1</sup> .....	128
Abbildung 107: Fließspannungskurven bei einer Dehnrates von 0,0015s <sup>-1</sup> .....	128



## 11. Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Zusammenfassung der mechanischen Eigenschaften des LRS 1.0503..	38
Tabelle 2: Effizienz der linearen Reibschweißverbindung, sortiert nach aufsteigendem Schweißfaktor.....	39
Tabelle 3: Kerbschlagzähigkeit der untersuchten Proben [56].....	41
Tabelle 4: Experimentell gemessene chemische Zusammensetzung der gesenkschmiedeten Kettenhalb- und Kettenvollglieder .....	53
Tabelle 5: Zusammenfassende Versuchsplanung für die Schweißversuche.....	57
Tabelle 6: Definierte Schweißgratkategorien .....	58
Tabelle 7: Optimale Parametereinstellung.....	63
Tabelle 8: Auswertung der Ergebnisse für die optimale Parametereinstellung.....	64
Tabelle 9: Ergebnisse der Zugversuche .....	67
Tabelle 10: Auswertung der Ergebnisse für die optimale Parametereinstellung.....	67
Tabelle 11: Auswertung der Ergebnisse für die optimale Parametereinstellung.....	71
Tabelle 12: Ergebnisse für die Kerbschlagarbeit in den verschiedenen Zonen der linearen Reibschweißverbindung.....	77
Tabelle 13: Spitzentemperatur, Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeit für die drei Positionen im Kettenglied .....	80

## 12. Studienarbeiten

Im Rahmen dieser Dissertation entstanden am Institut für Werkstoffkunde und Schweißtechnik (IWS) der Technischen Universität Graz (TUG) in den Jahren von 2011 bis 2014 unter wesentlicher wissenschaftlicher, fachlicher und inhaltlicher Anleitung des Autors die im Folgenden aufgeführten studentischen Arbeiten. In diesen wurden Fragestellungen zum linearen Reibschweißen von Förderketten untersucht. Entstandene Ergebnisse sind teilweise in die vorliegende Arbeit eingeflossen. Der Autor dankt allen Studierenden für ihr Engagement bei der Unterstützung dieses Dissertationsprojektes.

In Rahmen dieses Dissertationsprojektes wurden folgende Diplomarbeiten betreut:

[1] Johannes Löffelmann, Systematische Untersuchung der Schweißparameter beim linearen Reibschweißen, Graz, 2012.

[2] Jose Romero Lopera, Numerical simulation of linear friction welded chain links, Graz, 2012.

[3] Maximilian Stummer, Ermittlung der thermo-mechanischen Eigenschaften von 30CrNiMo8 für die Simulation, Graz 2014.

In Rahmen dieses Dissertationsprojektes wurden folgende Bakk. Arbeiten betreut:

[1] Clemens Bauer, Investigations on linear friction welded chain links of 30CrNiMo8, Graz 2011.

[2] Stephan Fritsch, Einfluss der Schweißparameter auf die mechanisch-technologischen Eigenschaften der hochfesten, linear reibgeschweißten Kette, Graz 2014.

[3] Sebastian Golser, Beschreibung der axialen Verkürzung des linearen Reibschweißens von hochfesten Kettengliedern in Abhängigkeit von gewählten Schweißparametern, Graz 2012.

[4] Patrik Langkammer, Berechnung der Temperatur in der Reibphase des linearen Reibschweißens von hochfesten Kettengliedern, Graz 2012.

[5] Mairamhof Matthias, Vorhersage der mechanischen Eigenschaften beim linearen Reibschweißen von hochfesten Kettengliedern unter Verwendung von künstlichen neuronalen Netzwerken, Graz 2012.

[6] Thomas Spenger, Untersuchungen an linearreibgeschweißten Kettengliedern aus 1.4404 und 1.4112, Graz 2012.

# 13. Anhang

## 13.1 Fügeile

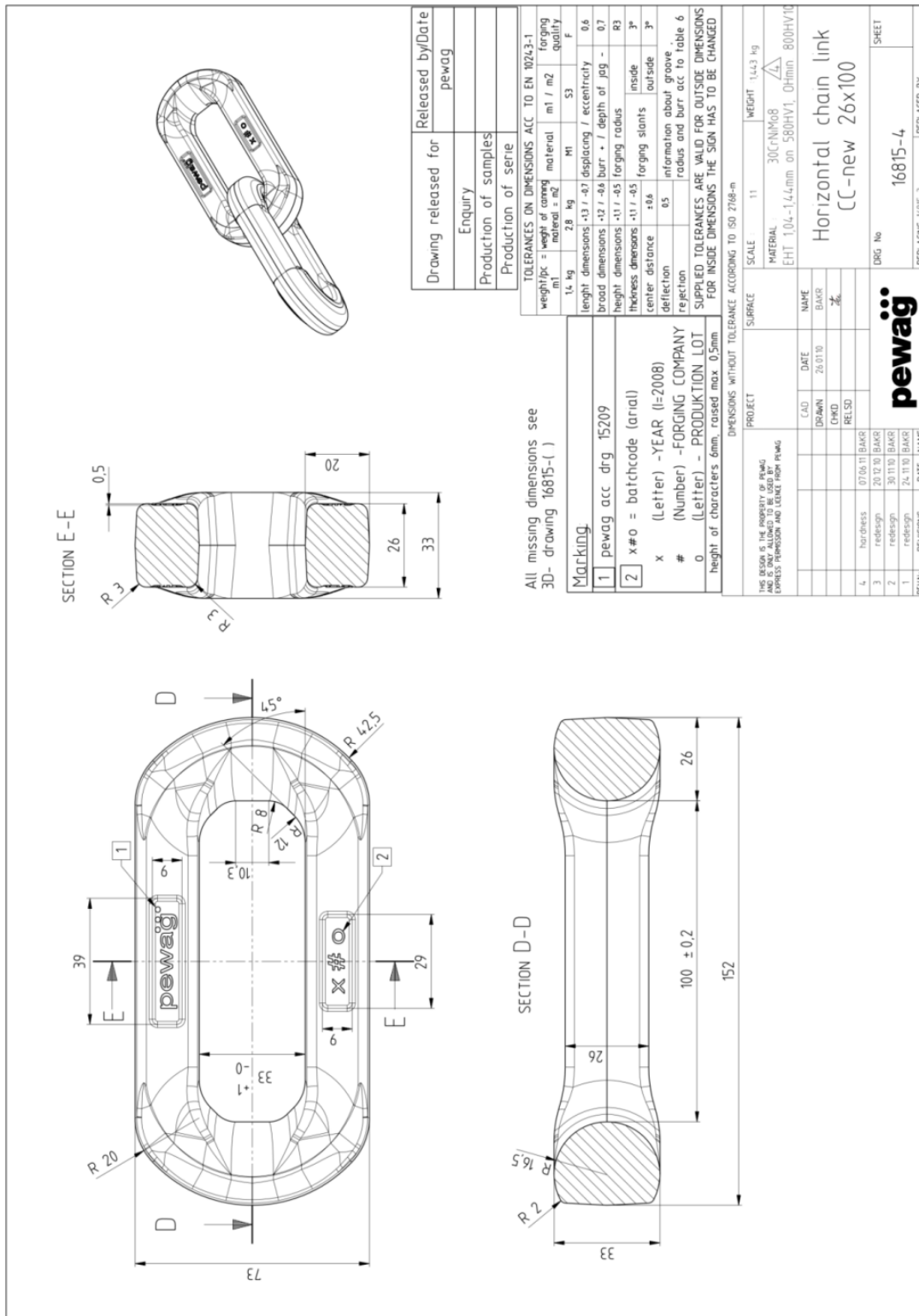


Abbildung 99: Bemaßtes Kettenvollglied

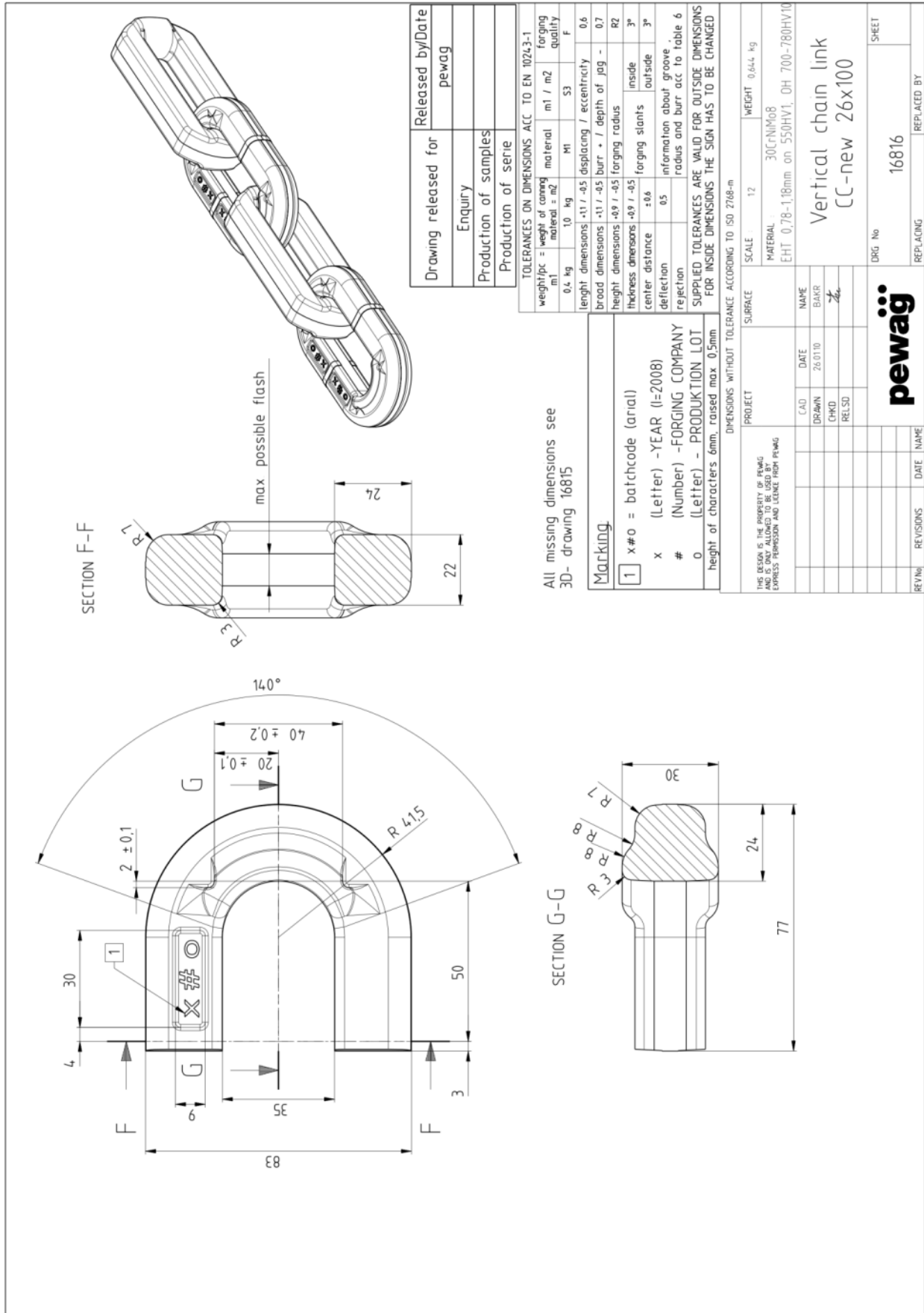


Abbildung 100: Bemaßtes Kettenhalbglied

### 13.2 Messprotokolle der optimalen Parametereinstellung

Im Anschluss sind die Eingabemaske (Abbildung 101) und die Messprotokolle (Abbildung 102, Abbildung 103, Abbildung 104 und Abbildung 105), welche die Software der Linearreißschweißmaschine für eine Probe die mit optimalen Parametern geschweißt wurde, dargestellt.

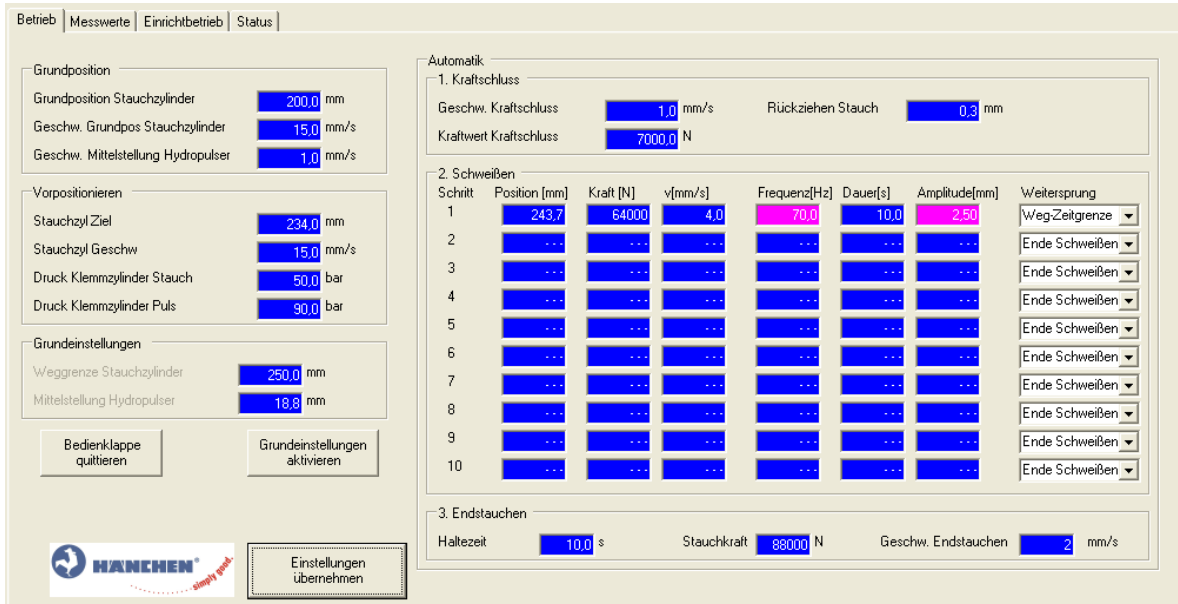


Abbildung 101: Eingabemaske der LRS-Maschine

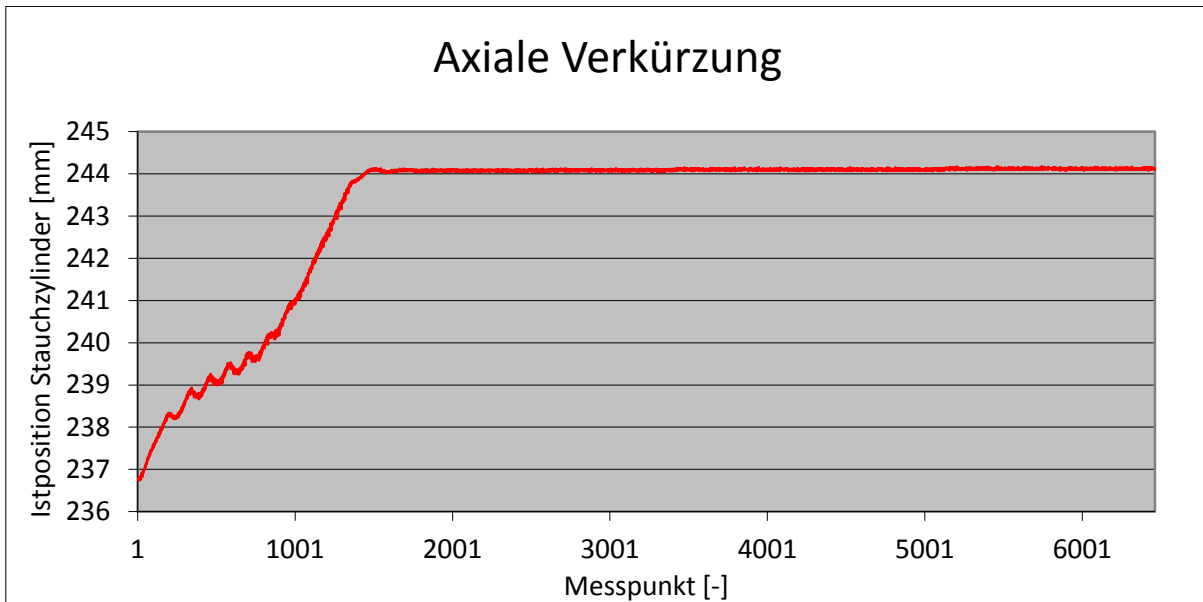


Abbildung 102: Axiale Verkürzung

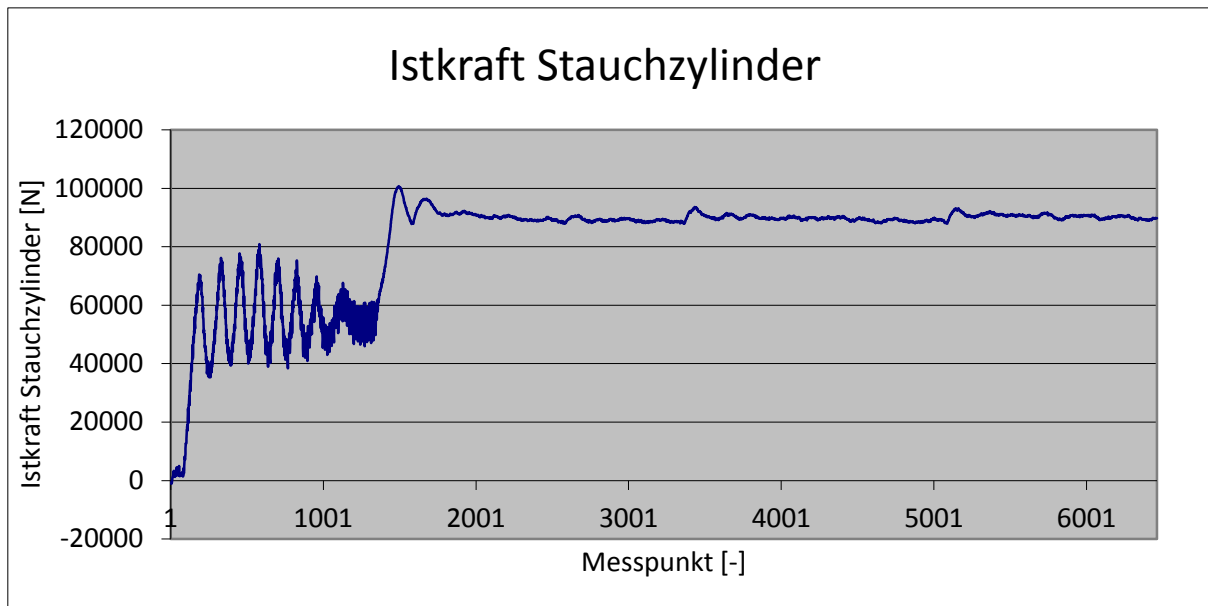


Abbildung 103: Istkraft Stauchzylinder

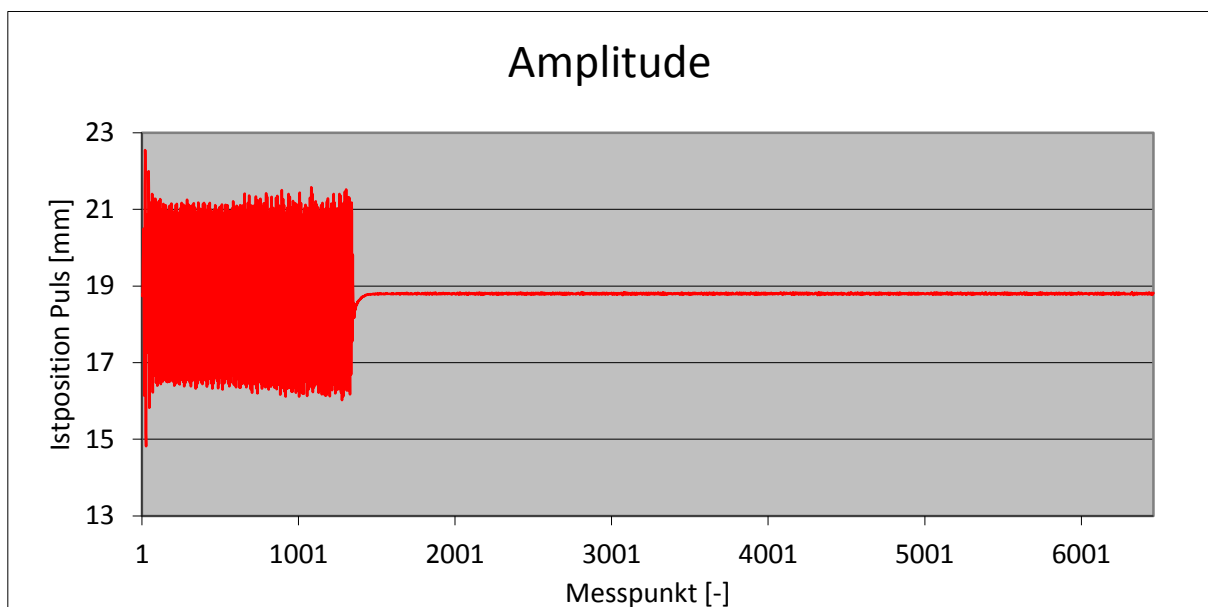


Abbildung 104: Amplitude

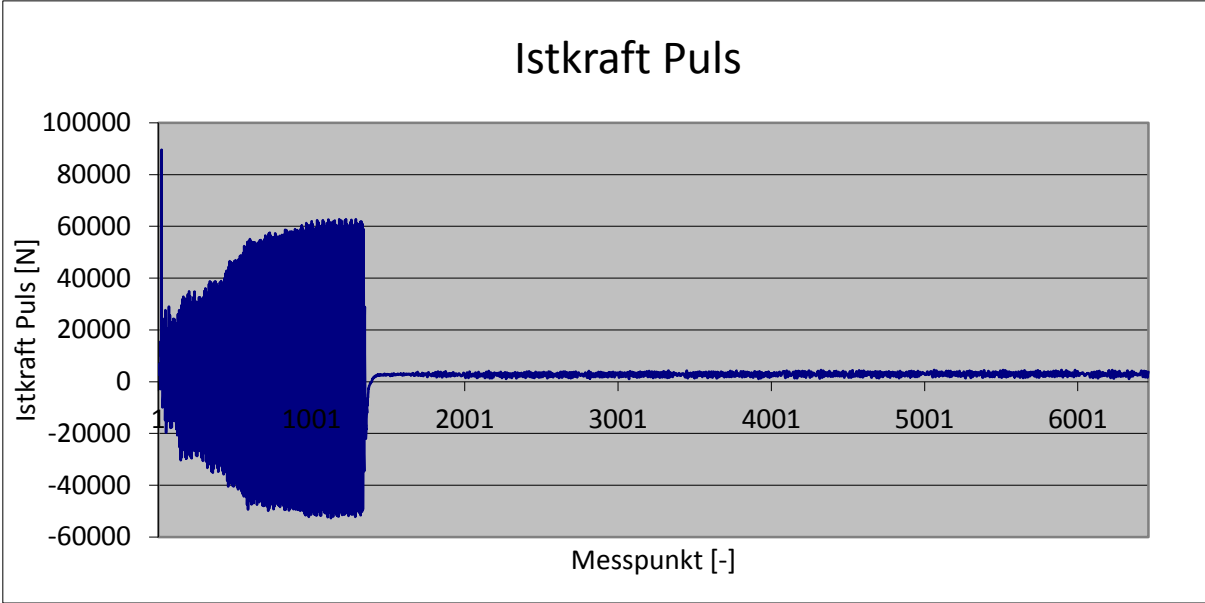


Abbildung 105: Istkraft Puls

### 13.3 Materialdaten des 30CrNiMo8 für die Simulation

Im Anschluss sind die Fließspannungskurven bei einer Dehnrates von  $0,015s^{-1}$  (Abbildung 1066) und  $0,0015s^{-1}$  (Abbildung 1077), dargestellt.

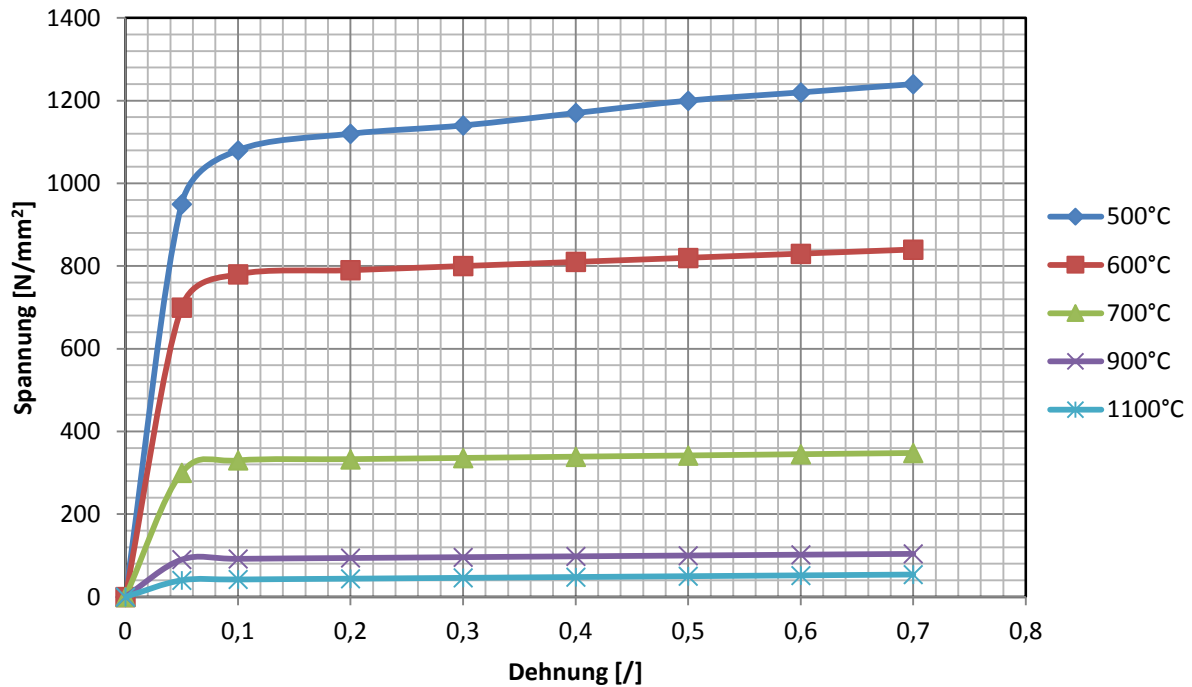


Abbildung 106: Fließspannungskurven bei einer Dehnrates von  $0,015s^{-1}$

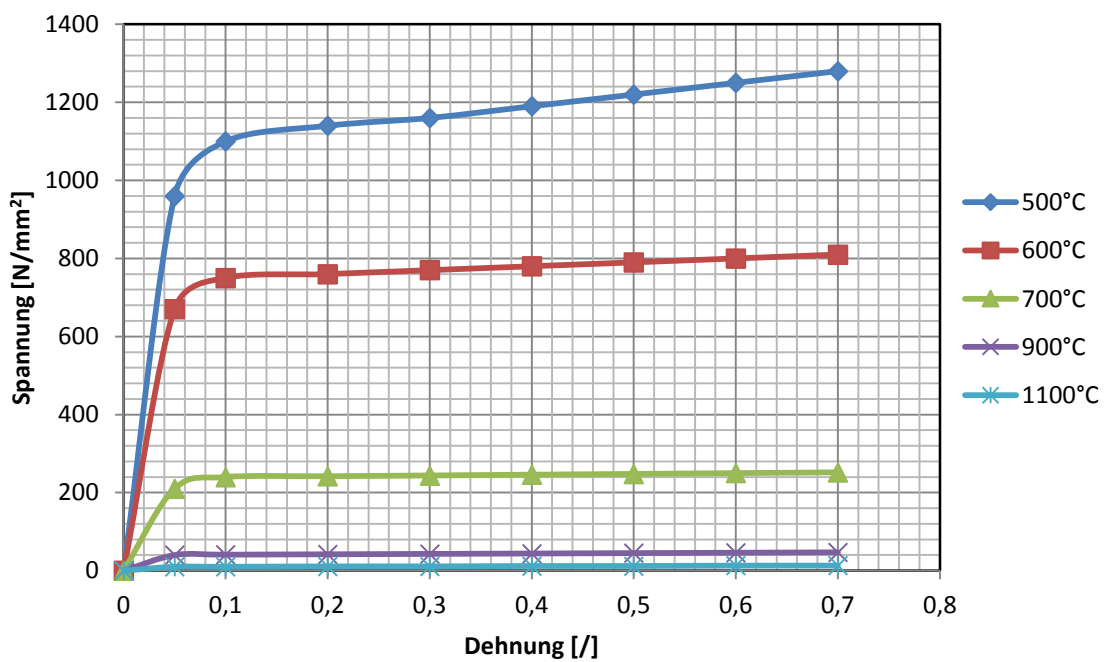


Abbildung 107: Fließspannungskurven bei einer Dehnrates von  $0,0015s^{-1}$